

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA  
FACULTATEA DE CONSTRUCȚII ȘI ARHITECTURĂ  
DEPARTAMENTUL DE CONSTRUCȚII METALICE  
ȘI  
MECANICA CONSTRUCȚIILOR

# SIGURANȚA ÎN EXPLOATARE ȘI REABILITAREA PODURILOR METALICE

**Edward PETZEK**



↵ Timișoara 2004 ↵

## MULȚUMIRI

*Îmi exprim recunoștința față de conducătorul științific Prof. dr. ing. Radu BĂNCILĂ, pentru contribuția sa majoră la coordonarea programului de cercetare și a tezei de doctorat.*

*O parte importantă a prezentei teze de doctorat a fost efectuată la Universitatea Tehnică din München, fiind susținută financiar din fonduri DAAD. În calitate de colaborator extern al Catedrei de Construcții Metalice din cadrul Facultății de Construcții și Geodezie adresez mulțumiri pentru întregul sprijin acordat șefului de catedră și totodată responsabil al programului de cooperare dintre TU München și UP Timișoara, domnul Prof. dr. ing. Gert ALBRECHT. Mulțumiri deosebite îmi exprim și față de domnul Prof. dr. ing. Dimitris KOSTEAS, sub îndrumarea căruia a fost desfășurată cercetarea atât în faza programului experimental cât și a elaborării tezei.*

*De asemenea mulțumesc tuturor celor care au contribuit la buna desfășurare a programului de cercetare: colegelor de la disciplina de Structuri metalice ușoare și oboseală – doamnele Asist. univ. ing. Marianna MICHALOUDAKI și Asist. univ. ing. Christina RADELBECK; șefului de laborator – domnul Ing. dipl. Andreas GREUBEL, domnului Georg BAUMGART, doamnei secretare Renate STEINER, doamnei bibliotecare Christl GEIPEL, cât și domnului Stefan BATHORY.*

*Mulțumesc tuturor celor care m-au ajutat pe perioada acestui stagiu de doctorat – colectivului din care fac parte, centrelor de cercetare din departament CEMSIG și CNCCO, specialiștilor de la ISIM Timișoara, colegilor de la Facultatea de Mecanică, Catedra de Rezistența materialelor, cât și Regionalei de Căi Ferate Timișoara și filialei Banat a APDP.*

*Mulțumiri speciale adresez și domnului Ing. Andrei PORUMB.*

*Părinților mei, pe care i-am simțit întotdeauna aproape de mine și care m-au susținut, le mulțumesc frumos.*

*... și nu în ultimul rând, Soției mele Mona, cea care m-a susținut, ajutat și mi-a fost alături, ... un sincer mulțumesc!*

## DANKSAGUNG...

*Ein wichtiger Teil der vorliegenden Promotionsarbeit wurde an der Technischen Universität München ausgearbeitet, wobei sie mit Hilfe von DAAD Geldern finanziell unterstützt wurde. Als externer Mitarbeiter des Lehrstuhls für Stahlbau innerhalb der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen spreche ich meinen besonderen Dank aus für die ganze mir gebotene Unterstützung, dem Lehrstuhlinhaber und gleichzeitig Koordinator des Kooperationsvertrags zwischen der TU München und TUP Temeswar Herrn Prof. Dr. Ing. Gert ALBRECHT, und gleichzeitig dem Herrn Prof. Dr. Ing. Dimitris KOSTEAS, unter dessen Leitung die Forschung sowohl in der Phase des experimentellen Programms als auch in der Ausarbeitungsphase der Doktorarbeit durchgearbeitet wurde.*

*Gleichfalls bedanke ich mich bei allen, die sich an der erfolgreichen Entfaltung des Forschungsprogramms beteiligt haben: bei den Kolleginnen von der Abteilung für Leichtmetallbau und Ermüdung – Frau Univ. Assis. Ing. Marianna MICHALOUDAKI und Frau Univ. Assis. Ing. Christina RADELBECK, dem Laborchef – Herrn Dipl. Ing. Andreas GREUBEL, Herrn Georg BAUMGART, der Frau Sekretärin Renate STEINER, der Frau Bibliothekarin Christl GEIPEL, wie auch dem Herrn Stefan BATHORY.*



## INHALT

Der Titel der Promotionsarbeit ist: „Nutzungssicherheit und Wiederertüchtigung von Stahlbrücken“.

Die Promotionsarbeit hat ungefähr 400 Seiten und ist in **8 Kapiteln strukturiert**.

Im Folgenden wird eine Kurzfassung dieser angeboten:

**Kapitel 1** – Dieses Kapitel beinhaltet eine allgemeine Präsentation des angeschnittenen Themas. Im Rahmen dieses wird die Lage sowohl der Eisenbahn- als auch der Straßenstahlbrücken vorgestellt, und zwar auf Grund von Informationen, die von den Verwaltungen erhalten wurden. Eine Präsentation der Brückenstrukturen mit langer Nutzungsdauer, wie auch die typischen Defekte bzw. ihre Verbesserungsmaßnahmen wurde gemacht. Die Wichtigkeit des Bereichs und die Vorteile der bruchmechanischen Methode wurde unterstrichen. Zugleich werden auch die Ziele der Arbeit angegeben.

- Die Einführung der Bruchmechanik als komplementäre Methode zur Bestimmung der Restsicherheit einer Struktur.
- Die Ausarbeitung einer neuen Methodologie zur Bestimmung der Sicherheit der bestehenden Stahlbrückenstrukturen mit langer Nutzungsdauer für die Ergänzung gegenwärtiger rumänischer Methodologien mit Hilfe moderner Prüfungsmethoden.
- Die Erweiterung der Nutzungsdauer der alten Brücken ohne Sicherheitsverringern.

**Die Bestimmung der Sicherheit bestehender Brückenstrukturen, bzw. die Ermittlung der Restnutzungsdauer** wird zurzeit mit Hilfe der linearen Schadensakkumulations-Methode nach Palmgren – Langer – Miner gemacht. In der gegenwärtigen Praxis wird angenommen, dass bei der Erscheinung eines Risses das Bauelement die nötige Sicherheit nicht mehr gewährleistet. Die Bruchmechanik ist ein Mittel zur Bestimmung der Rissgeschwindigkeit, und implizite der Zeitspanne in der das gerissene Bauelement in Sicherheitsbedingungen genutzt werden kann.

**Die Bruchmechanik** ist ein interdisziplinäres Fach, dessen Prinzipien auf Baustrukturen verschiedener Arten angewendet werden können, und das auf wichtige Fragen der bestehenden Strukturen zu antworten versucht, diese wären:

- Wie variiert die Tragfestigkeit der Struktur (Resttragfestigkeit) während ein Defekt-Anfangsriss fortschreitet?
- Welche ist die zulässige maximale Risslänge für die Nutzung der Struktur?
- Welche ist die Zeitspanne in der ein Riss mit einer gewissen (entdeckbaren) Vorrisslänge die zulässige maximale Risslänge erreicht?
- Welche sind die Inspektionsintervalle wenn eine Struktur einen gewissen Schadungsgrad erreicht hat?

**Kapitel 2** – Titel: „**Ermüdungsnachweis der Stahlbrücken**“. Dieses Kapitel stellt eine state of the art des Ermüdungsphänomens, bzw. der Berechnung der Restnutzungsdauer mit Hilfe der

klassischen Methode, die auf dem Prinzip der linearen Schadenakkumulation PLM basiert, dar. Weiterhin wird die aktuelle Lage der rumänischen Fachnormen in Bereich der Eisenbahn (SR 1911-1998) und der Straßen (AND Methodologie), wie auch der Vorschriften der wichtigsten Normen auf internationaler Ebene, die Methodologien zur Schätzung der Tragfähigkeit der bestehenden Stahlbrückenstrukturen (DS 805: 1991, DS 805: 1999, SIA 161/1990, Eurocode 3 Teil 2, DIN 1076-1999) beinhalten, vorgestellt.

Auf Grund der Wichtigkeit des Bereichs wird die Aktualisierung der Normen zur Bestimmung der Betriebssicherheit von bestehenden Stahlbrücken aus Rumänien als notwendig erachtet, wobei folgende Probleme in Betracht gezogen werden sollen:

- ✓ Neuformulierung des klassischen Konzepts für eine genauere und leichtere Behandlung;
- Ergänzung des klassischen Konzepts mit der bruchmechanischen Methodologie.

**Kapitel 3 – „Bruchmechanische Prinzipien“:** nach einer „up to date“ Synthese, die theoretische Aspekte der Bruchmechanik, sowohl aus dem LEBM, als auch aus dem EPBM Bereich, der Spannungskonzentratoren, der Nachweiskriterien, die auf Grund der Bruchmechanik bestimmt sind, des Rissfortschrittes, beinhaltet, wird eine detaillierte Präsentation der gegenwärtigen Normen ASTM zur Bestimmung der bruchmechanischen Parameter: K, J, CTOD, Rissfortschritt (C und m) gemacht.

**Kapitel 4 – „Experimentelles Programm“:** Das Kapitel stellt die Versuche, die auf von einer alten Eisenbahnbrücke (Bj. 1912) entnommenen Probekörper durchgeführt wurden, dar: konventionelle Versuche (chemische Analysen, metallographische Analyse, Zugversuche, Brinell Härtetest, Kerbschlagversuche) und bruchmechanische Versuche (J Integral, CTOD, Rissfortschritt). Es werden die Anfangsparameter, die Versuchsdurchführung und die Ergebnisse präsentiert. Gleichzeitig wird eine Interpretation der Ergebnisse bzw. eine statistische Verarbeitung der experimentellen Daten gemacht. Es wurden Mindestwerte für die Fließgrenze, Zugfestigkeit und Risszähigkeit für alte genietete Stahlbrücken aus Rumänien, die in der Zeitspanne 1900 – 1930, aus Thomas Stahl gebaut wurden, bestimmt.

**Kapitel 5 – „Bestimmung der Zulässigkeit von Defekten auf Grund der Risszähigkeit des Materials und Fehlernachweisdiagramme (Failure Assessment Diagram)“:** Das Kapitel stellt die erste Etappe einer zweistufigen Ermittlungsmethodologie für die Dauerhaftigkeit der Tragelemente, so wie sie für alte genietete Brückenstrukturen vom Autor gedacht ist, vor. Die Bewertung der Zulässigkeit eines Defekts mit angegebenen Dimensionen, wenn man das Höchstniveau der Außenbeanspruchungen und die Risszähigkeit des Materials kennt; die Bewertung der zulässigen Dimensionen entsprechend eines auferlegten Niveaus der Außenbeanspruchungen für den Defekt mit angegebenen Dimensionen, wenn man die Risszähigkeit des Materials kennt. Diese Methode zur Bestimmung der Zulässigkeit von Defekten wurde auf Grund der Vorschriften des BS 7910:1999 konzipiert und basiert auf zwei Kriterienverfahren. Für eine leichte Anwendung der Methodologie wurden Berechnungsautomatisierungen in Mathcad und Mathematica Programme entworfen. Für die Praxis wurde eine Generalisierung der Äquivalenzmöglichkeit der reellen mit den idealisierten Ermüdungsrissen in Bezug auf die Querschnitte der Haupttragelemente der alten genieteten Eisenbahnbrücken entworfen.

**Kapitel 6 - "Ermüdungsanalyse der Strukturelemente und Bestimmung der Restnutzungsdauer"**. Die Methode zur Ermittlung der Ermüdung von Tragelementen mit Defekten wurde auf Grund der Modellierungsmöglichkeit, des Wachstumsprozesses der Rissdimensionen unter Ermüdungsspannungen und mit Hilfe von bekannten Gesetzen, entwickelt. Diese Methode fundiert auf die Vorschriften des BS 7910:1999, indem sie für genietete Stahlbrücken mit langer Nutzungsdauer angewendet wurde. Sie kann auch auf andere Brückenstrukturen, die rissartige Defekte beinhalten, anwenden. Für eine unkompliziertere Anwendung des Verfahrens zur Ermittlung der Ermüdung von Tragelementen wurde ein Programm in Visual C++ V.6 entworfen, das den Rissfortschritt simulieren kann und die benötigte Zyklanzahl bis zum Bruch bestimmen kann. Das Programm löst zwei Arten von Anwendungen, und zwar folgende:

- ✓ Die Ermüdungsermittlung der Tragelemente, die ein Defekt vom Typ Mittelriss durch die ganze Körperdicke (vom Typ Platte) beinhalten.
- ✓ Die Ermüdungsermittlung der Tragelemente, die ein Defekt vom Typ Randriss durch die ganze Körperdicke (vom Typ Platte) beinhalten.

Auf Grund der Ergebnisse, die mit Hilfe dieser Untersuchungsmethode in zwei Schritte erhalten hat, kann man Schlussfolgerungen ziehen bezüglich des Mäntenanzprogramms, das auf die Struktur angewendet werden muss, der Ertüchtigungsmaßnahmen, die getroffen werden sollen, der Notwendigkeit des Ergreifens von Verkehrs- oder Geschwindigkeitseinschränkungsmaßnahmen oder der Notwendigkeit des Schließens und Ersetzens der Struktur. Gleichzeitig wird die Tatsache unterstrichen, dass die Kenntnis der Fortschrittsart und –geschwindigkeit eines Defekts und dessen Ernsthaftigkeit, die in der Restnutzungsdauer ausgedrückt wird (Jahre, Monate, Tage), kann die Restnutzungsdauer unter sicheren Bedingungen dieser Brückenstrukturen verlängert werden.

**Kapitel 7 - "Ertüchtigung der Stahlbrücken"**. Das Kapitel stellt die Ertüchtigungslösungen für alte bestehende Stahlbrücken dar. In diesem Sinne wird eine Case Study der Straßenbrücke in Sävârşin vorgestellt.

**Kapitel 8 - "Schlussfolgerungen"** Die Schlussfolgerungen unterstreichen den Beitrag der vorliegenden Promotionsarbeit im Bereich des Restsicherheitsnachweises und der Ertüchtigung von bestehenden alten Stahlbrückenstrukturen.

## Nutzungssicherheit und Wiederertüchtigung von Stahlbrücken

### 1. Einleitung

*Kein Tragwerk ist für die Ewigkeit bestimmt*; doch soll es während der zugeordneten Nutzungsdauer zum Gebrauch taugen und sicher sein. Zur Gewährleistung der Sicherheit bestehender Stahlbrücken sind die Verwaltungen verpflichtet die Tragfähigkeit bzw. die Restlebensdauer dieser Strukturen festzulegen, um für rechtzeitigen Ersatz zu sorgen. Die Tragsicherheit zu beurteilen ist ein schwieriges Problem mit dem der Ingenieur eine beträchtliche Verantwortung übernimmt.

Eine große Anzahl von Stahlbrücken wurde am Anfang des vergangenen Jahrhunderts gebaut und ist noch im Betrieb. Begrenzte finanzielle Mittel für Neubauten, aber auch historische Überlegungen, führen zur Notwendigkeit, die bestehenden Tragwerke möglichst lange im Betrieb zu halten.

Gegenwärtig werden die Gelder der Eisenbahnverwaltungen immer begrenzter. Deswegen ist es nötig, dass man die existierenden finanziellen Mittel dort einsetzt, wo eine maximale Effizienz erreicht werden kann. Aus diesem Grund benötigen die Behörden, die in diesem Bereich Entscheidungen treffen, Informationen betreffend der Struktursicherheit, der Restnutzungsdauer, den Mäntenanzkosten usw.

Rumänien hat ein Eisenbahnnetz von ungefähr 14 300 km. Die Struktur der Stahleisenbahnbrücken wird in der folgenden Tabelle 1 gezeigt. Seitdem die erste Eisenbahnstrecke 1846 zwischen Oravița und Baziaș gebaut wurde, ist der Fortschritt ununterbrochen aber nicht konstant gewesen. Diese Entwicklung, die mit dem Baujahr zusammenhängt, ist in Abbildung 1 gezeigt.

Gesamtzahl der Brücken	Älter als 100 Jahren		Stahlbrücken	L > 10 m	genietet	geschweißt
18 614	3 601	19 %	4 289	4 155	3 201	1 088

Tabelle 1

**Bemerkung:** Stahlbrücken älter als 100 Jahre sind in einem größeren Prozentsatz als 19% (wie in die Tabelle 1 angegeben) vorzufinden, da in der Zeitspanne bis 1900 vorwiegend Stahlbrücken gebaut wurden. Die meisten genieteten Tragwerke haben eine lange Nutzungsdauer. In der Bahnregionalorganisation Temeswar sind 406 Stahlstrukturen – siehe Abbildung 2.

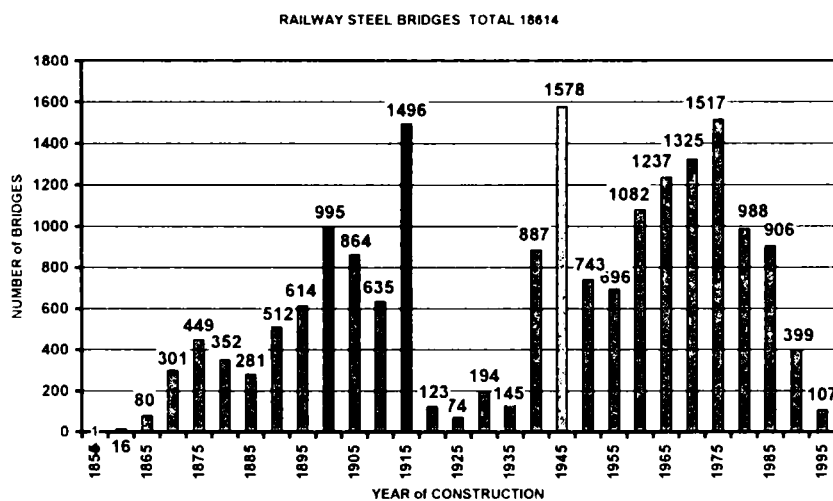


Abbildung 1 Anzahl der Brücken / Baujahr

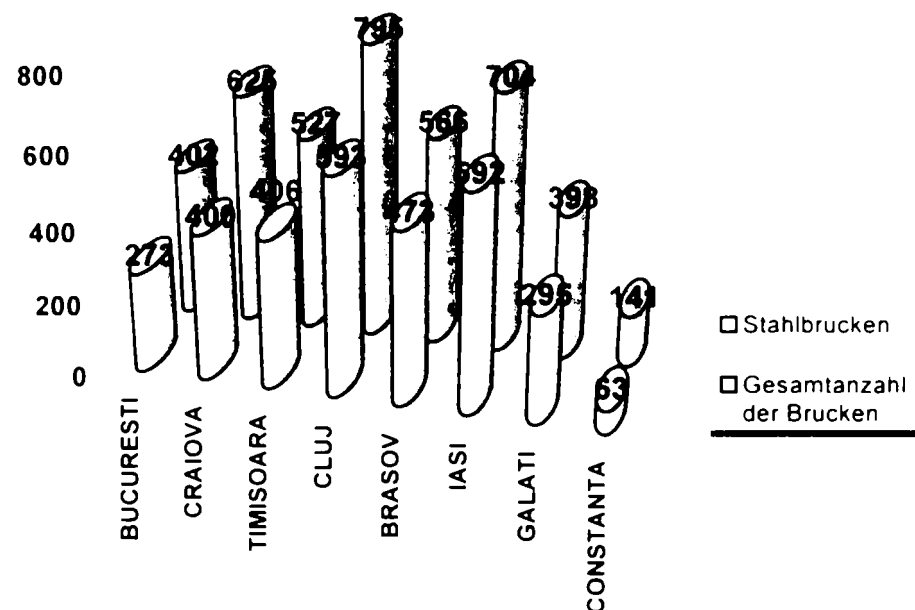


Abbildung 2 Stahlbrücken in den Bahnregionalorganisationen

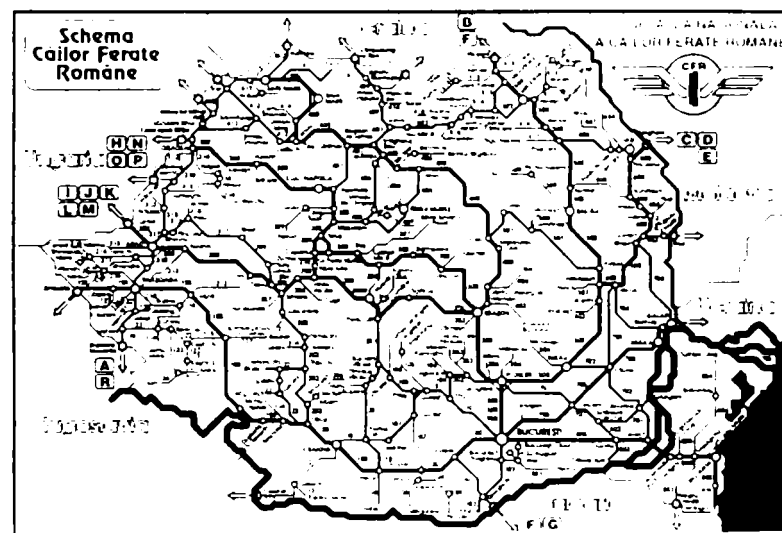
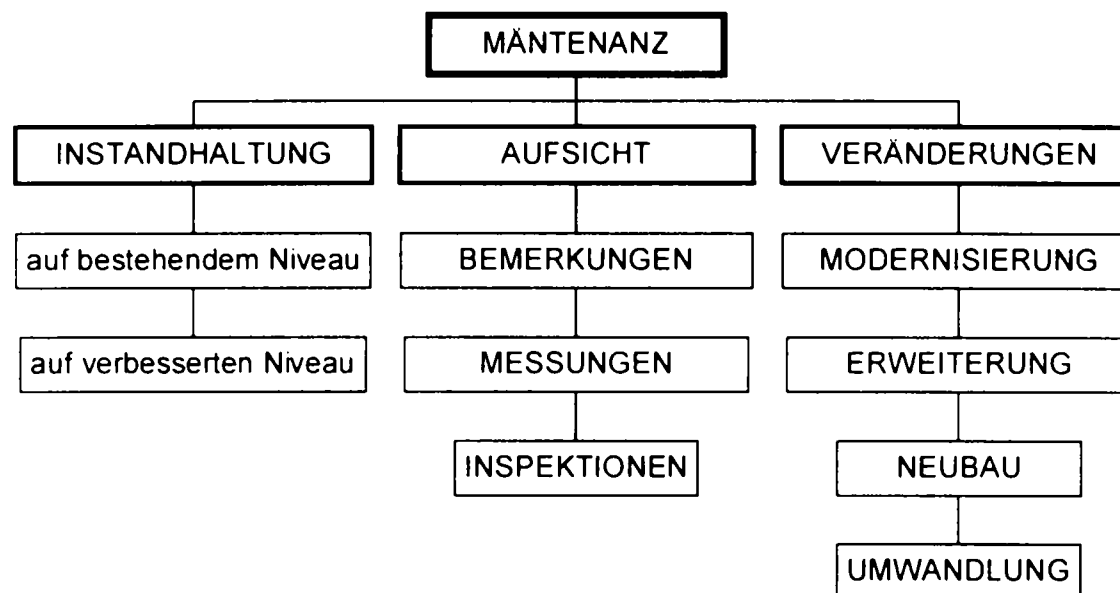


Abbildung 3 Rumänisches Eisenbahnnetz

Die Gesellschaft wird die Reduzierung der finanziellen Mittel im Falle eines Tragwerkversagens nicht als Entschuldigung hinnehmen.

Der rumänische Straßenbahnnetz hat eine Länge von 153014 km, wobei aus einer Gesamtanzahl von 3131 Brücken nur 91 ( $\approx 3\%$ ) sind Stahlbrücken. Die Erklärung für diese kleine Anzahl von Stahlbrücken ist vom Fehlen der Autobahnen (nur 113 km) gegeben. In den letzten 15 Jahren wurden einige Straßenbrücken mit Stahl – Beton Verbundstruktur gebaut.

Während ihrer Nutzungsdauer unterliegen die Brücken zyklischer Beanspruchungen. Seit der Mitte des vorigen Jahrhunderts sind der Verkehr und die Lasten auf der Achse wesentlich gestiegen. Aus diesem Grund benötigen die Strukturen eine ununterbrochene Aufsicht. Ihre Untersuchung soll das Strukturalter, Reparationen, Schaden und Defekte usw. in Betracht ziehen.



**Abbildung 4** Mäntenanz der bestehenden Strukturen

Spannungsdifferenz, Geometrie des Strukturdetails und die Anzahl der Spannungszyklen sind die Parameter, die die Restnutzungsdauer dieser Strukturen beeinflussen.

Die detaillierte Untersuchung einer großen Anzahl von Brücken ermöglicht die Bestimmung von typischen Defekten, wobei diese einen heterogenen Charakter haben, in den Haupttragelementen gestreut sind und eine kontinuierliche Entwicklungstendenz aufweisen. Die Korrosion stellt ebenfalls ein wichtiger Faktor in der Ermittlung des technischen Zustands dieser Strukturen dar. Statistisch wurden bei 283 aus 1088 geschweißten Brücken und 356 aus 3201 genieteten Brücken Defekte entdeckt. In der Tabelle 2 werden einige Defekte sowie die Verbesserungslösungen für genietete Brückenstrukturen angegeben.

Die Wiederertüchtigung von Brücken ist ein komplexes Problem, das Folgendes beinhaltet:

- Beseitigung der Defekte und Schäden, die während der Betriebszeit erschienen sind;
- Modernisierung der Struktur in Betracht auf die neuen Betriebsbedingungen;
- Genaue Wirtschaftlichkeitsanalyse mit Miteinbeziehen von verschiedenen technischen Lösungen;
- Reduzierung der Mäntenanzkosten;
- Bestimmung des Ermüdungsniveaus und der Restnutzungsdauer.



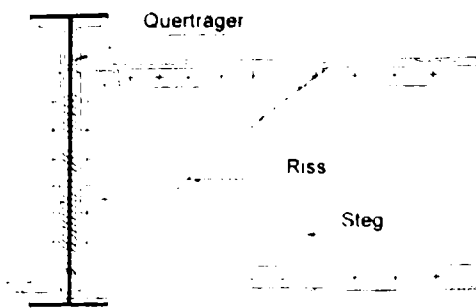
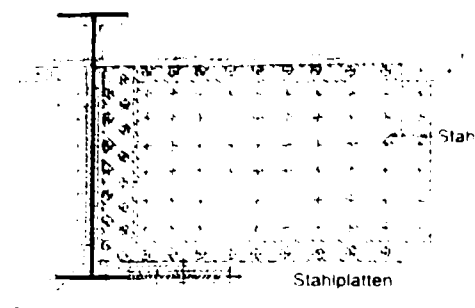
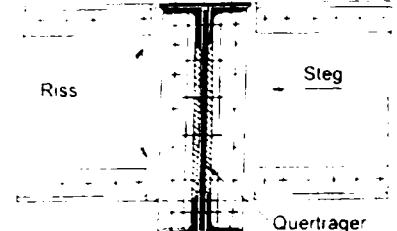
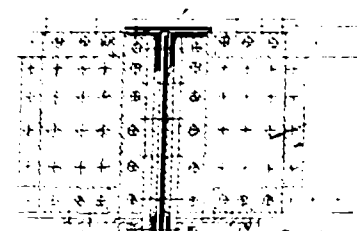
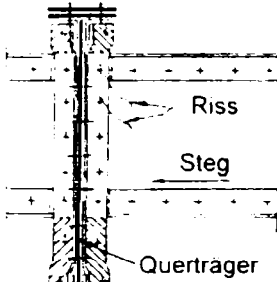
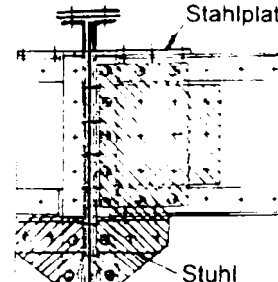
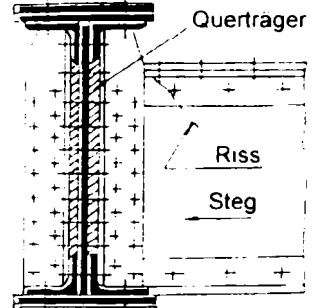
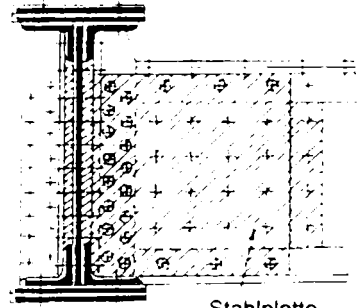
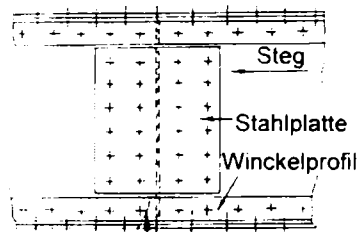
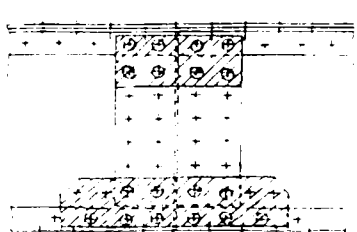
Element	DEFEKT	VERBESSERUNG
Längsträger	 <p>Querträger Riss Steg</p>	 <p>Stahlplatte Stahlplatten</p>
Längsträger	 <p>Riss Steg Querträger</p>	 <p>Stahlplatte Stahlplatten Stuhl</p>
Längsträger	 <p>Riss Steg Querträger</p>	 <p>Stahlplatte Stuhl</p>
Längsträger	 <p>Querträger Riss Steg</p>	 <p>Stahlplatte</p>
Längsträger	 <p>Steg Stahlplatte Winckelprofil Riss</p>	

Tabelle 2 Typische Defekte für genietete Brücken

## 2. Aktueller Stand im Bereich

Der aktuelle internationale Trend besagt, dass man die bestehenden Strukturen in sicheren Nutzungsbedingungen erhält. Die Euronormen, obwohl sehr komplex, enthalten keine Regelungen bezüglich Rechenmethodologie zur Bestimmung der Tragfähigkeit bestehender Strukturen. Dieses Problem muss durch die so genannten **NADs** (**National Application Documents**) gelöst werden. Manche Länder haben Rücksicht auf dieses Problem genommen und Normen in dieser Hinsicht erarbeitet. In den letzten zwei bis drei Jahrzehnten wurden diese Normen grundsätzlich verbessert: die ersten Vorschriften hatten als Basis nur einfache Kriterien der Schadenakkumulation auf Grund des Verkehrs auf der Brücke, heutzutage sind Kriterien erschienen, die Rücksicht auf den Rissanfang durch Materialermüdung nehmen. Die neuen deutschen Normen sind in diesem Rahmen ein Beispiel:

➤ **DIN 1076 / 1999** für Straßenbrücken;

➤ **DS 805 / 1999** für Eisenbahnbrücken;

Sie bieten eine moderne und komplette Methodologie zum Nachweisen der Brückenstrukturen dar.

Bis 1950 existierten keine rumänischen Normen zur Berechnung und Prüfung von Brücken und verwendet wurden deutsche und österreichische Normen. Somit wurde bis 1925 die Mehrheit der Brücken auf rumänischem Gebiet gemäß des Preußischen Rundschreibens aus dem Jahr 1903 und des österreichisch-ungarischen Rundschreibens aus dem Jahr 1907 und zwischen den Jahren 1925 und 1944 gemäß des deutschen Rundschreibens BE 1922 berechnet. Nach 1945 wurde rumänische Normen, auf Grund des Modells der deutschen Vorschriften entworfen.

Die Schätzung der Tragsicherheit einer bestehenden Brücke ist ein komplexes Problem, wobei die Analyse mehrerer Aspekte notwendig ist. Im Jahre 1986 begann in Rumänien eine systematische Prüfung der Brücken mit langer Restnutzungsdauer.

Im Bereich der Eisenbahnstahlbrücken gibt es eine Methodologie, die auf Grund der angesammelten Erfahrung beim Prüfen einer großen Anzahl von Brücken ausgearbeitet ist (SR 1911) und die, den Empfehlungen des Internationalen Vereins der Eisenbahnen und der deutschen Normen im Bereich entspricht. Diese beinhaltet folgende Phasen:

**PHASE I:** Bestimmung der Tragsicherheit der Struktur, die auf einer detaillierten in situ Inspektion, der Analyse der Dokumentation, weiter auf den strukturellen Eingriffen (Reparaturen, Ertüchtigungen) und des Allgemeinbenehmens (Risse, Korrosion, Vibrationen) im Betrieb der Struktur gründet. In dieser Phase können die Spannungen in der Struktur mit gewöhnlichen, vereinfachten Methoden berechnet werden. Diese Phase kann dann beendet werden, wenn der Experte die Ergebnisse bezüglich des technischen Zustands der Struktur als befriedigend betrachtet. Im Gegenfall schreitet man zur nächsten Phase über.

**PHASE II:** Bestimmung der Spannungen in der Struktur indem man komplexe Rechenmodelle verwendet (Raumstruktur) bzw. Bestimmung der Betriebssicherheit der Struktur. Innerhalb dieser Phase werden Materialprüfungen durchgeführt. Die Ermüdungssicherheit der Struktur wird auf Grund des Spannungskollektivs (bzw. der linearen Schadenakkumulation) bestimmt.

**PHASE III:** Statische und dynamische in situ Versuche. Da diese teuer sind, ist es empfehlenswert, dass sie nur im Falle von komplexen Strukturen, wenn Unsicherheit bezüglich ihres Verhaltens existiert, durchgeführt werden.

Die von der rumänischen Norm als Modell verwendete Methodologie ist in Abbildung 5 gezeigt.

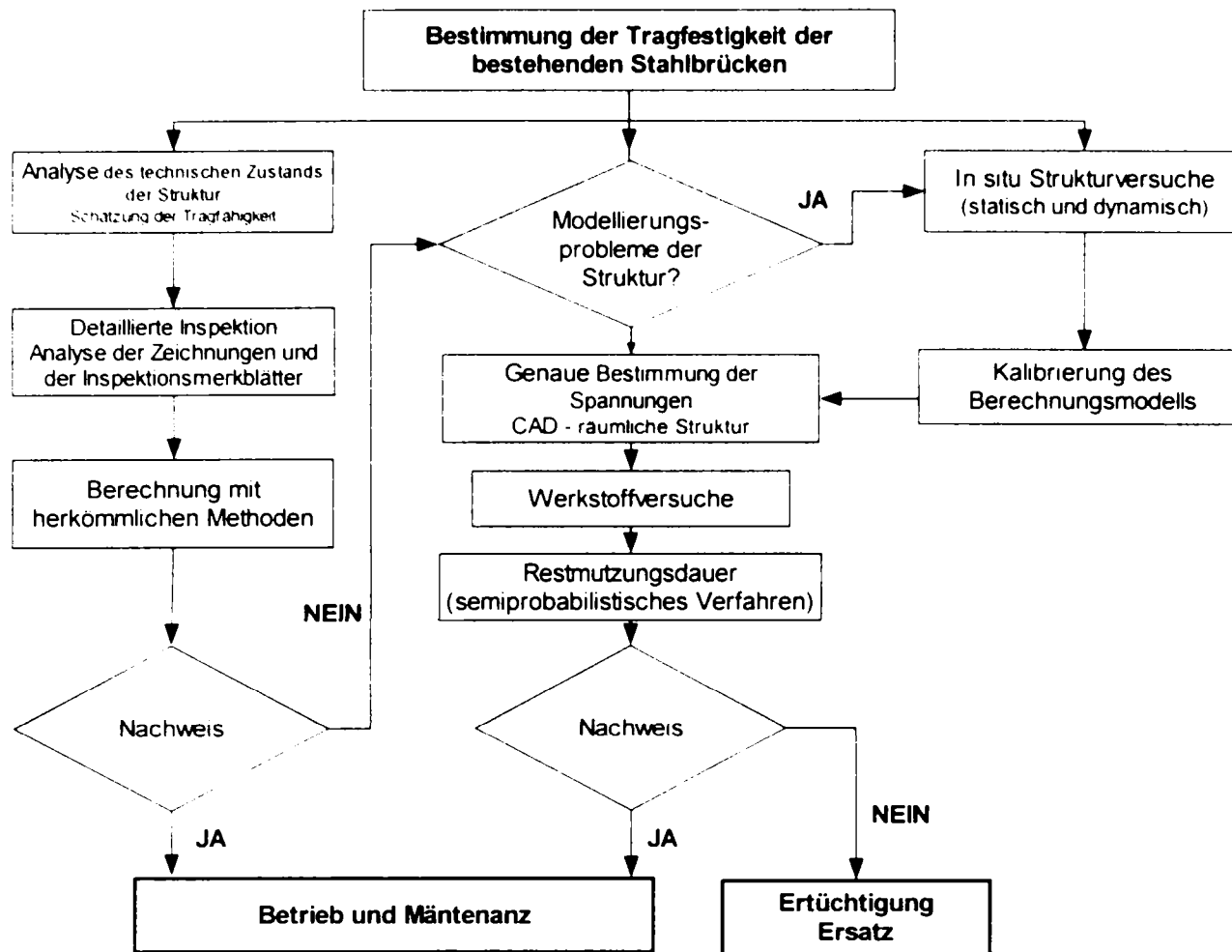


Abbildung 5 Methodologie der rumänischen Norm

Die rumänische Norm SR 1911/1998 für Eisenbahnbrücken hat die klassische Methodologie auf Grund der linearen Schadenakkumulation übernommen.

Für die Brücken, die sich auf den Hauptstrecken befinden, wurde das Spannungskollektiv mit genügender Genauigkeit bestimmt, indem man die Dokumentation der Bahn dafür benützt hat.

Die Bestimmung des Verkehrs aus der Vergangenheit (manchmal gar für Zeitspannen länger als 100 Jahre) ist nicht leicht. In Abbildung 6 wird die Entwicklung des Verkehrs gemäß UIC gezeigt. Mit der klassischen Methode der linearen Schadenakkumulation wird ein stetes Wachstum der Schaden aufgenommen.

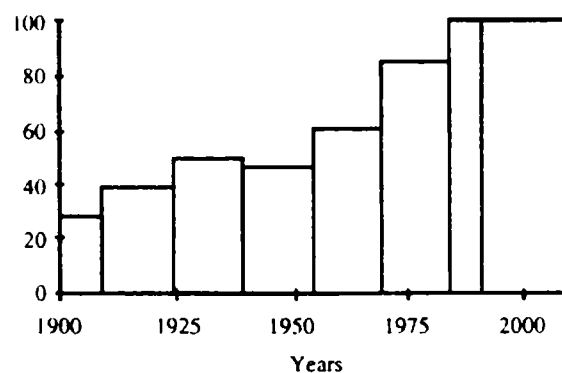


Abbildung 6 Verkehrsentwicklung gemäß UIC

Schließlich führt die Berechnung zur folgenden Gleichung:

$$D_p = \gamma_t^k \cdot S_p \quad (1)$$

Der Wert  $D_p$  stellt die gegenwärtige Schadenakkumulation dar.  $D_p$  Werte, die Größer sind als 1.0 zeigen, dass die theoretische Lebensdauer ausgelaufen ist, wobei die Erscheinung von Rissen möglich ist. Das Sicherheitskonzept der deutschen Normen wurde eingeführt. Diese Berechnungsart hat zufriedenstellende Ergebnisse, solange die Spannungsdifferenzen größere Werte als der Ermüdungsdauerwiderstand  $\Delta\sigma_D$  hat.

Auf Grund des Gleichungswerts (1) können folgende Maßnahmen getroffen werden: zusätzliche Inspektionen, Geschwindigkeits- und Verkehrsbegrenzung, Ertüchtigung oder Ersetzung von Tragelementen. Die Tatsache wird unterstrichen, dass eine ertüchtigte Struktur keine neue Struktur ist.

Die Prüfung von mehr als 25 Strukturen hat einige allgemeine Schlussfolgerungen ergeben:

- Die Materialien, die Lasten und die statischen Modelle sind auf deterministischer Art definiert; das Konzept der Ermüdungsprüfung hat als Grundlage eine Anzahl von semiprobabilistischen Betrachtungen.
- Die charakteristischen Widerstandswerte ergeben sich oft als konservativ.
- Verwendet man Nominalwerte der Lasten, die viel realistischer sind (an Stelle der in den Normen angegebenen Lasten), kann der Restnutzungsdauer verlängert werden.
- Die Bestimmung der Spannungen in der Struktur führt zu 10 – 25% größeren Werten als die gemessenen; das heißt eine 1,5 – 2,5-malige Verlängerung der Restnutzungsdauer.
- Die Korrosion hat einen wichtigen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit.
- Stahlbrücken sind duktile Strukturen; vor dem Eintreten des Bruchs erscheinen bedeutende Verformungen. Diese sind Vorwarnungszeichen des Bruchs.

In der Praxis, bei genieteten Brückenstrukturen mit langer Nutzungsdauer, tauchen zwei Situationen auf:

- Wenn  $D < 0,8$  besteht eine kleine Möglichkeit, Risse zu entdecken. Das Inspektionsintervall wird nicht auf Grund von Ermüdungskriterien festgelegt; in dieser Situation beträgt das Inspektionsintervall 3 – 6 Jahre. Nichtsdestotrotz wird eine besondere Aufmerksamkeit der kritischen Details geschenkt.
- Wenn  $D \geq 0,8$  besteht die Möglichkeit und Wahrscheinlichkeit, Risse zu entdecken. Damit man genaue Informationen über das Sicherheitsniveau bestehender Tragstrukturen gewinnt, ist die Ausarbeitung einer auf bruchmechanischen Prinzipien fundierten Methodologie nötig.

Das Fehlen von Informationen bezüglich des Spannungskollektivs bzw. von Daten über die Materialcharakteristika als auch das Vorhandensein von Strukturdefekten (Ermüdungsrisse, Korrosion, plastische Verformung usw.), führt zur Notwendigkeit der Durchführung von detaillierten Untersuchungen, die als Ergebnis die Bestimmung des Sicherheitsniveaus wie auch die Restnutzungsdauer in Bezug auf der aktuellen technischen Lage der Strukturen, haben sollen.

**Die Bestimmung der Sicherheit bestehender Brückenstrukturen, bzw. die Ermittlung der Restnutzungsdauer** wird zurzeit mit Hilfe der linearen Schadensakkumulations-Methode nach Palmgren – Langer – Miner gemacht. In der gegenwärtigen Praxis wird angenommen, dass bei der Erscheinung eines Risses das Bauelement die nötige Sicherheit nicht mehr gewährleistet. Die Bruchmechanik ist ein Mittel zur Bestimmung der Rissgeschwindigkeit, und implizite der Zeitspanne in der das gerissene Bauelement in Sicherheitsbedingungen genützt werden kann.

**Die Bruchmechanik** ist ein interdisziplinäres Fach, dessen Prinzipien auf Baustrukturen verschiedener Arten angewendet werden können, und das auf wichtige Fragen der bestehenden Strukturen zu antworten versucht, diese wären:

- ✓ Wie variiert die Tragfestigkeit der Struktur (Resttragfestigkeit) während ein Defekt-Anfangsriß fortschreitet?
- ✓ Welche ist die zulässige maximale Risslänge für die Nutzung der Struktur?
- ✓ Welche ist die Zeitspanne in der ein Riß mit einer gewissen (entdeckbaren) Vorrisslänge die zulässige maximale Risslänge erreicht?
- ✓ Welche sind die Inspektionsintervalle wenn eine Struktur einen gewissen Schadungsgrad erreicht hat?

Es muss erwähnt werden, dass in vielen praktischen Fällen die Erweiterung der Schätzung der Restnutzungsdauer, die auf Grund der klassischen Methode bestimmt wurde, durch eine komplementäre bruchmechanische Methodologie empfehlenswert ist.

Eine Methodologie zur Bestimmung der Restsicherheit bzw. Restnutzungsdauer der Stahlbrücken mit langer Nutzungsdauer, die auf bruchmechanischen Prinzipien basiert, nimmt folgende Elemente in Betracht:

- ⇒ Strukturart und Betriebsbedingungen;
- ⇒ strukturelle Eigenschaften – kritische Elemente und kritische Details;
- ⇒ Informationen über Stahlsorte (mechanische Eigenschaften – Fließgrenze, Zugfestigkeit, Härte, Kerbschlagzähigkeit und Kerbschlag-Temperatur-Kurve; chemische Zusammensetzung, Metallographische Analyse);
- ⇒ Beanspruchungsbedingungen und Beanspruchungskollektive;
- ⇒ Bestimmung der Spannungen in den Strukturelementen – statische Raumanalyse;
- ⇒ anfängliche Risslänge  $a_0$  (auf Grund von in situ Inspektionen);
- ⇒ bruchmechanische Parameter (Risszähigkeit) –  $K_{crit}$ ,  $J_{crit}$ ,  $\delta_{crit}$ ;
- ⇒ Bestimmung der Zulässigkeit von Defekten auf Grund der Fehlernachweisdiagramme (FAD);
- ⇒ Bestimmung der kritischen Risslänge –  $a_{crit}$ ;
- ⇒ Rissfortschrittparameter – Werkstoffkonstanten  $C$ ,  $m$ ;
- ⇒ Ermüdungsnachweis – Bestimmung der Restnutzungsdauer und Inspektionsintervalle.

### 3. Informationen über die alten genieteten Tragstrukturen und das Material

Auf Grund folgender Tatsachen:

✓ Die in der Fachliteratur gebotenen Informationen über den alten Stahl, der für Brückenstrukturen in der Zeitspanne von 1900 bis 1930 verwendet wurde, sind gering;

✓ Das Strukturmaterial kam aus verschiedenen Herstellungsbetrieben (die Mehrheit der alten genieteten Brücken wurden in den Stahlwerken in Reschitz – Rumänien beziehungsweise Győr – Ungarn hergestellt);

✓ Gemäß den Daten aus der Fachliteratur, wurde in dieser Zeitspanne auch Pudeleisen für Brückenstrukturen verwendet;

ist eine Materialanalyse für die genieteten alten Brücken äußerst wichtig. Berücksichtigt man die Entwicklungsgeschichte der Kommunikationswege in Mittel- und Südosteuropa und den technischen Zustand der alten Eisenbahn- und Straßenstahlbrücken kann man die Ergebnisse dieser Studien für die ganze erwähnte Region generalisieren.

In diesem Sinne wird das folgende geschichtliche Ereignis erwähnt: Am 1. Januar 1855 hat die "Kaiserliche und Königliche Privilegierte Österreichische Staatseisenbahngesellschaft" (St.E.G.) alle Stahlwerke aus dem Banat erworben. Die Investitionen im Stahlwerk aus Reschitz machen aus diesem Werk eine große Brückenfabrik. Die Herstellung von Stahlbrückenstrukturen erreichte im Jahr 1910 3960 Tonnen, wobei sich Brücken, die von St.E.G. Reschitz hergestellt wurden, noch heutzutage auf den Gebieten Rumäniens, Österreichs und Ungarns befinden. In der Zeitspanne 1911 – 1913 wurden 1620 Tonnen von Brückenstrukturen aus Pudeleisen auf der Strecke Temeswar – Orșova ersetzt.

Zwischen 1900 – 1930 war die Mehrheit der Stahlbrückenstrukturen aus mildem Stahl (mild steel) und genietet.

In der Tabelle 3 werden einige typische Stahlbrückenstrukturen aus dieser Zeitspanne vorgestellt. Es wird erwähnt, dass diese Strukturen auf Grund von Nachweistwürfen zwischen 1986 – 1989 geprüft worden sind. Zwei von diesen Tragstrukturen, die repräsentativ für diese Zeitperiode sind und die von der Bahnverwaltung mittlerweile ersetzt worden sind, wurden in den letzten Jahren detaillierten Versuchen, inklusive bruchmechanischen Versuchen, unterzogen. Diese Strukturen sind die Brücke in Șag über die Temesch auf der Strecke Temeswar - Reschitz (Bj. 1912, ersetzt 1997) und diejenige in Arad über die Marosch auf der Strecke Temeswar – Arad (Bj. 1912, ersetzt 2000).

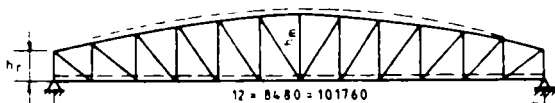
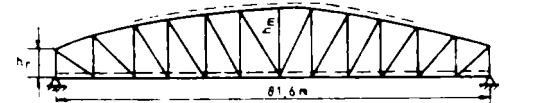
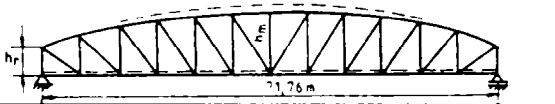
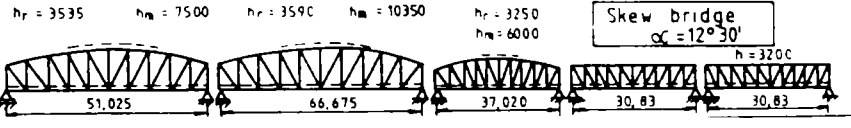
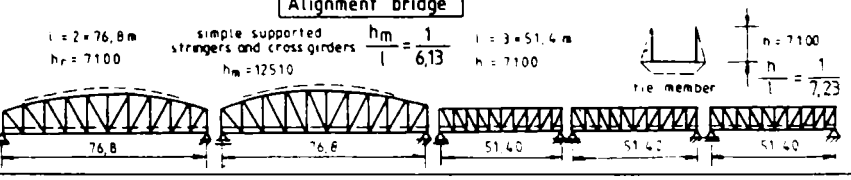
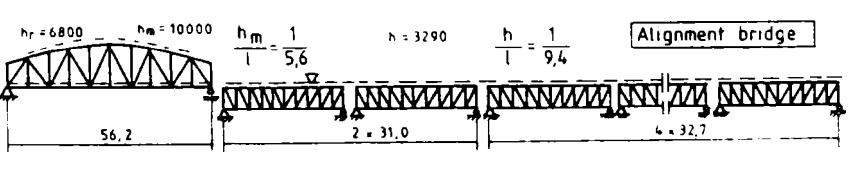
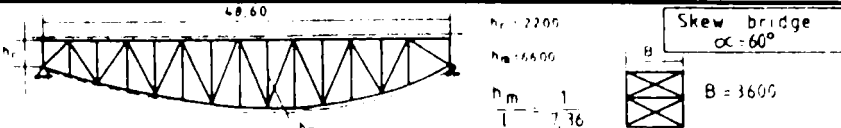
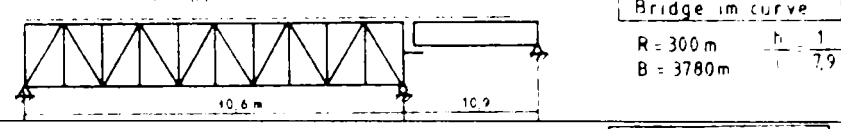
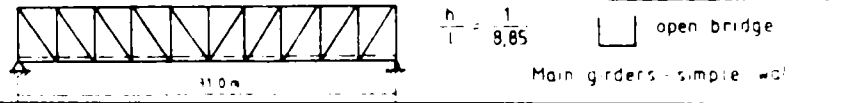
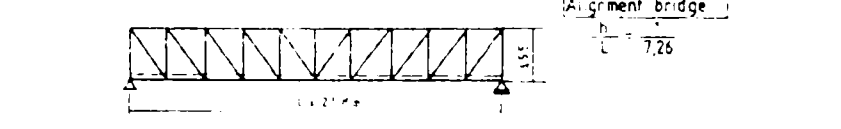
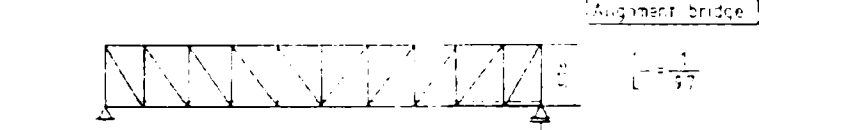
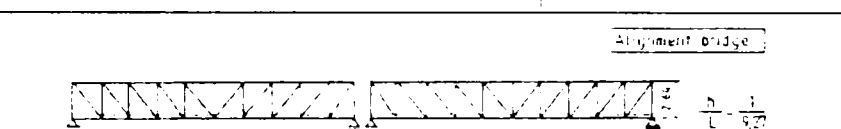
Spannweite	Baujahr / Stahlwerk	Ort	Allgemeine Lage
101,76 m	1912 (St.E.G. Reschitz)	Mehadia	 <p>Alignment bridge  <math>h_r = 71,00</math> <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{6,78}</math>  <math>h_m = 15000</math>                      (interrupted stringers)</p>
81,6 m	1911 (St.E.G. Reschitz)	Valea Cernei	 <p>Alignment bridge  <math>h_r = 5000</math> <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{6,6}</math>  <math>h_m = 12000</math>                      (interrupted bridge)</p>
71,76 m	(St.E.G. Reschitz)	Balta Sărată	 <p>Alignment bridge  <math>h_r = 4300</math> <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{7,9}</math>  <math>h_m = 9000</math></p>
50,65 + 66,20 + 36,70 + 2x30,40 m	1912 (St.E.G. Reschitz)	Șag	 <p>Skew bridge  <math>\alpha = 12^\circ 30'</math>  <math>h = 3200</math></p>
2x76,80 + 3x51,42 m	1912 (Győr)	Arad	 <p>Alignment bridge                      simple supported stringers and cross girders  <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{6,13}</math>  <math>h = 7100</math></p>
56,2 + 2x31,0 + 4x32,7 m	56,2 m 1927 (St.E.G. Reschitz) 2x31,0 + 4x32,7 m 1907	Brănișca	 <p>Alignment bridge  <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{5,6}</math> <math>h = 3290</math> <math>\frac{h}{l} = \frac{1}{9,4}</math></p>

Tabelle 3

Spannweite	Baujahr / Stahlwerk	Ort	Allgemeine Lage
48.6 m	1933 (St.E.G. Reschitz)	Slatina - Timiș	 <p>Skew bridge <math>\alpha = 60^\circ</math> B = 36.00</p>
30.6 + 10.9 m	1931 (St.E.G. Reschitz)	Armeniș	 <p>Bridge in curve R = 300 m B = 37.80 m</p>
31.0 m	1910 (St.E.G. Reschitz)	Domașnea Cerneia	 <p>Alignment bridge open bridge Main girders - simple waf</p>
25.8 m	1912*	Birda - Gătaia km 15+860	 <p>Alignment bridge <math>\frac{h}{l} = 7.26</math></p>
30.9 m	1912*	Birda - Gătaia km 16+454	 <p>Alignment bridge <math>\frac{h}{l} = 7.7</math></p>
2x24.48 m	1912*	Birda - Gătaia km 15+183	 <p>Alignment bridge <math>\frac{h}{l} = 7.7</math></p>

\* Mögliches Baujahr

Tabelle 3

Zur Bestimmung der Charakteristika des Baustahls, der bei den alten genieteten Eisenbahntragstrukturen in der Zeitspanne 1900 – 1930 verwendet wurde, wurden folgenden Analysen durchgeführt:

- ✓ chemische Analysen.
- ✓ metallographische Analyse.
- ✓ Zugversuche.
- ✓ Brinell Härtetest.
- ✓ Kerbschlagversuche.

Die Probekörper stammen aus Sekundärelementen von sich im Betrieb befindenden Brücken bzw. aus Haupttragelementen (Längsträger, Querträger, Hauptträger) im Falle von den Strukturen, die ersetzt worden sind. Auf Grund von statistischer Verarbeitung der Daten konnten wichtige Schlussfolgerungen bezüglich des Stahls, der bei den genieteten Brücken verwendet wurde, gezogen werden. Es wird erwähnt, dass sowohl Ergebnisse von den in der TUP Timișoara durchgeführten Studien als auch von den Analysen, die INCERTRANS București und ISPCF București gemacht hat, benützt wurden.

Im Folgenden werden einige wichtige Aspekte dieser Studien auf altes Stahlmaterial präsentiert.

Auf Grund der chemischen Analysen, die nach der rumänischen Norm STAS 2015/2-85 durchgeführt wurden, wurde der Inhalt der Hauptelemente gezeigt und zwar:

- ▶ C% = 0,05 ÷ 0,18
- ▶ S% = 0,01 ÷ 0,08
- ▶ Mn% = 0,2 ÷ 0,65

- ▶ P% = 0,008 ÷ 0,08
- ▶ Si% = 0,01 ÷ 0,100

Zum Beispiel ergaben sich für die Brücke in Arad, wo die Analysen auf Probekörper, die aus Haupttragelementen (LT-G = Längsträger Gurtplatte, QT-G = Querträger Gurtplatte, QT-St = Querträger Stegplatte, HT-UG = Hauptträger Untergurt) entnommen wurden, die Resultate in der Tabelle 4.

Chemischer Gehalt	Brücke in Arad				St 37 nach STAS 500/2-80	St 34 nach STAS 500/2-80	Pudeleisen	
	LT-G	QT-G	QT-St	HT-UG			Gemäß INCERTRANS Studien	Gemäß deutschen Studien Stahlbau Nr. 5/1985
Kohlenstoff C %	0,089	0,058	0,044	0,056	0,25	0,17	0,04...0,11	0,16
Schwefel S %	0,0324	0,0585	0,0447	0,0315	0,065	0,055	0,014...0,043	0,056
Mangan Mn %	0,531	0,485	0,467	0,493	0,85	0,60	0,15...0,48	0,100
Phosphor P %	0,0085	0,0166	0,0261	0,0098	0,065	0,055	0,121...0,32	0,470
Silizium Si %	0,018	0,018	-	-	0,07	-	0,07...0,31	0,100
Nickel Ni %	0,067	0,037	0,036	0,031	0,30	-	-	0,007
Stickstoff N %	-	-	-	-	0,015	-	-	-

Tabelle 4

Diese Ergebnisse zusammen mit der metallographischen Analyse bzw. den physisch – mechanischen Versuchen haben die Tatsache gezeigt, das es sich nicht um Pudeleisen handelt.

Die Zugversuche ergaben einen milden Stahl, dessen Mindestfließgrenze 230 N/mm<sup>2</sup> beträgt. In diesem Sinne werden zwei Diagramme, die die charakteristischen Kurven für Probekörper aus den Längsträger, Querträger und Hauptträger der Brücke in Arad beinhalten, präsentiert.

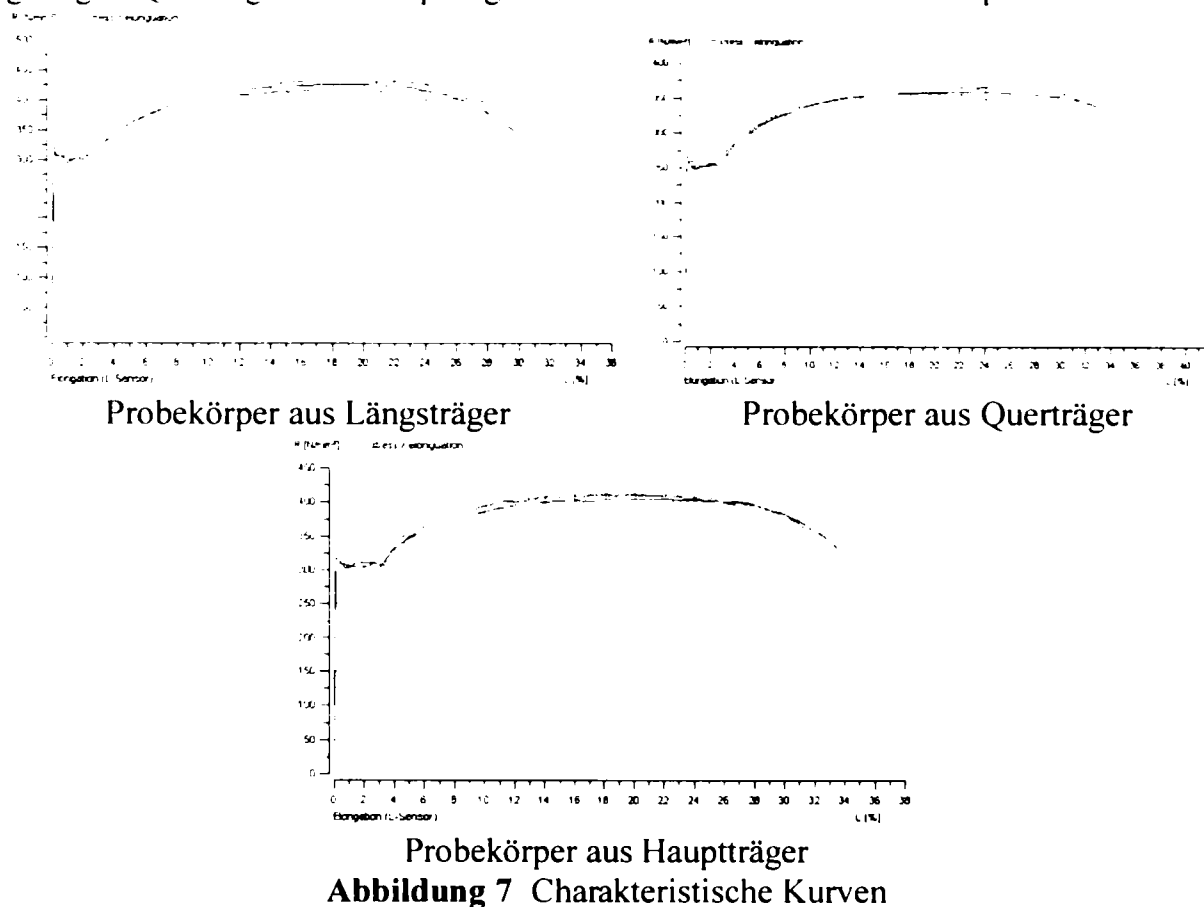


Abbildung 7 Charakteristische Kurven



Die Kerbschlagversuche haben ergaben kleine Charpy „V“ - Energiewerte für negative Temperaturen, wobei sich die Übergangstemperatur im Bereich  $-10^{\circ}\text{C} - 0^{\circ}\text{C}$  befindet. Beispiele für Übergangskurven werden im Folgenden gegeben.

KV - Diagramm für QT

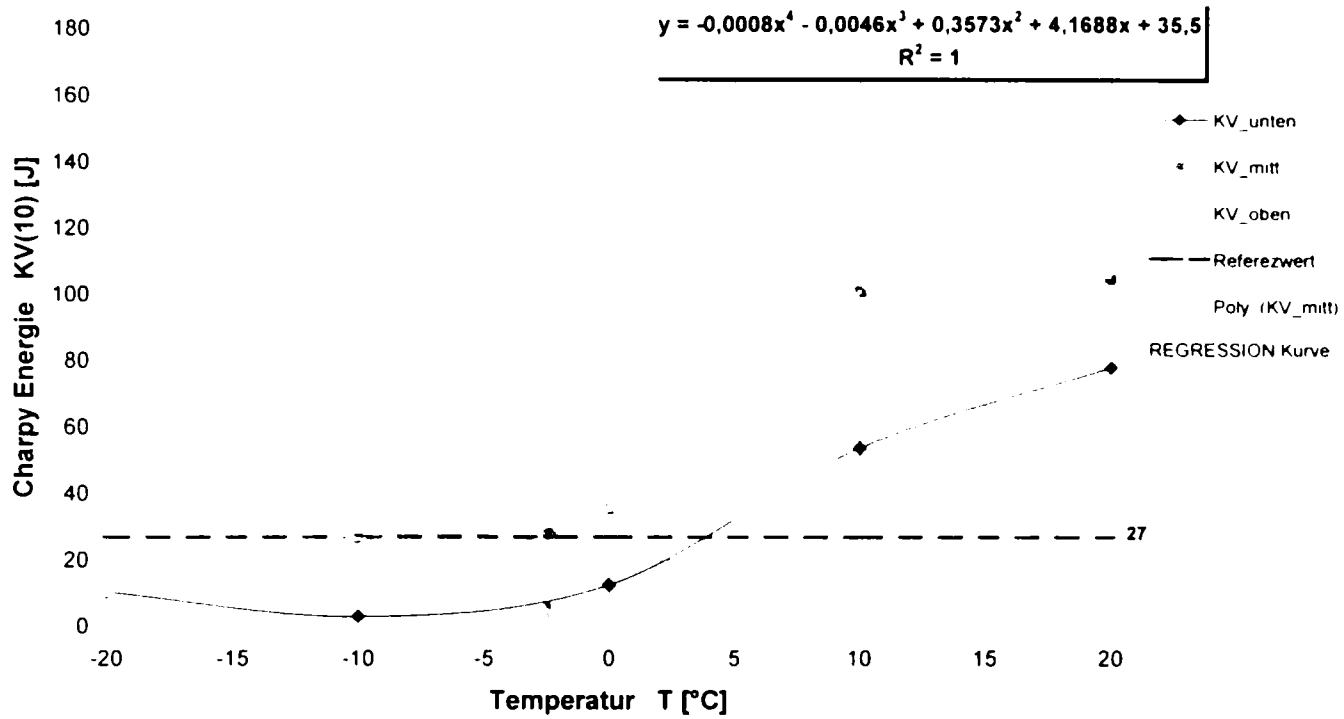


Abbildung 8 Übergangskurve für die Querträger der Brücke in Arad (Bj. 1912)

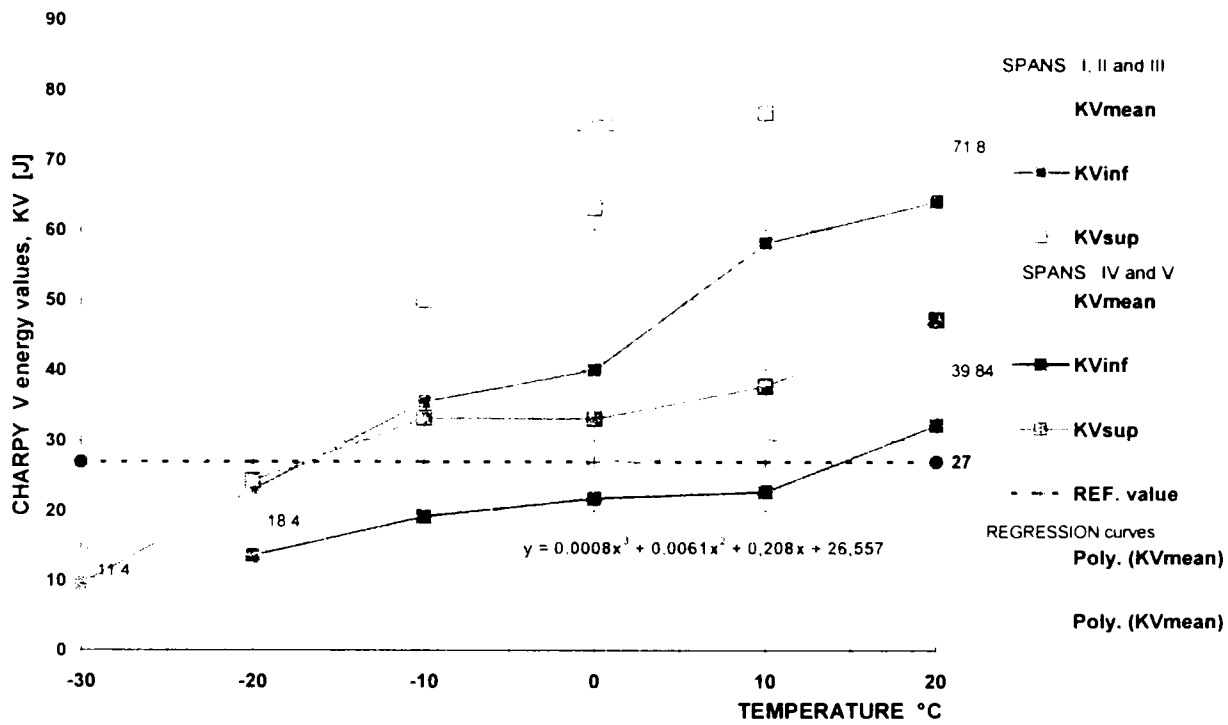


Abbildung 9 Übergangskurve für Brücke in Şag (Bj. 1912)

Analysiert man die Ergebnisse, die man auf Grund der konventionellen Versuche (chemische und metallographische Analysen, physisch – mechanische Versuche zur Bestimmung der Fließgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung, Einschnürung beim Bruch, des Elastizitätsmoduls, der Kerbschlagenergie KV, des informativen Werts der Übergangstemperatur) erhalten hat, kann man schlussfolgern, dass das Material, das bei den in der Zeitspanne 1900 – 1930 gebauten, genieteten Stahlbrücken verwendet wurde, ein weicher Stahl mit kleinem Gehalt an Kohlenstoff, der den heutigen Stahlsorten St 34 oder St 37.1 sehr ähnlich ist.

#### **4. Schlussfolgerung**

Auf Grund der Wichtigkeit des Bereichs wird die Aktualisierung der Normen zur Bestimmung der Betriebssicherheit von bestehenden Stahlbrücken aus Rumänien als notwendig erachtet, wobei folgende Probleme in Betracht gezogen werden sollen:

- ✓ Neuformulierung des klassischen Konzepts für eine genauere und leichtere Behandlung;
- ✓ Ergänzung des klassischen Konzepts mit der bruchmechanischen Methodologie.

#### **5. Bruchmechanik als Komplementärmethode zur Bestimmung der Restsicherheit von alten genieteten Stahlbrücken in Rumänien**

Der aktuelle internationale Trend besagt, dass man die bestehenden Strukturen in sicheren Nutzungsbedingungen erhält. Die Euronormen, obzwar sehr komplex, enthalten keine Regelungen bezüglich Rechenmethodologie zur Bestimmung der Tragfähigkeit bestehender Strukturen. Dieses Problem muss durch die so genannten **NADs** (**N**ational **A**pplication **D**ocuments) gelöst werden. Manche Länder haben Rücksicht auf dieses Problem genommen und Normen in dieser Hinsicht erarbeitet. In den letzten zwei bis drei Jahrzehnten wurden diese Normen grundsätzlich verbessert: die ersten Vorschriften hatten als Basis nur einfache Kriterien der Schadenakkumulation auf Grund des Verkehrs auf der Brücke, heutzutage sind Kriterien erschienen, die Rücksicht auf den Rissanfang durch Materialermüdung nehmen.

Die Mehrheit der bestehenden Eisenbahn- und Straßenstahlbrücken, die Anfang des vorigen Jahrhunderts gebaut wurden, sind genietete Strukturen. Viele davon sind noch in Betrieb, nachdem sie über die Jahre vieler strukturalen Eingriffen unterzogen wurden (wie z. B. Reparationen und Ertüchtigungen), die durch Schaden in den zwei Weltkriegen hervorgerufen wurden, wie auch auf Grund der Fügungsnotwendigkeit an die neuen Verkehrsbelastungen.

In diesem Kontext ergibt sich die Frage, ob diese alten Strukturen, die nicht gemäß der gegenwärtigen technischen Vorschriften entworfen wurden und bei denen Ermüdungsdefekte vorgefunden, bzw. vorgeahnt sind, das von den heutigen Normen zulässige Sicherheitsniveau gewährleisten.

Die Bestimmung der Restnutzungsdauer wird gewöhnlicherweise auf Grund der Schadenakkumulationsmethode gemacht. Theoretisch erfolgt der Bruch, wenn der Schaden total ist.

Das Vorhandensein von Defekten in den Strukturelementen verändert radikal ihr Ermüdungsverhalten. Der Bruch, als beständiger Fortschrittsprozess unter Aktion der angewandten Beanspruchungen, ist stark durch die Materialzähigkeit beeinflusst.

Auf Grund dieser Annahmen haben die Autoren eine neue Methode zur Bestimmung der technischen Restnutzungsdauer für alte genietete Stahlbrücken aus Rumänien vorgeschlagen, wobei diese auf bruchmechanischen Prinzipien fundiert. Diese Methodologie versteht sich als

komplementär zur aktuellen klassischen Methode. Ihr Anwendungsgebiet sollten alte genietete Brückenstrukturen sein, bei denen man Ermüdungsdefekte vorgefunden hat oder bei denen der Gesamtschaden  $D \geq 0,8$  beträgt, was bedeutet, dass reelle Möglichkeiten vorhanden sind, Ermüdungsrisse zu finden. Damit man genaue Informationen über das Sicherheitsniveau bestehender Tragstrukturen gewinnen kann, ist die Ausarbeitung einer Methodologie nötig.

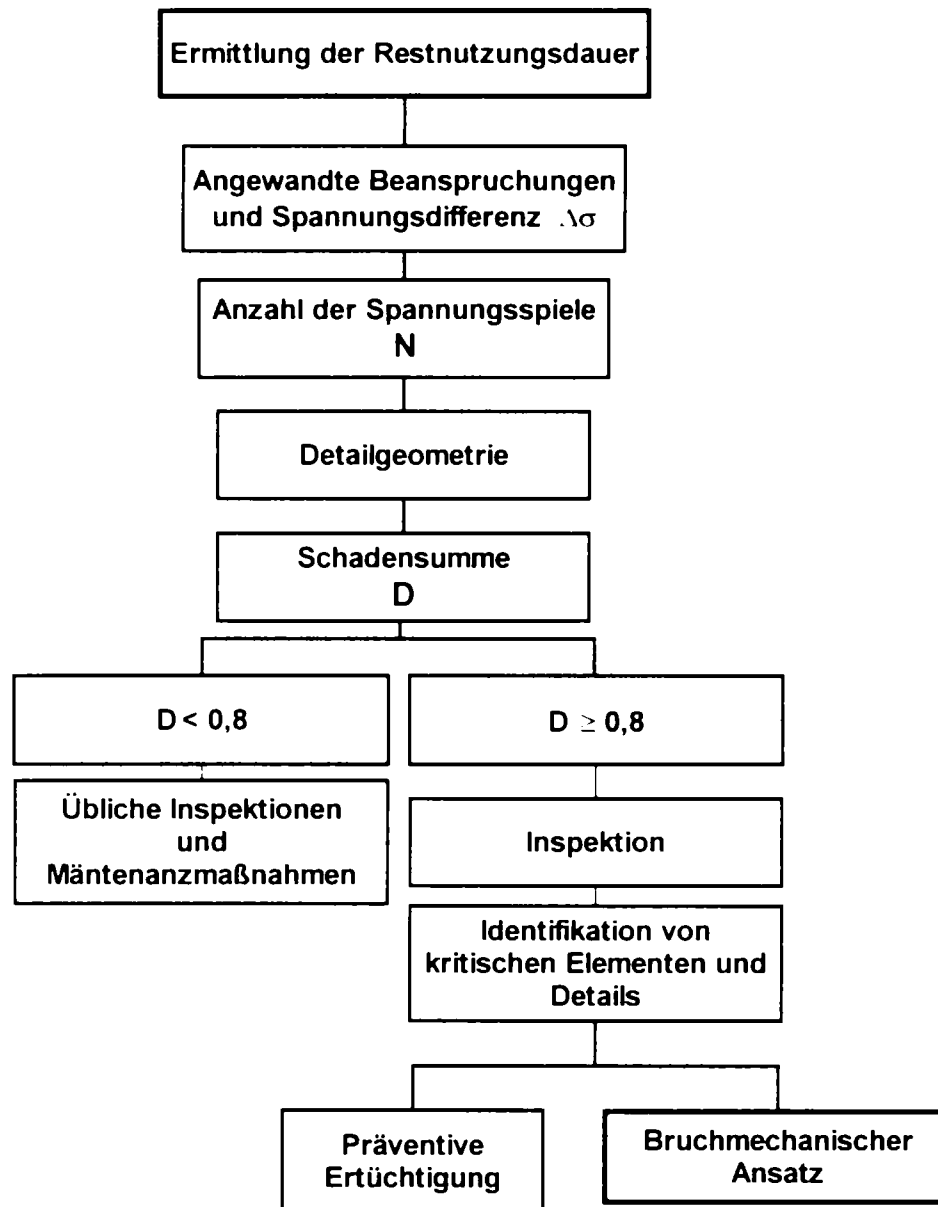
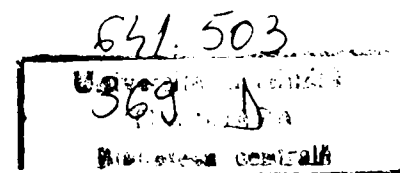


Abbildung 10 Ermittlung der Restnutzungsdauer

Die Ermittlungsmethodologie für die Dauerhaftigkeit der Tragelemente, so wie sie für alte genietete Brückenstrukturen gedacht ist, ist als zweistufige Analyse konzipiert, und zwar:

- ✓ **Schritt (1):** Die Bewertung der Zulässigkeit eines Defekts mit angegebenen Dimensionen, wenn man das Höchstniveau der Außenbeanspruchungen und die Rissfähigkeit des Materials kennt; die Bewertung der zulässigen Dimensionen entsprechend eines auferlegten Niveaus der Außenbeanspruchungen für den Defekt mit angegebenen Dimensionen, wenn man die Rissfähigkeit des Materials kennt.
- ✓ **Schritt (2):** Stellt praktisch eine Ermüdungsanalyse der Strukturelemente dar, die auf dem aktuellen Beanspruchungskollektiv (in der Struktur gemessen), den Anfangs- und



Enddimensionen der Defekte und den bruchmechanischen Rissgeschwindigkeits-Parameter, nämlich Materialbeiwerte  $C$  und  $m$  aus der Paris – Gleichung basiert.

Die Entwicklung von Ermittlungsmethodologien für die Dauerhaftigkeit der Tragelemente, die Defekte aufweisen, folgt einer praktischen Anforderung nach einheitlichen Regeln im Bereich der Prüfung von Stahlkonstruktionen, die eine lange Nutzungsdauer haben.

Bestimmt man eine Beziehung zwischen einem berechneten Parameter, der die Spannungsintensität an der Risspitze beschreibt, und einer Eigenschaft durch die die Materialfestigkeit am Anfang eines Risswachstums ausgedrückt wird, so bieten die Bruchkriterien (so wie sie in der Bruchmechanik formuliert sind) die Möglichkeit der Bewertung der Rissbedingungen eines konstruktiven Elements mit Defekten. Eine derartige Bewertung ist möglich, wenn die Spannungswerte, die aus den angewandten Beanspruchungen resultieren, die Defektdimensionen und eine Größe, die die Risszähigkeit des Materials des defekten Elements ausdrückt, bekannt sind.

Dieser Analysetyp hat eigentlich als Basis das bruchmechanische Dreieck.

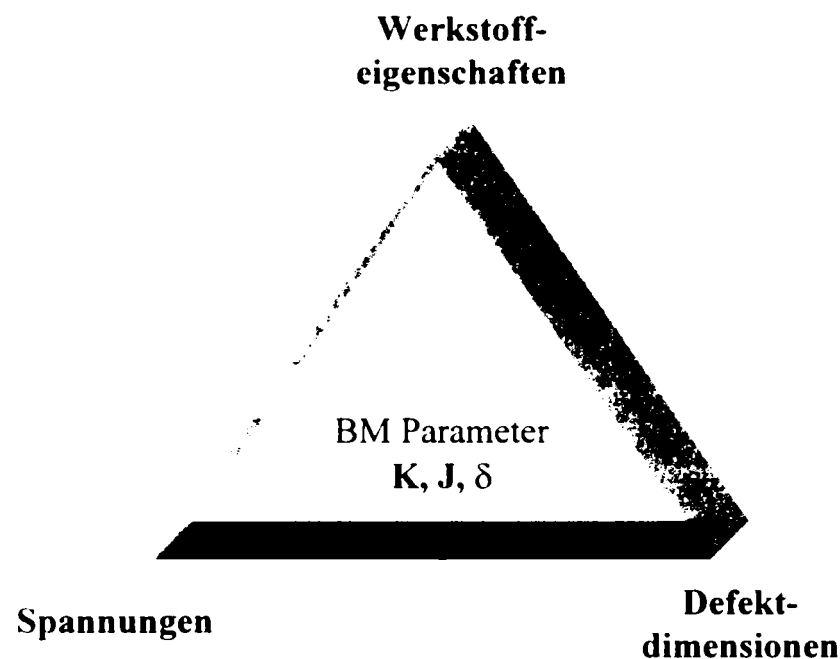


Abbildung 11 Bruchmechanisches Dreieck

Die modernen Rechenmethoden, die auf gerissene Bauelemente charakterisierende Parameter stützen und die von der Bruchmechanik geboten werden, haben die Entwicklung von Anleitungsschriften erlaubt. Die wichtigsten unter ihnen sind folgende:

- **PD 6493** „Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Structures“, British Standards Institution, London, 1991.
- **R6 Method** „Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects“, Central Electricity Generating Board (CEGB), 1986.
- **BS 7910** „Guide on the Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures“, British Standards Institution, 1999.

Die vorliegende Forschungsstudie basiert auf die Vorschriften des BS 7910-1999, welches das (Published Document) PD 6493-91 ersetzt.

## 6. Bestimmung der Zulässigkeit von Defekten auf Grund der Risszähigkeit des Materials und Fehlernachweisdiagramme (Failure Assessment Diagram)

Diese Methode zur Bestimmung der Zulässigkeit von Defekten wurde auf Grund der Vorschriften des BS 7910:1999 konzipiert und basiert auf zwei Kriterienverfahren.

Die Bewertungsmethodologien, die auf Bruchprinzipien gründen, ermöglichen die Ausführung von drei Bewertungsarten, und zwar:

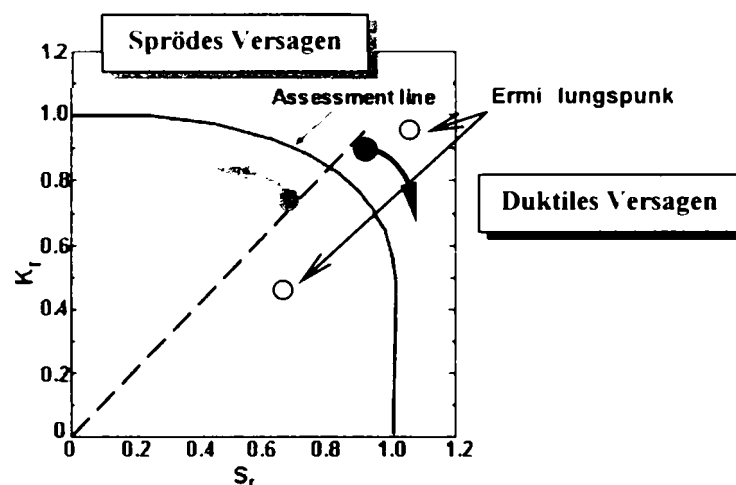
Bewertung der maximalen Dimension des Defekts, bei der kein Bruch des defekten Elements erfolgt; diese wird auch zulässige Dimension genannt. Diese Bewertungsart setzt die Kenntnis der Höchstwerte der Spannungen und der Risszähigkeit des Materials im defekten Element voraus.

Bewertung der Höchstspannung, bei der kein Bruch des defekten Elements erfolgt; diese Bewertung ist nur dann möglich, wenn die Dimensionen des realen Defekts und die Risszähigkeit des Materials im analysierten Element angegeben werden.

Erschließen des auferlegten Mindestwerts für die Risszähigkeit des defekten Elements, wenn man den Höchstwert der angewandten Spannung kennt und eine zulässige Defektdimension im analysierten Element bestimmt.

Die zwei Kriterien begrenzen die Tragfähigkeit des defekten Elements: Einerseits durch den Spannungsintensitätsfaktor an der Risspitze der nicht größer als die Risszähigkeit des Materials sein darf; andererseits, ist diese Tragfähigkeit von den angewandten Beanspruchungen abhängig. Das Überschreiten dieser Tragfähigkeit, d.h. der Bruch, erfolgt wenn die Beanspruchung im analysierten Element größer als der Beanspruchungswert des plastischen Versagens ist.

Das Fehlernachweisdiagramm (FAD), wie es in PD 6493 gezeigt ist, wird in der folgenden Abbildung dargestellt.



**Abbildung 12** Fehlernachweisdiagramm (Failure Assessment Diagram) – PD 6493

Das Variationsdiagramm  $K_r = f(S_r)$ , das FAD genannt wird, wird als Instrument zur Ermittlung der Akzeptabilität des analysierten Elements verwendet. Das Verfahren besteht in der Berechnung der Parameter  $K_r$  und  $S_r$  für den bestimmten analysierten Fall und danach in der Positionierung des Koordinatenpunktes ( $K_r$ ,  $S_r$ ) auf der graphischen Darstellung und die Beobachtung der Zulässigkeit bzw. Unzulässigkeit des Defekts.

$$K_r = K_I / K_{mat} \quad \text{wo,} \quad (2)$$

$K_I$  – Bemessungsspannungsintensitätsfaktor

$K_{mat}$  – Risszähigkeit des Materials

Wenn  $K_r = 1$ , erfolgt der Bruch durch Sprödversagen.

$$S_r = \sigma_n / \sigma_f \quad (3)$$

$\sigma_n$  – Bemessungsspannung

$$\sigma_f = \text{„Flow“ Spannung, die durch die folgende Formel gegeben ist: } \sigma_f = \frac{\sigma_y + \sigma_{ult}}{2} \quad (4)$$

Wenn  $S_r = 1$ , dann erfolgt der Bruch durch plastisches Versagen.

Wenn der Ermittlungspunkt im inneren Bereich der Ermittlungslinie ist, dann ist der Defekt zulässig; wenn er auf oder außerhalb der Linie ist, dann ist der Defekt unzulässig.

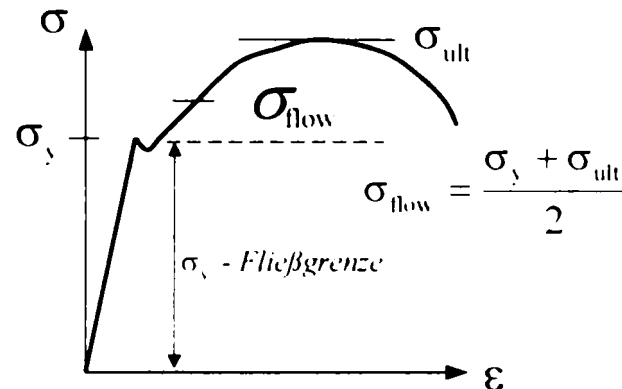


Abbildung 13 Die Fließfestigkeitsdefinition („flow“)

Die Bewertungsniveaus, die im BS 7910 definiert werden sind folgende:

- ⇒ **1. Niveau**, genannt auch **vereinfachte Bewertung**; das ist ein vereinfachter Bewertungsweg, der in jenen Fällen angewandt wird, in denen begrenzte Informationen betreffend der Materialcharakteristika und Bemessungsspannungen existieren.
- ⇒ **2. Niveau**, genannt auch **normale Bewertung**; diese hat eine allgemeine Anwendung.
- ⇒ **3. Niveau**, genannt auch **Bewertung von duktilem Versagen** (Ductile tearing assessment); diese ist duktilen Werkstoffen geeignet (z. B. austenitische und ferritische Stähle auf Hochlage).

Für diese alte Brückenstrukturen ist es empfehlenswert, dass man eine normale Bewertung (2. Niveau) anwendet. Es beinhaltet zwei Methoden; für dieses Verfahren wurde das verallgemeinerte Niveau 2A gewählt.

Die Gleichung, die Ermittlungslinie beschreibt, ist folgende:

$$\sqrt{\delta_r} \text{ oder } K_r = (1 - 0,14L_r^2) \{0,3 + 0,7 \exp(-0,65L_r^6)\} \quad \text{für } L_r \leq L_{r \max} \quad (5)$$

$$\sqrt{\delta_r} \text{ oder } K_r = 0 \quad \text{für } L_r > L_{r \max} \quad (6)$$

Die Ermittlungslinie (Abbildung 5) hat auch eine Ausschließgrenze (cut – off), die für das Vermeiden des plastischen Versagens gegeben ist. Diese wird am Punkt wo  $L_r = L_{r \max}$  fixiert; wobei

$$L_{r \max} = (\sigma_y + \sigma_{ult}) / (2\sigma_y) \quad (7)$$

$\sigma_y$  – Fließgrenze

$\sigma_{ult}$  – Zugfestigkeit

Im Rahmen dieser Methode werden generell die Verhältnisse  $K_r$  und  $L_r$ , die die Koordinaten des Ermittlungspunktes definieren, berechnet.

Die wichtigsten Daten, die für die Bewertung der Defektzulässigkeit benötigt werden, sind folgende:

- ~ Daten über die Geometrie des analysierten Tragelements und des darin enthaltenen Defekts.
- ~ Daten über die Spannungen im analysierten Tragelement.

Informationen über das Material, die auf Grund von konventionellen Versuchen ermittelt worden sind.

Daten über die Risszähigkeit des analysierten Materials ( $K$ ,  $J$  oder  $\delta$ ).

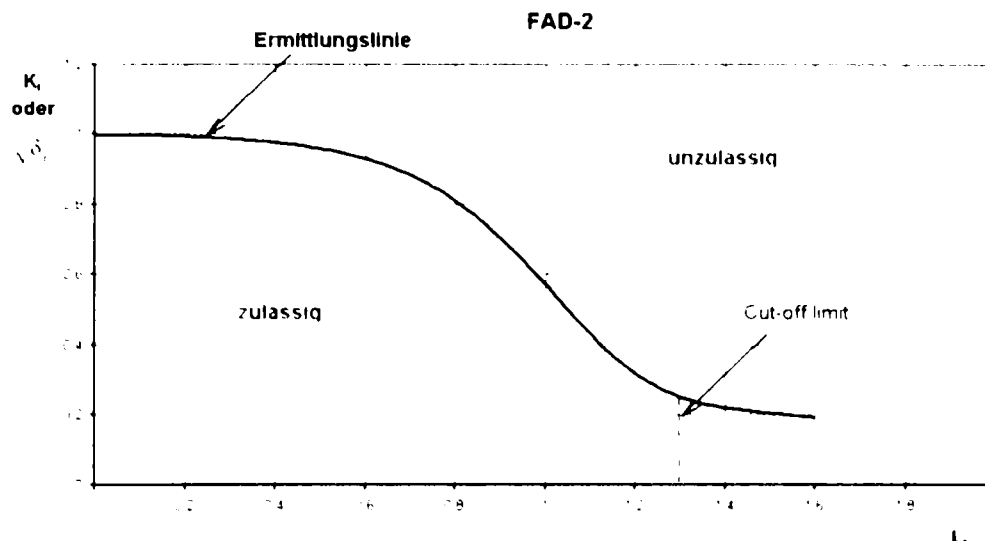


Abbildung 14 Fehlernachweisdiagramm 2. Niveau

Was die Geometrie der Tragelemente und Defekte, die den alten genieteten Eisenbahnbrücken charakteristisch sind, betrifft, wurde eine Synthese auf Grund des DS 805-1999 gemacht. Diese basiert auf einer ausführlichen Analyse der Ermüdungsdefekte, die während der Nutzung bei diesen Strukturarten erschienen sind und auf der detaillierten Analyse der Haupttragelemente, die von zwei ersetzten Eisenbahnbrücken stammen – Brücken von Şag Timişeni und Arad – Bj. 1912 (nach dem Abschneiden der Nietköpfe). Somit wurden die in der Struktur gefundenen Defekte in zwei Hauptkategorien von theoretischen Defekten eingeteilt, und zwar: Rissmodell 1 – Mittelriss in der Platte, durch die ganze Materialdicke (*through thickness flaw in plates*) und Rissmodell 2 – Randriss in der Platte, durch die ganze Materialdicke (*edge flaw in plates*); siehe Abbildung 15.

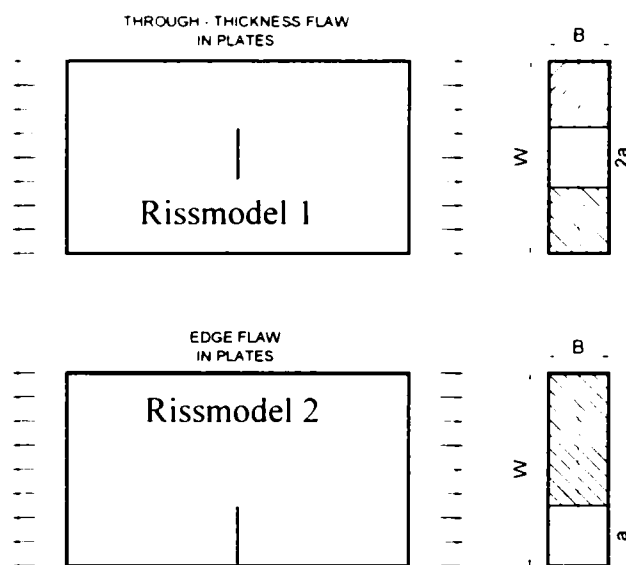


Abbildung 15 Theoretische Rissmodelle

Für die Praxis wurde eine Generalisierung der Äquivalenzmöglichkeit der reellen mit den idealisierten Ermüdungsrissen in Bezug auf die Querschnitte der Haupttragelemente der alten genieteten Eisenbahnbrücken entworfen.


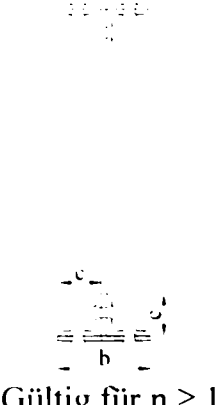
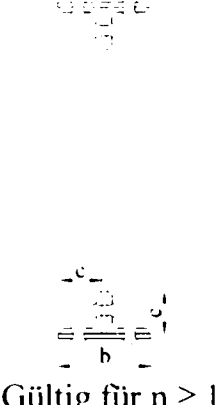
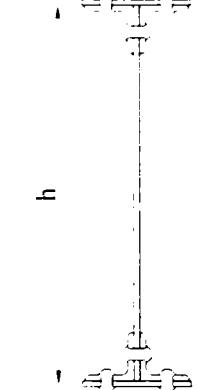
Nr.	Tragelement	Querschnitt	Ermittlung für	Rissmodell (theoretisch)	Breite des Modells W	Anfangsrißlänge $a_0$
0	1	2	3	4	5	6
1.	LT / QT	 <p>Gültig für <math>n \geq 1</math></p>	Gurtplatte	Mittelrissmodell	b	$(D+4 \text{ mm})/2$
2.	LT / QT	 <p>Gültig für <math>n \geq 1</math></p>	Gurtplatte	Randrissmodell	b	5,0 mm
3.	LT / QT	 <p>Gültig für <math>n \geq 1</math></p>	Winkelprofil	Mittelrissmodell	c	$(D+4 \text{ mm})/2$
4.	LT / QT	 <p>Gültig für <math>n \geq 1</math></p>	Stegplatte	Randrissmodell	h	$c+2\text{mm}$ (entdenkbarer Riss)  5,0 mm (unentdenkbarer Riss)

Tabelle 5



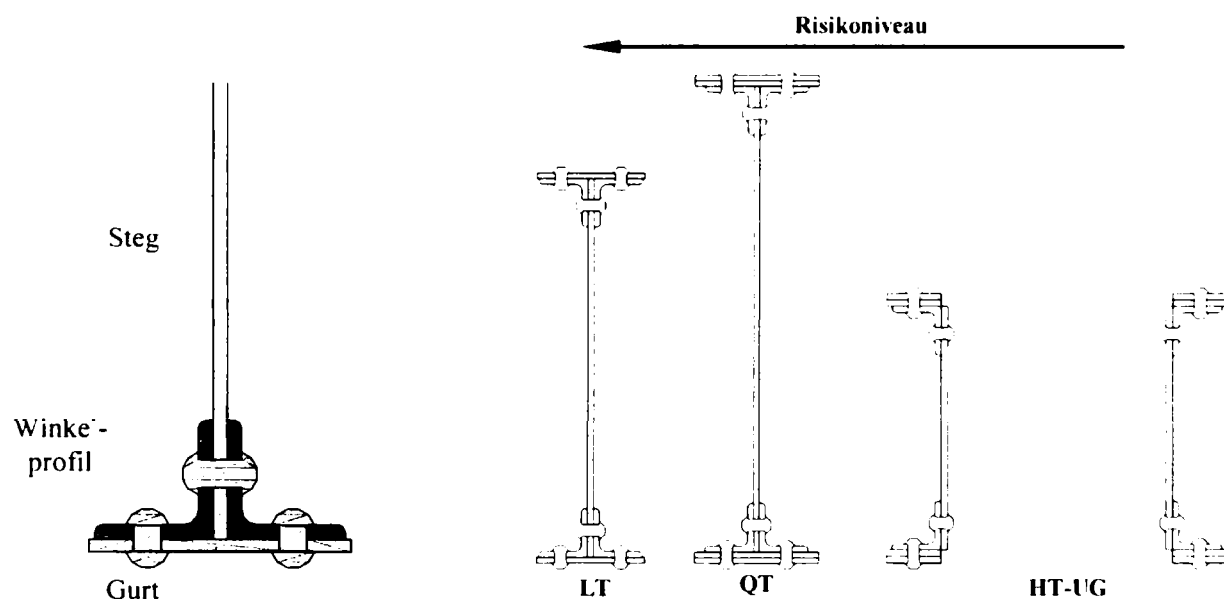
0	1	2	3	4	5	6
5.	<b>HT-UG</b>	 Gültig für $n \geq 1$	Gurtplatte	Mittel- rissmodell	b	$(D+4 \text{ mm})/2$
6.	<b>HT-UG</b>	 Gültig für $n \geq 1$	Winkel- profil	Mittel- rissmodell	c	$(D+4 \text{ mm})/2$
7.	<b>HT-UG</b>	 Gültig für $n \geq 1$	Stegplatte	Rand- rissmodell	h	c+2mm (entdenkbarer Riss)  5.0 mm (unentdenkbarer Riss)

n – Plattenanzahl

D – Kopfnietdiameter ( $D \cong 1,5 \cdot d_{\text{nit}}$ ); in [mm] angegeben

LT – Längsträger; QT – Querträger; HT-UG – Hauptträger - Untergurt

**Tabelle 5** Wahl des theoretischen Rissmodells



**Abbildung 16** Analyzierte Tragelemente

In der Tabelle 5 wurden natürlich nicht alle Möglichkeiten, die in der Praxis erscheinen können, miteinbezogen, sondern nur einige Beispielfälle dargeboten.

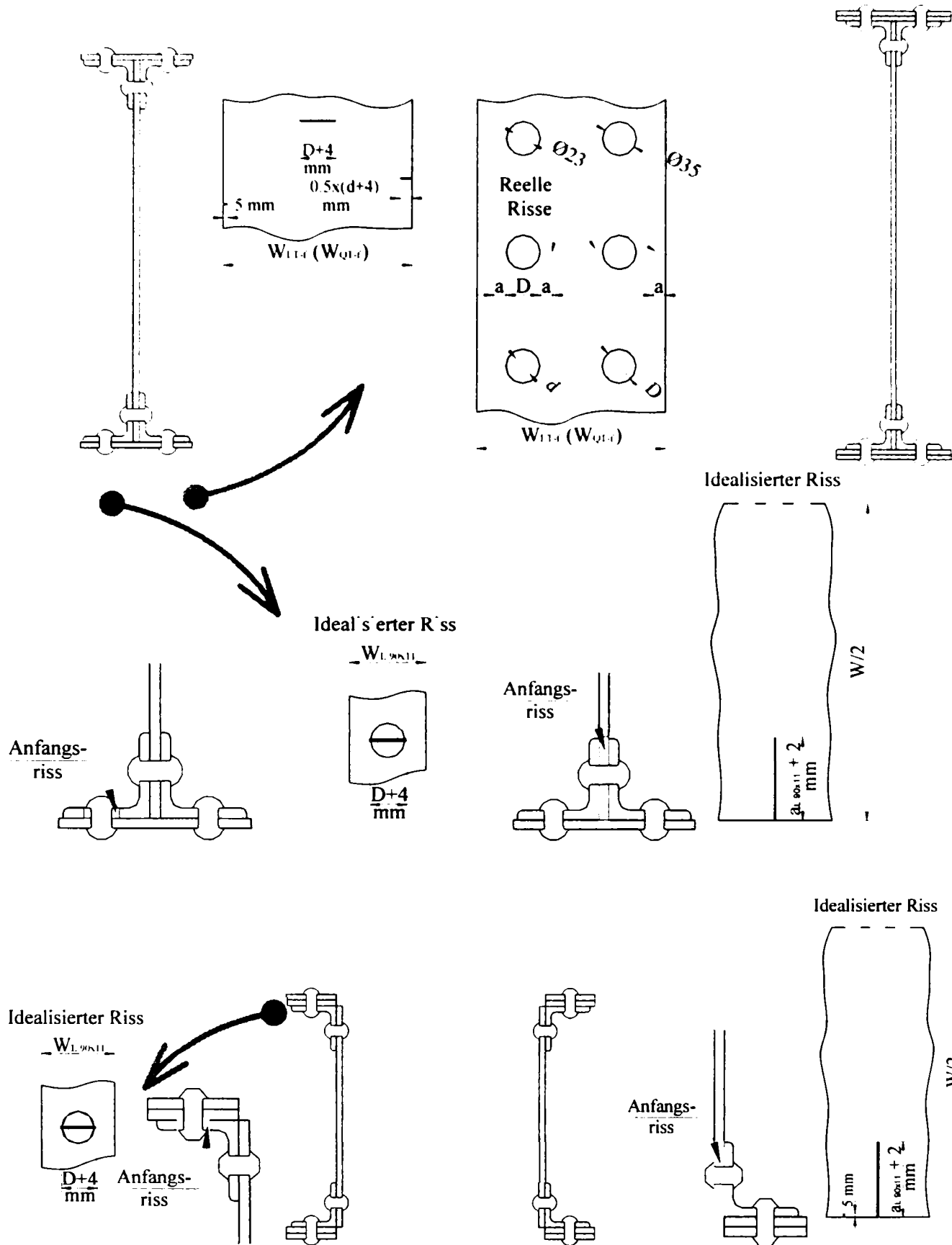


Abbildung 17 Der Äquivalenzmöglichkeit der reellen mit den idealisierten Ermüdungsrissen

Für jedes Ermittlungsniveau sind zwei Wege zur Bestimmung der Rissstendenz der analysierten Elemente gegeben. Sie erscheinen als Ordinaten auf dem Fehlernachweisdiagramm (FAD) und basieren auf entweder dem Parameter des Spannungsintensitätsfaktors ( $K_I$ ) oder auf die Rissspitzenöffnung CTOD ( $\delta$ ) – diese sind als Bruchverhältnisse  $K_r$  oder  $\delta_r$  gegeben. Somit muss die Risszähigkeit des Materials notwendigerweise bekannt sein. Die Bestimmung dieser bruchmechanischen Parameter erfolgt durch eine der experimentellen Methoden K, J oder  $\delta$ . Die Äquivalenz von den CTOD - Verfahren und J oder K kann auf allen Niveaus gemacht werden, indem man einen Binfaktor X verwendet.

Der BS 7910 erlaubt gleichermaßen die Bestimmung der Risszähigkeit des Materials mit Hilfe von Korrelationen, die auf Kerbschlagzähigkeit Charpy V (KV - Energie) basieren. Die Tatsache wird unterstrichen, dass dieser Verfahrensführer für die modernen Stahlsorten, für denen diese Art von Korrelationsformeln Risszähigkeit des Materials – Kerbschlagzähigkeit zufriedenstellende Ergebnisse aufweisen, konzipiert wurde. Zum Nachweis der Gültigkeit solcher Korrelationsformeln wurde ein Studium durchgeführt. Für diesen wurden folgende Relationen zwischen Kerbschlagzähigkeit und Spannungsintensitätsfaktor gewählt; diese Formeln sind für strukturelle Stahlsorten mit dem Elastizitätsmodul  $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$ , und für Tieflage der Transitionskurve.

- ▶ Barsom & Rolfe – Formel:

$$K_c = 6.67 \cdot (\text{CVN})^{3/4} \quad (8)$$

$K_c$  – kritischer Spannungsintensitätsfaktor an der Rissspitze  
CVN – Kerbschlagzähigkeit (experimentell bestimmt)

- ▶ Roberts – Newton - Formel:

$$K_c = 9.35 \cdot (\text{CVN})^{0.63} \quad (9)$$

$K_c$  – kritischer Spannungsintensitätsfaktor an der Rissspitze  
CVN – Kerbschlagzähigkeit (experimentell bestimmt)

- ▶ BS 7910:1999 – Formel:

$$K_{\text{mat}} = \frac{820 \sqrt{C_V} - 1.420}{B^{1/4}} + 630 \quad (10)$$

wo,

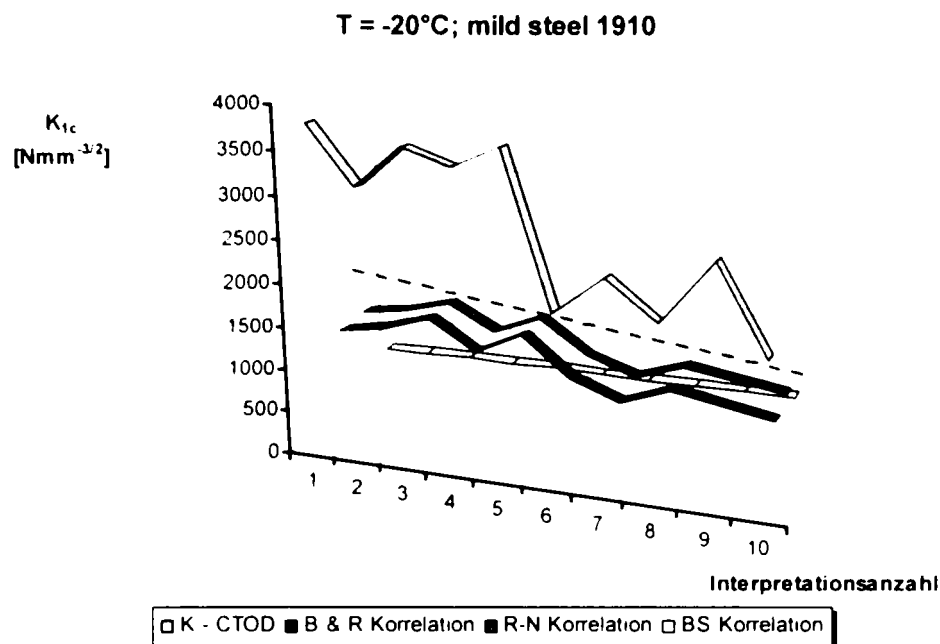
$K_{\text{mat}}$  – Ermittlung der unteren Grenze der Risszähigkeit [ $\text{N/mm}^{3/2}$ ];

B – Materialdicke für die Ermittlung von  $K_{\text{mat}}$ ;

$C_V$  – Kerbschlagzähigkeit (experimentell bestimmt) [Joules].

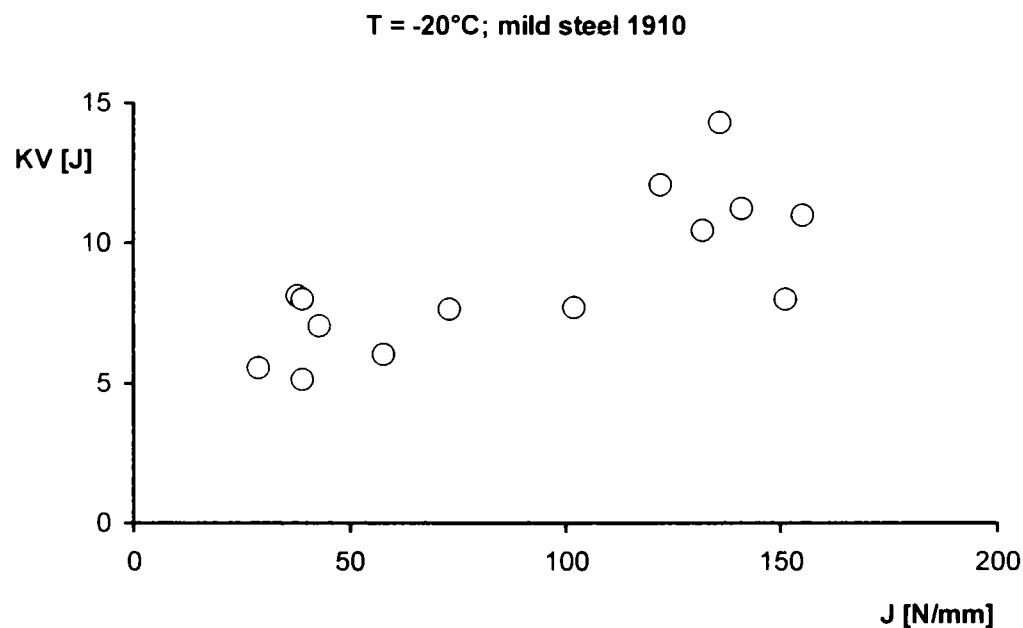
Für den Vergleich wurden experimentell bestimmte kritische Werte der Rissspitzenöffnung bei einer Betriebstemperatur von  $-20^\circ\text{C}$  verwendet. Auf Grund dieser kritischen Werte wurde die Korrelation mit den kritischen Werten der J-Integrale, bzw. des Spannungsintensitätsfaktors K gemacht. Eine vergleichende Analyse der Materialzähigkeiten (die mit Hilfe der Korrelationen mit der Kerbschlagzähigkeit bestimmt wurden) wurde somit auf Grund der  $K_c$ -Werte, die aus den experimentell bestimmten kritischen Werten der Rissöffnungsspitze  $\delta_c$  ermittelt wurden, gemacht.

Für die KV –  $K_c$  Korrelationen wurden die Verhältnisse (8) – (10) verwendet und folgendes Diagramm gezeichnet:



**Abbildung 18**  $K_{Ic}$  – Werte auf Grund von bruchmechanischen Versuchen im Vergleich zu den Korrelationen  $K_{Ic}$  - KV-Energie

Betrachtet man das Diagramm, wird die Tatsache ersichtlich, dass die K-Werte, die durch das Umwandeln der experimentellen CTOD - Ergebnisse erhalten wurden, eine große Streuung (zwischen  $3800 - 1000 \text{ Nmm}^{-3/2}$ ) haben. Das gilt aber nicht für die K-Werte, die auf Grund der Kerbschlagzähigkeit erhalten wurden: mehr noch, diese Werte sind konservativ geprägt, wobei alle kleiner sind als diejenigen Werte, die man auf Grund von experimentellen bruchmechanischen Versuchen erhalten hat. Stellt man die Risszähigkeit des Materials betrefflich  $J_c$  zur Diskussion, also durch einen Parameter aus dem elastisch-plastischen Bereich der Bruchmechanik (wie die experimentell erhaltenen CTOD - Werte), wird man eine große Streuung der Ergebnisse bemerken (siehe Abbildung 19).



**Abbildung 19** Kerbschlagzähigkeit vs. Risszähigkeit des Materials  $J_c$ , bei einer Temperatur von -20°C

Man kann bemerken, dass für kleine Werte der Kerbschlagzähigkeit (5 – 15 J) die Risszähigkeit des Materials große Streuungen, zwischen 30 – 160 N/mm, aufweisen.

Die Ermittlung der Grenzdimension / zulässigen Dimension des Defekts wurde mit Hilfe einer automatischen iterativen Rechentechnik gemacht.

Die Grenzbedingungen werden definiert, wenn der geometrische Ort der Ermittlungspunkte die Ermittlungslinie des Fehlernachweisdiagramms schneidet.

## 7. Ermüdungsanalyse der Strukturelemente und Bestimmung der Restnutzungsdauer

Der fortgeschrittene, Analyseverfahren zur Bestimmung der Zulässigkeit von Defekten in Brückenstrukturen folgt eine Ermittlung der Ermüdung von Tragelementen, die Defekte beinhalten. Diese Etappe erweist sich als notwendig, weil die Brückenstrukturen wiederholten Beanspruchungen, unter deren Aktion die zulässigen Defekte bis zum Bruch fortschreiten, unterliegen. Unter diesen Bedingungen ist es wichtig, dass man die Zeitspanne eines sicheren Betriebs der Brücke kennt.

Die Methode zur Ermittlung der Ermüdung von Tragelementen mit Defekten wurde auf Grund der Modellierungsmöglichkeit, des Wachstumsprozesses der Rissdimensionen unter Ermüdungsspannungen und mit Hilfe von bekannten Gesetzen, entwickelt. Diese Methode fundiert auf die Vorschriften des BS 7910:1999, indem sie für genietete Stahlbrücken mit langer Nutzungsdauer angewendet wurde. Sie kann auch auf andere Brückenstrukturen, die rissartige Defekte beinhalten, angewendet werden.

Da man auf der Rissfortschrittskurve, in doppellogarithmischer Darstellung, die Tatsache beobachten kann, dass sich Bereich 2 in einem hohen Prozent von der ganzen Verlängerung eines Risses ausbreitet, folgt, dass der Fortschrittsprozess des Risses mit der Paris-Gleichung ziemlich genau beschrieben werden kann.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (11)$$

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = Y(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})\sqrt{\pi a} \quad (12)$$

Wenn man also die Werte  $\sigma_{\max}$  und  $\sigma_{\min}$  kennt, kann der Korrekturfaktor Y in Bezug auf den spezifischen Fall des analysierten Tragelements berechnet werden, wobei der Ermüdungsrissfortschritt auf Grund experimenteller Bestimmung der Materialkonstanten C und m mit Hilfe eines Verfahrens, das folgende Etappen beinhaltet, simuliert werden kann:

- ✓ Man berechnet mit Hilfe folgender Formel den Fortschritt  $da_1$ , der dem Beanspruchungszyklus  $dN = 1$  entspricht:

$$da_1 = C \cdot \Delta K^m \quad (13)$$

wobei die Eingabedaten die Werte  $\sigma_{\max}$ ,  $\sigma_{\min}$ , C, m und die Anfangsdimension  $a_0$  des Defekts bzw. die Dimensionen des analysierten Elements sind.

- ✓ Auf Grund des Fortschritts  $da_1$  wird die Rissdimension in Bezug auf den ersten Beanspruchungszyklus berechnet:

$$a_1 = a_0 + da_1 \quad (14)$$

- ✓ Die Ungleichheit wird geprüft:

$$a_1 < a_f \quad (15)$$

wo,  $a_f$  – der Endwert des Risses ist, der auf Grund einer mit Hilfe des Fehlernachweisdiagramms ausgearbeiteten Ermittlung berechnet wurde. Wenn die Gleichung erfüllt ist, geht man zum zweiten Schritt über.

- ✓ Man berechnet den Rissfortschritt  $da_2$ , der dem zweiten angewandten Beanspruchungszyklus entspricht, und zwar auf Grund der Dimension  $a_1$  und der anderen Eingabedaten, wobei man Gleichung (13) verwendet.

- ✓ Die erfolge Dimension  $a_2$  wird mit folgender Gleichung berechnet:

$$a_2 = a_1 + da_2 \quad (16)$$

- ✓ Die Bedingung wird geprüft:

$$a_2 < a_f \quad (17)$$

- ✓ Dieses Verfahren wird so oft wiederholt bis man:

$$a_i = a_f \quad (18)$$

aufnimmt.

Die Anzahl der Beanspruchungszyklen  $N$ , für die man die Gleichung (18) erhalten hat, stellt die Restnutzungsdauer des analysierten Tragelements, das einen Defekt beinhaltet dar.

Die für die Ermüdungsermittlung der Tragelemente benötigten Daten sind folgende:

- ▶ Spannungsdifferenzen: Die Ermittlung verwendet die nominalen angewandten Spannungsdifferenzen.

- ▶ Defektypus und –dimensionen: Es werden dieselben, bereits vorgestellten Defektypen verwendet.

- ▶ Ermüdungsrissfortschritt-Gesetz: Paris-Gleichung mit einer einzigen Steigung.

- ▶ Rissfortschrittsgrenzen: Endrissdimension auf Grund von Fehlernachweisdiagramm FAD-2 bestimmt.

Das Verfahren zur Bestimmung der Restsicherheit bei Brückenstrukturen mit langer Nutzungsdauer ist auf die Vorschriften des BS 7910:1999 fundiert und wird schematisch in Abbildung 20 präsentiert.

Für eine unkompliziertere Anwendung des Verfahrens zur Ermittlung der Ermüdung von Tragelementen wurde ein Programm entworfen, das den Rissfortschritt simulieren und die benötigte Zyklenanzahl bis zum Bruch bestimmen kann. Das Programm löst zwei Arten von Anwendungen, und zwar folgende:

- ✓ Die Ermüdungsermittlung der Tragelemente, die ein Defekt vom Typ Mittelriss durch die ganze Körperdicke (vom Typ Platte) beinhalten.
- ✓ Die Ermüdungsermittlung der Tragelemente, die ein Defekt vom Typ Randriss durch die ganze Körperdicke (vom Typ Platte) beinhalten.

Das Programm basiert auf folgende Eingabedaten:

- Materialkonstanten  $C$  und  $m$  aus dem Ermüdungsrissfortschrittsgesetz.
- Anfangsdimension des Risses  $a_0$  [mm].
- Enddimension des Risses  $a_f$  [mm].
- Plattenbreite in der Defektebene  $W$  [mm].

- Spannungskollektiv  $\Delta\sigma$  [N/mm<sup>2</sup>].
- Spannungsintensitätsfaktoren  $M_m, M_b, M_{km}, M_{kb}$ .
- Spannungskonzentrationsfaktoren  $k_t, k_{tm}, k_{tb}$ .
- Spannungsintensitätsfaktor durch Achsenversetzung  $k_m$ .

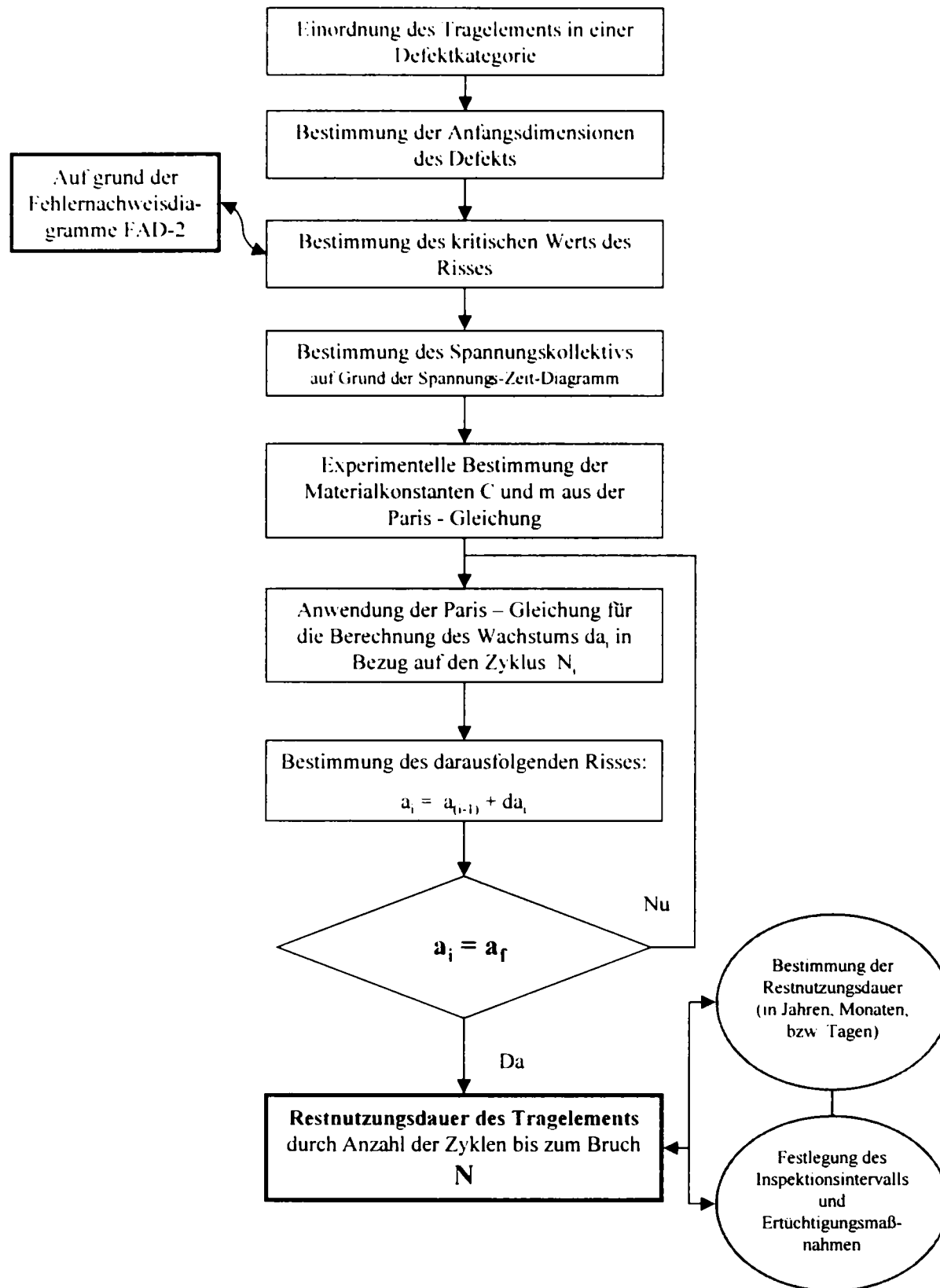


Abbildung 20 Logisches Schema der Ermüdungsermittlung

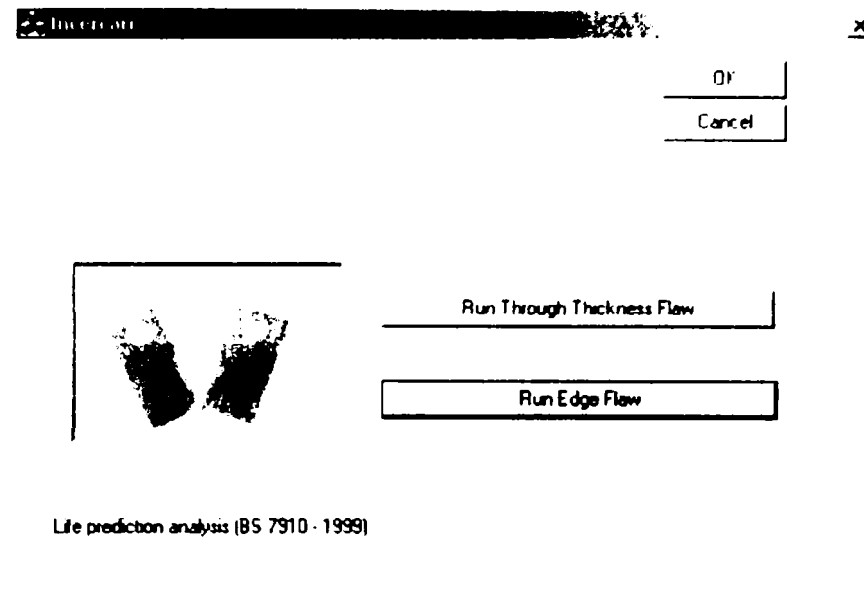


Abbildung 21 Hauptdialogfenster des Riss simulationsprogramm

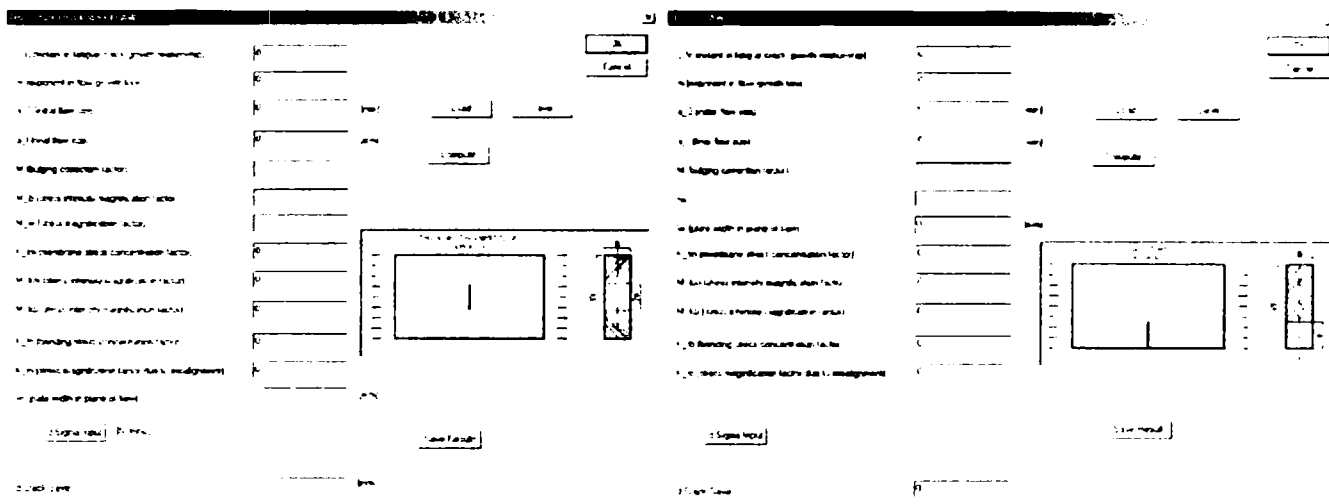


Abbildung 22 Programmanwendungen

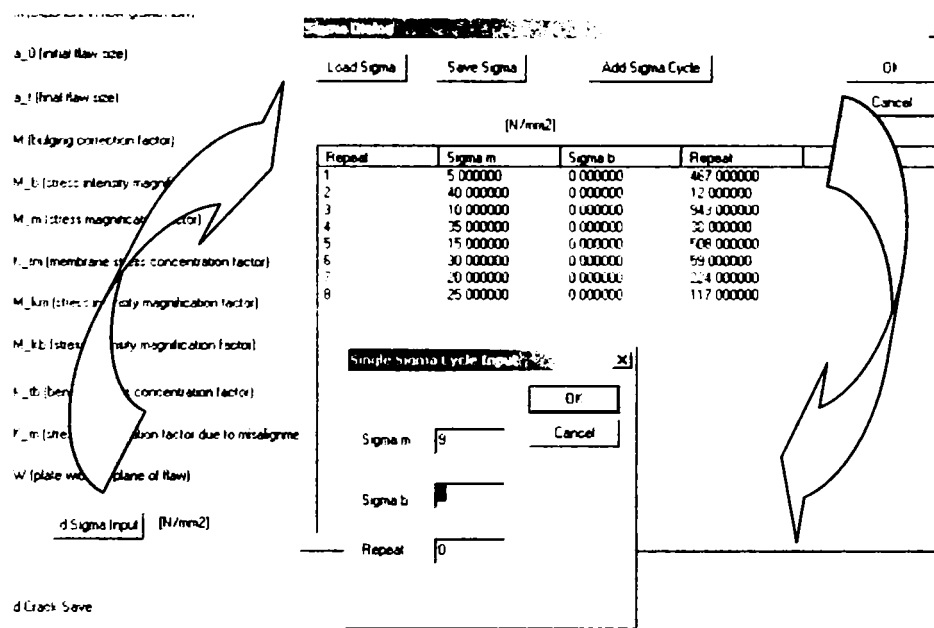


Abbildung 23 Dialogfenster zum definieren des Spannungskollektivs



**8. Case Study – Brücke von Arad**

Die Eisenbahnbrücke wurde auf der Strecke Timișoara - Arad im Jahre 1912 von der damaligen österreichischen Verwaltung gebaut (MAV – die Ungarische Bahn, Österreichischer Kreis). Die Hauptträger sind Fachwerkträger mit den Spannweiten 2 x 76,80 + 3 x 51,42 m.

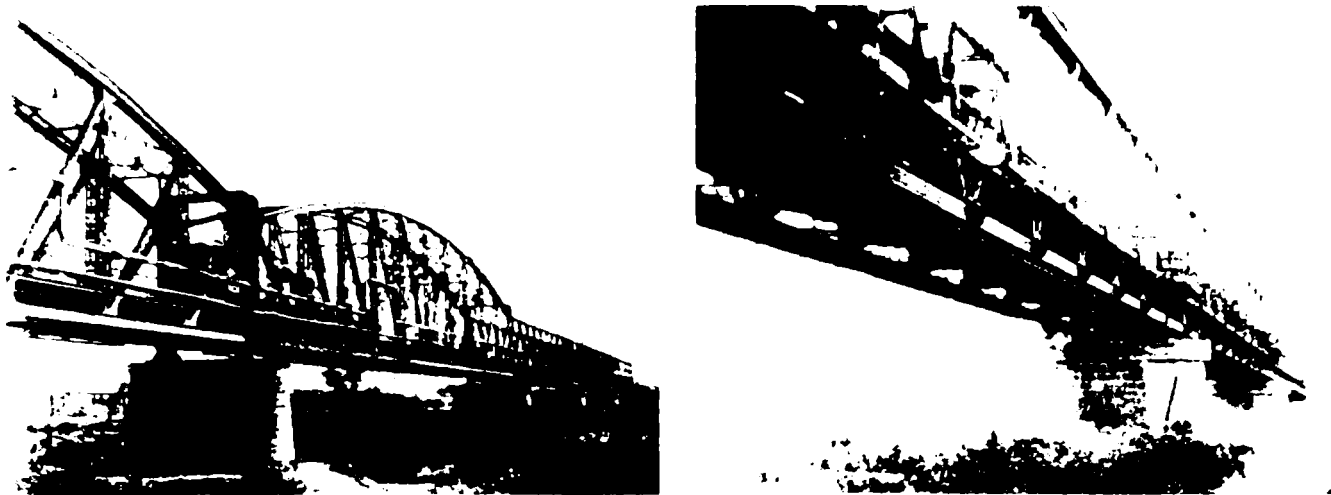


Abbildung 24 Die Eisenbahnbrücke in ARAD (Bj. 1912)

**Kurze historische Daten:**

- Im Jahre 1944 wurde die Brückenstruktur ernsthaft beschädigt indem der Brückeninfrastruktur - Pfahl Nr. 1 bombardiert wurde und die Suprastruktur aus den Spannweiten 1 und 2 ins Wasser gefallen ist.

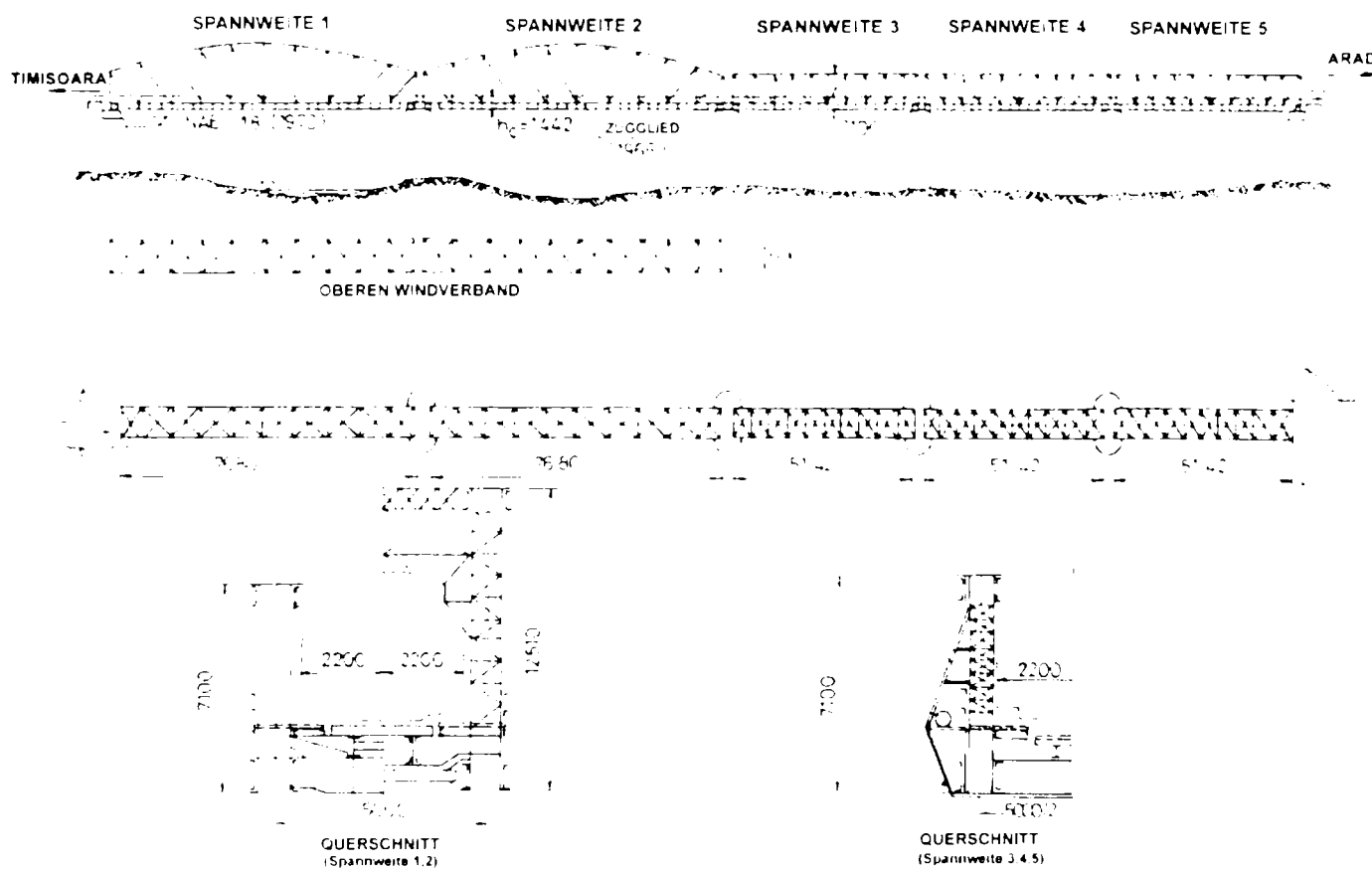


Abbildung 25 Die Eisenbahnbrücke in ARAD – Allgemeine Lage und Querschnitte

- In der Zeitperiode 1945 – 1946 wurde die Infrastruktur neu gebaut und der Eisenbahnverkehr wieder aufgenommen.
- Im Jahr 1966 wurde die Brückenstruktur verstärkt.
- 1975 wurde die Elektrifizierung der Eisenbahnlinie gemacht. Deswegen mussten die oberen Windverbände aus den Spannweiten 3, 4, 5 beseitigt werden – aus diesem Grund musste die Struktur mit Zuggliedern verstärkt werden.
- 2000 wurde diese Brücke durch eine neue ersetzt; die alten Stahlteile stehen als Versuchsmaterial zur Verfügung.



Abbildung 26 Die zerlegte Brücke (Arad Febr. 2000)

**Warum diese Struktur?** Weil einerseits das Tragwerk mit einem neuen ersetzt wurde (in Febr. 2000), so dass die Entnahme von Proben aus den kritischen Zonen sich als leicht ergeben hat; andererseits existieren viele ähnliche Strukturen, die noch im Betrieb sind (in derselben Zeitspanne gebaut und mit ähnlicher statischen Struktur). In der Bahnregionalorganisation Temeswar (die den Westen des Landes deckt) gibt es noch eine Anzahl von Stahlbrücken, die von den alten Behörden des Österreich-Ungarischen Reiches gebaut wurden. Diese Brücken wurden im Betrieb mit oder ohne Veränderungen oder Verstärkungen im Betrieb gehalten. Der Entwurf dieser Brückenstrukturen erfolgte gemäß der zu der Zeit (1859 – 1919) angewendetem klassischen Konzeption.

Der experimentelle Teil basiert auf Materialproben die von der alten Eisenbahnbrücke in ARAD stammen (eigentlich von der dritten Spannweite). Diese Versuchsproben sind dem Querträger, Längsträger und Hauptträger – Untergurt entnommen. Die Versuche können in der Tabelle 2 beobachtet werden. Auf Grund dieser experimentellen Studie konnte man schließen, dass das Hauptmaterial der Bahnbrücke bei Arad ein milder Stahl ist, der ähnlich anderer Stahlsorten ist, die in derselben Zeitspanne auch bei anderen Eisenbahn- und Straßenbrücken verwendet wurde; aus dem Sichtpunkt der Widerstands- und Verformungscharakteristika kann er dem heutigen Baustahl St 34 oder St 37.1 fast perfekt gleichgestellt werden. Gleichzeitig kann man folgende Mindestwerte der Materialrisszähigkeit und Fließgrenze für alte, genietete Stahlbrücken angeben, und zwar auf Grund den experimentellen Versuchen, dem Studium der Fachliteratur, der Analyse von ähnlichen Studien auf alte, genietete Stahlbrücken und des Vergleichs der eigenen Ergebnisse mit diesen letzteren:

- ☑  $J_c = 10 \text{ N/mm}$  (bei einer Temperatur von  $-20^\circ\text{C}$ )
- ☑  $f_y = 230 \text{ N/mm}^2$

Versuch	Norm	Materialproben				Entnahmeort	Versuchsort
		Element	Nr./Elem.	Variante	Gesamtzahl		
Chemische Analyse	STAS 2015 2-85	LT, QT, HT-UG	1	-	4	TUPT	TUPT
Metallographische Analyse	STAS 5949-80	LT, QT, HT-UG		-	1	TUPT	TUPT
Zugversuch	SR EN 100002-1 90	LT	5	-	15	TUPT	TUPT
		QT	5	-			
		HT-UG	5	-			
Brinell Härtetest	STAS 165-83	Sek. Elem.	2	-	6	TUPT	TUPT
Kerbschlagversuch (KV)	SR EN 10045-1 93	LT	5	×5	Temp. stufen	75	TUPT
		QT	5	×5			
		HT-UG	5	×5			
Bruchmechanische Versuche CT-Rißgeschw.	ASTME 647-93	LT	3	×2	Gurt Steg	15	TUPT-TUM
		QT	3	×2			
		HT-UG	3				
Bruchmechanische Versuche CT-J <sub>IC</sub>	ASTME 813-89	LT	8	×2	Gurt Steg	40	TUPT-TUM
Bruchmechanische Versuche CTOD	Cioclov Methode	LT	3	×2	Temp. stufen	24	TUPT
		QT	3	×2			
		HT-UG	6	×2			

Tabelle 6 Versuchsprogramm

Im Falle der Ermittlung der Zulässigkeit von Defekten mit Hilfe des Fehlernachweisdiagramms auf dem 2-ten Niveau für die alte Brückenstruktur in Arad, wurden folgende Tragelemente analysiert: Die Längsträger (sowohl der gespannte Gurt als auch der Steg), die Querträger (sowohl der gespannte Gurt als auch der Steg) und der Hauptträger.

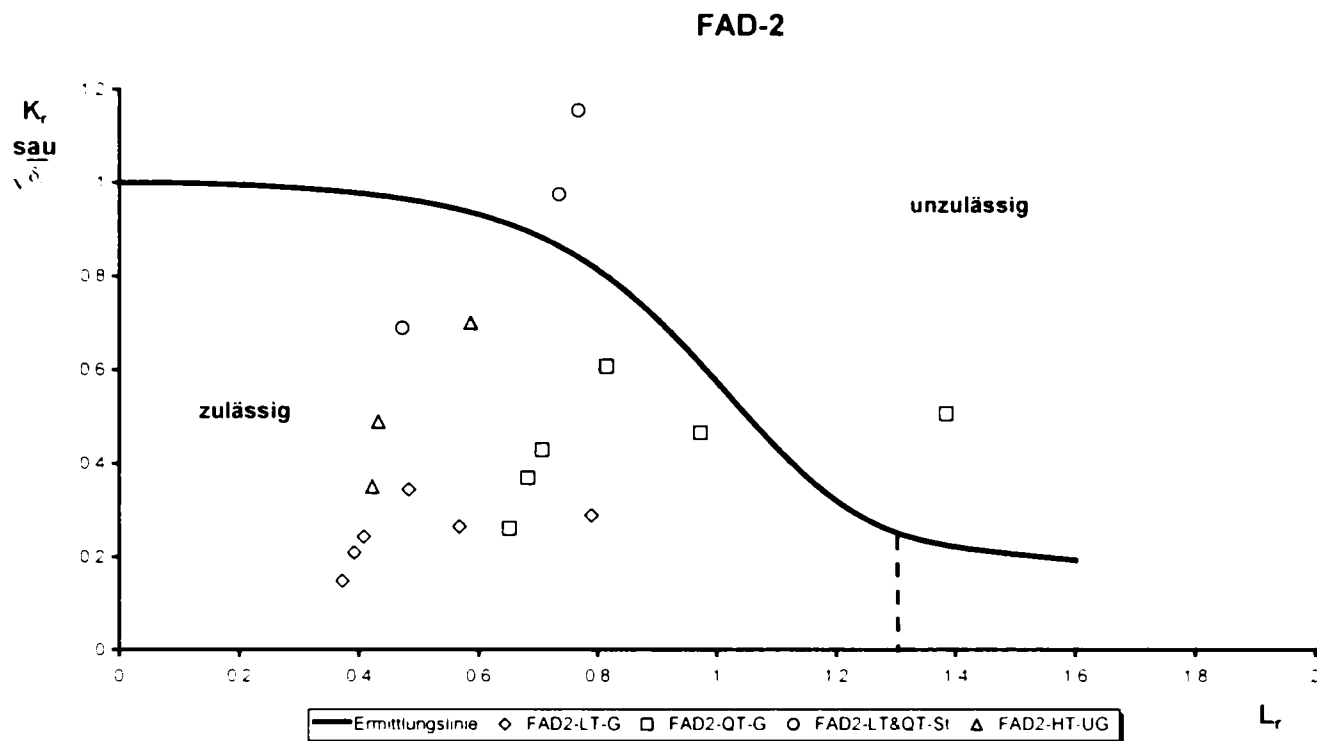
Analysiert man die Ermittlungspunkte vom Fehlernachweisdiagramm FAD-2 kann man folgende Schlussfolgerungen ziehen:

- Die strukturellen Defekte, die sich in den Tragelementen der Brückenfahrbahn – Längsträger (FAD2-LT-G) und Querträger (FAD2-QT-G) – im Bereich der Zuggurt befinden, und die gemäß den Modellen 1 und 2 analysiert wurden, erweisen zulässige Dimensionen, die die Betriebssicherheit der Struktur nicht gefährden. Man bemerkt ein einziges Problem, und zwar beim Querträger, genauer beim Winkelprofil. Der analysierte Defekt ist vom Typ Mittelriss durch die ganze Plattendicke und entspricht dem theoretischen Modell 1. Das Versagen im Falle dieses Defekts erfolgt durch plastischen Bruch und hat als Ursache einen hohen Spannungswert im analysierten Element. Diese Überschreitung der maximalen zulässigen Spannung wurde auch infolge der strukturellen Raumberechnung beobachtet. Mit anderen Worten, ist dieses Problem nicht einer ungenügenden Materialrisszähigkeit, sondern einer Überspannung des Elements zuzuschreiben, wobei die Maßnahme, die man in diesem Fall treffen sollte, die Ertüchtigung des Tragelements ist.
- Im Falle der Längsträger- und Querträgerstege (FAD2-LT&QT-St) ist das Problem ernster, da die Mehrheit der Ermittlungspunkte sich im Bereich der Unzulässigkeit, mehr noch, in einer Zone des kombinierten, aber hauptsächlich sprödes Versagens, befindet. In

diesem Fall muss unterstrichen werden, dass die betrachteten theoretischen Defekte unzulässig sind: Risse, die genügend lang sind, um entdeckt werden zu können (praktisch, Risse, die mindestens 2 mm über den Rand des Winkelprofils schreiten und die, im vorliegenden Falle die ersten 90 cm der Stegplatte decken). In Wirklichkeit wurden solche Defekte im Falle der zwei Probekörper (der eine aus dem Längsträger, der andere aus dem Querträger), bei denen man den Bereich der abgeschnittenen Niete analysiert hat, nicht entdeckt.

- ☑ Was den Untergurt des Hauptträgers betrifft, zeigen die Ermittlungen, dass sich die Dimensionen der analysierten Defekte als zulässig erwiesen haben, obwohl der Untergurt einen Mindestwert der Materialrisszähigkeit vorgezeigt hatte.

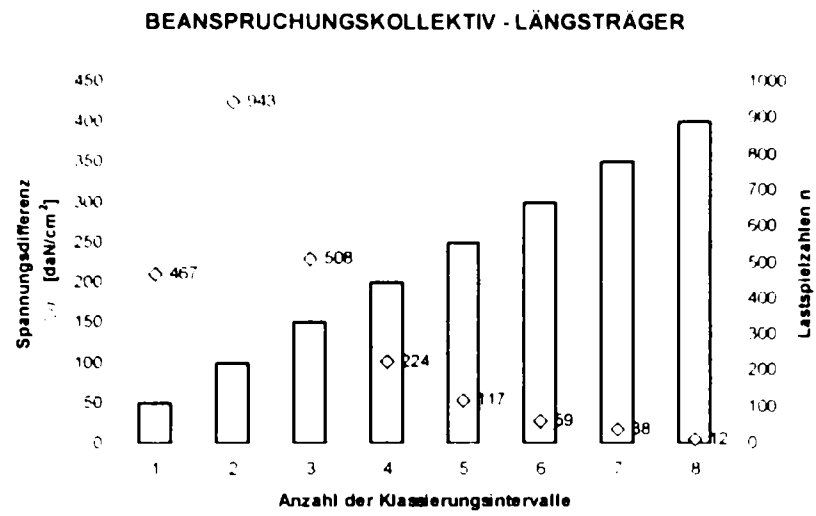
Die Werte der Materialrisszähigkeit, die für die Ermittlung auf dem zweiten Niveau verwendet wurden, sind statistisch als Mindestwert, gegeben von der Streufunktion Weibull, bestimmt.



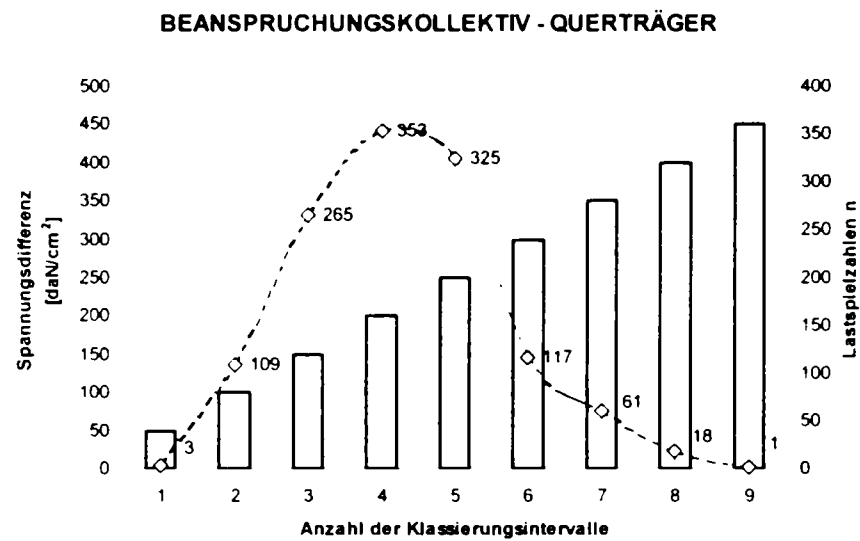
**Abbildung 27** Fehlernachweisdiagramm (FAD-2)

Die Analyse wurde mit einer Ermüdungsermittlung der Tragelemente fortgesetzt. Dafür wurden die Spannungskollektive, die auf Grund der Verkehrsaufnahmen auf der Arad - Brücke gemacht wurden, verwendet.

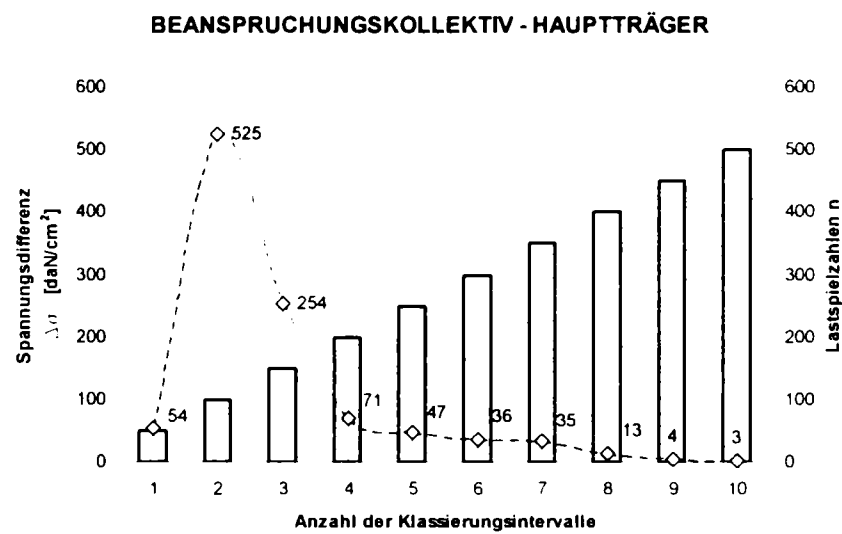
Die Spannungskollektive wurden somit für die drei analysierten Tragelemente (Längsträger, Querträger, Hauptträger) in einer Zeitspanne von 24 Tagen ermittelt. Der Spannungskollektiv wird als Blockdiagramm, das Wertpaare  $(\Delta\sigma_i; n_i)$  beinhaltet, dargestellt. Der Einfluss der Erscheinungsart einer jeden Spannungsstufe auf die Geschwindigkeit des Rissfortschritts und implizite auf die Zyklenanzahl bis zum Bruch des Tragelements wurde untersucht. Dafür wurde der Fall des Längsträgers und eines Defekts vom Typ Mittelriss (Modell 1) durch die ganze Gurtplattendicke gewählt. Auf Grund der Eingabeparameter, inklusive der drei Arten von Spannungskollektiven (low- high – low, high – low –high bzw. alternant) wurden die Wertpaare  $(a_i, N_i)$  erhalten, die dann zum Entwurf des Diagramms aus der Abbildung 31 geführt haben.



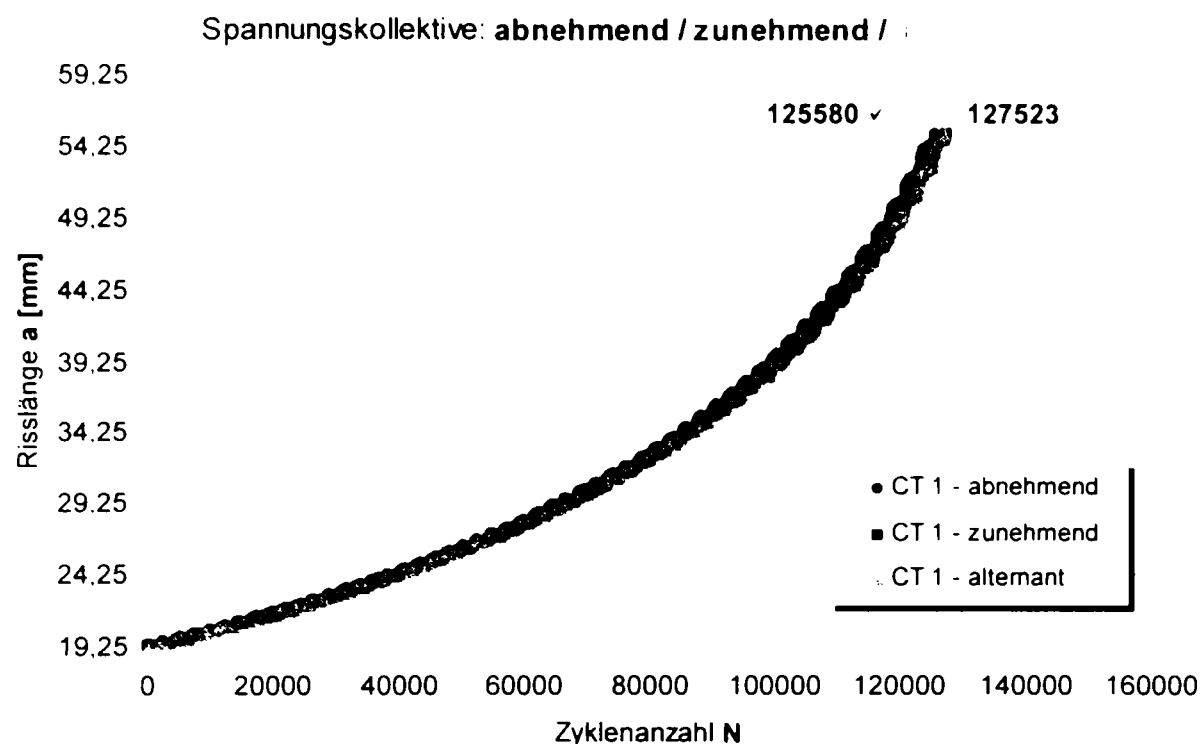
**Abbildung 28** Spannungskollektiv für die Längsträger



**Abbildung 29** Spannungskollektiv für die Querträger



**Abbildung 30** Spannungskollektiv für die Hauptträger



**Abbildung 31** Untersuchung des Einflusses des Spannungskollektivs auf die Bestimmung der benötigten Zyklusanzahl bis zum Bruch eines Elements mit Defekt

Die Untersuchung verschiedener Varianten des Stufen Spannungskollektivs, das durch Einordnung der reellen Verkehrsaufnahmen auf der Brücke innerhalb von 24 Tagen und durch Simulation von Blockspannungen erhalten wurde hat, hat zu dem Schluss geführt, dass in diesem Fall keine wichtige Unterschiede der Rissfortschritte erhält, wenn man folgende drei Aufeinanderfolgevarianten der Blöcke, und zwar: low- high – low, high – low –high bzw. alternant, anwendet. Somit wurde für die folgenden Analysen ein Spannungskollektiv von der Art high – low –high angewendet.

Auf Grund der Fälle einiger Risse, die in der Struktur vorgefunden wurden, hat man die Restnutzungsdauer der analysierten Haupttragelemente unter den aktuellen Verkehrsbedingungen bestimmt:

► Für den Längsträger, im Falle des Modells 1 – Mittlerriss, bei dem man annimmt, dass die Anfangslänge den Nietkopf mit je 2,0 mm zu beiden Seiten überschreitet (entdeckbarer Riss) – wurde eine Zyklusanzahl bis zum Bruch  $N = 125531$  erhalten, was einer Restnutzungsdauer von 3,49 Jahren (Abbildung 32) entspricht.

$$\left( \frac{125531}{2368} \times 24 \right) \times \frac{1}{365} = 3,49 \text{ Jahre} \quad (3 \text{ Jahre, } 5 \text{ Monate und } 27 \text{ Tage})$$

► Für den Längsträger, im Falle des Modells 2 – Randriss mit einer Anfangslänge von 5,0 mm wurde eine Zyklusanzahl bis zum Bruch  $N = 203712$  erhalten, was einer Restnutzungsdauer von 5,65 Jahren (Abbildung 24) entspricht.

► Im Falle des Querträgers, hat das Problem seiner Überspannung / Überbeanspruchung zu kleinen Endwerten des Risses geführt, eine Tatsache die sich auch auf die Restnutzungsdauer dieses Elements ausgewirkt hat. Im Falle des Modells 1 und eines entdeckbaren Risses, der den

Nietkopf überschreitet, wurde somit eine Restnutzungsdauer von 0,6 Jahren (Abbildung 34) auf Grund der Zyklanzahl bis zum Bruch  $N = 11445$ , berechnet.

$$\left( \frac{11445}{1252} \times 24 \right) = 219 \text{ Tage !!!}$$

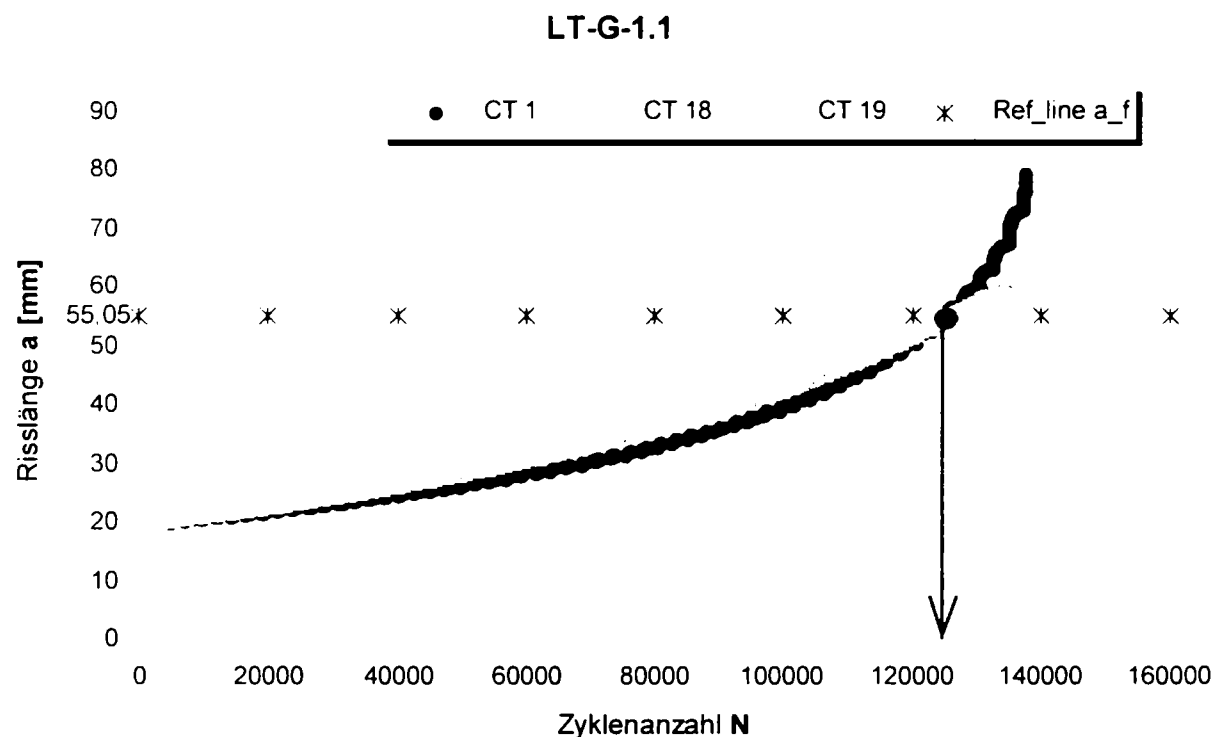
► Ebenfalls im Falle des Querträgers, aber für das Rissmodell 2, mit einer Anfangslänge von 5,0 mm, ergaben sich  $N = 50083$  Zyklen, d.h. dass die Restnutzungsdauer 2,63 Jahre beträgt (Abbildung 26).

► Die Fälle, die man für den Hauptträger – Untergurt analysiert hat, haben die Tatsache ersichtlich gemacht, dass die Restnutzungsdauer für dieses Element um 10 Jahren kreist.

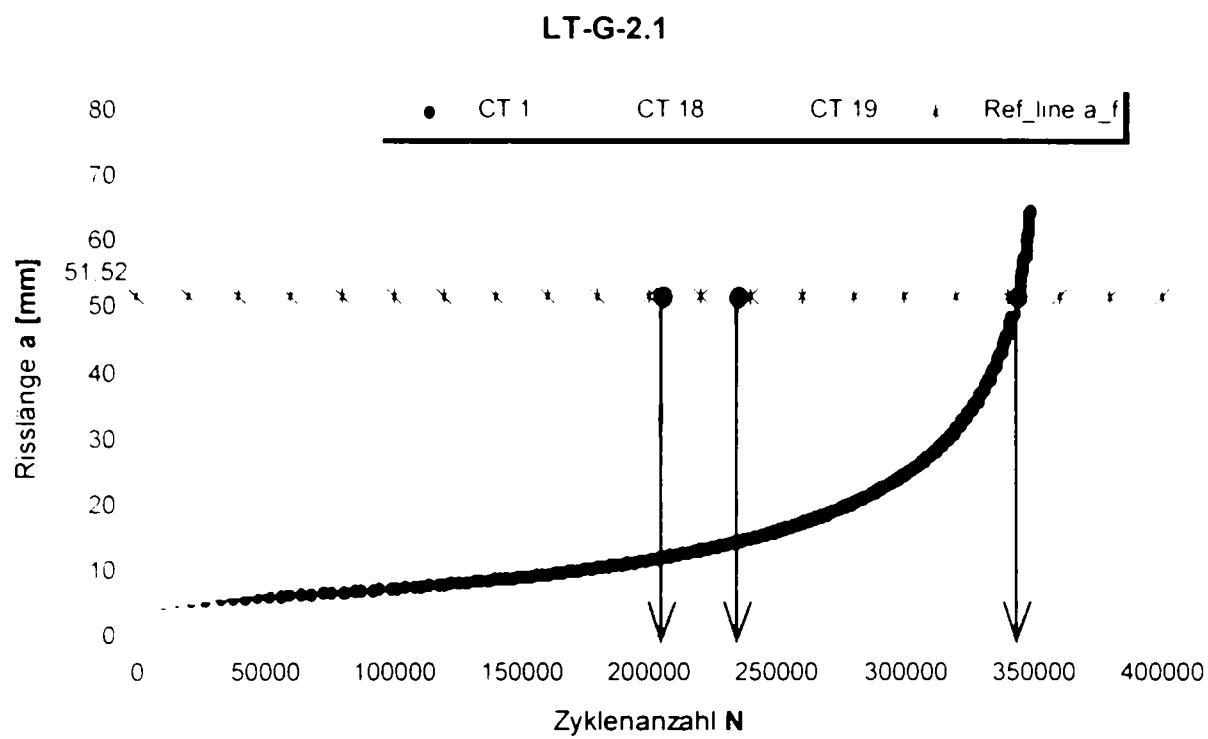
► Die Fälle eines unentdeckbaren Randrisses mit einer Anfangslänge von 2,0 mm (verdeckt durch das Winkelprofil), die man für die Stegplatte der Längsträger bzw. für die Querträger untersucht hat, haben zu folgenden Restnutzungsdauerwerte geführt: Längsträgersteg – 44 Jahre und Querträgersteg – 15 Jahre.

► Durch die Untersuchung auch anderer theoretischen Rissfälle, wurde unterstrichen, dass die Fortschrittsgeschwindigkeiten und die entsprechenden Restnutzungsdauerwerte von den Rissanfangslängen bei einem gegebenen Beanspruchungsregime abhängig sind. Gleichzeitig wurde die Interdependenz zwischen den angewandten Spannungen, Rissdimension und die bruchmechanischen Materialparameter herausgehoben.

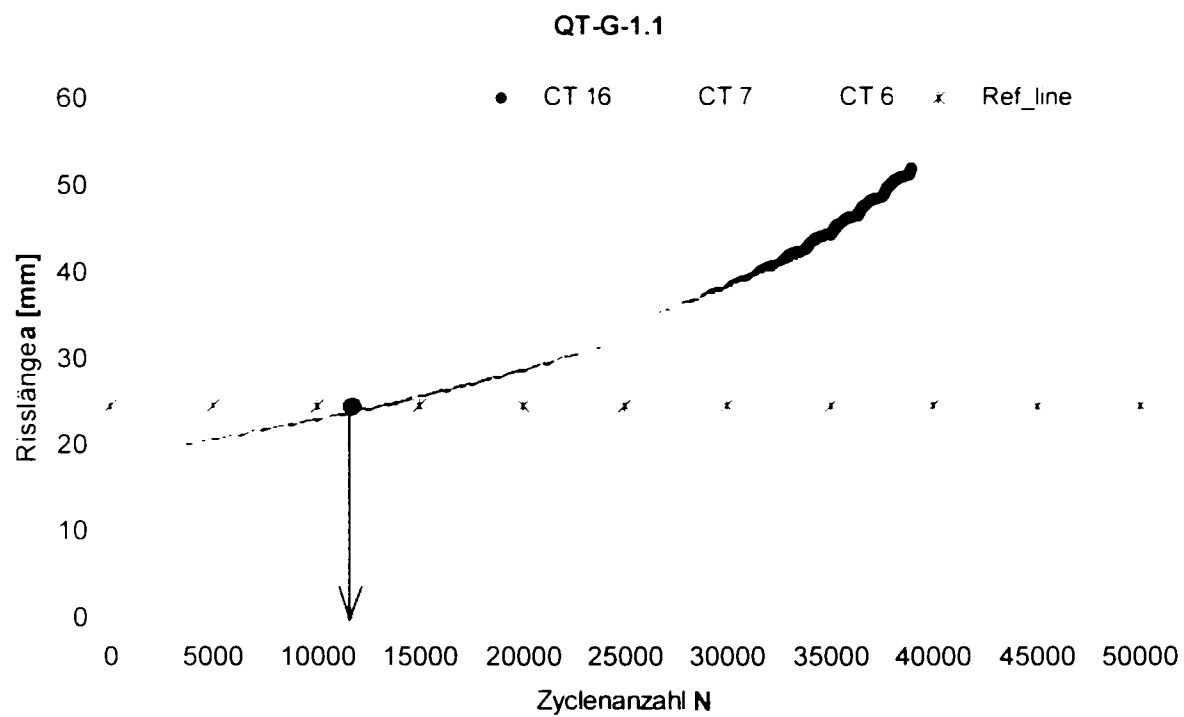
► Die Tatsache, dass die Verwendung eines äquivalenten Kollektivs mit einer einzigen Stufe zu höchst konservativen Werten der Zyklanzahl bis zum Bruch, und implizite der Restnutzungsdauer führt, wurde gleichzeitig hervorgehoben. In den Abbildungen 36 sind die Ergebnisse, die man für die Längsträger, Querträger im Falle des Modells 1 erhalten hat, dargestellt.



**Abbildung 32** Risslänge a vs. Zyklanzahl bis zum Bruch N im Falle des Längsträgers – Gurt, Rissmodell 1



**Abbildung 33** Risslänge **a** vs. Zyklusanzahl bis zum Bruch **N** im Falle des Längsträgers – Gurt, Rissmodell 2



**Abbildung 34** Risslänge **a** vs. Zyklusanzahl bis zum Bruch **N** im Falle des Querträgers – Gurt, Rissmodell 1



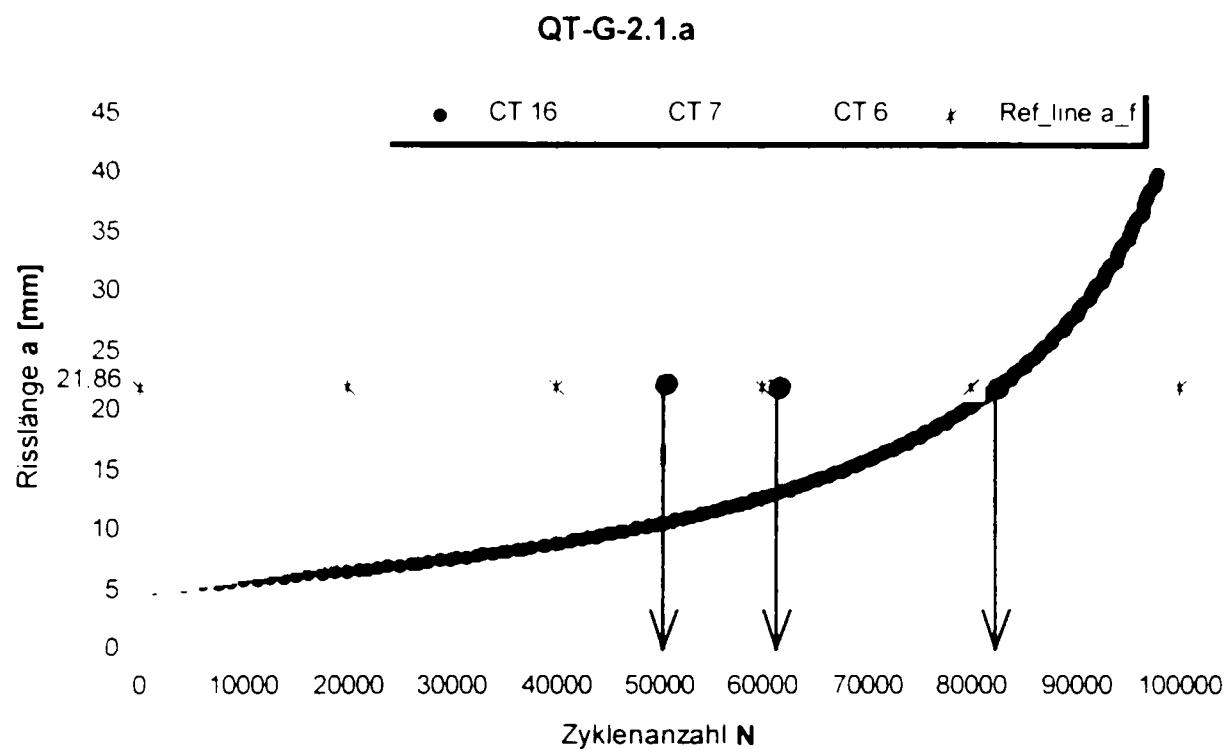
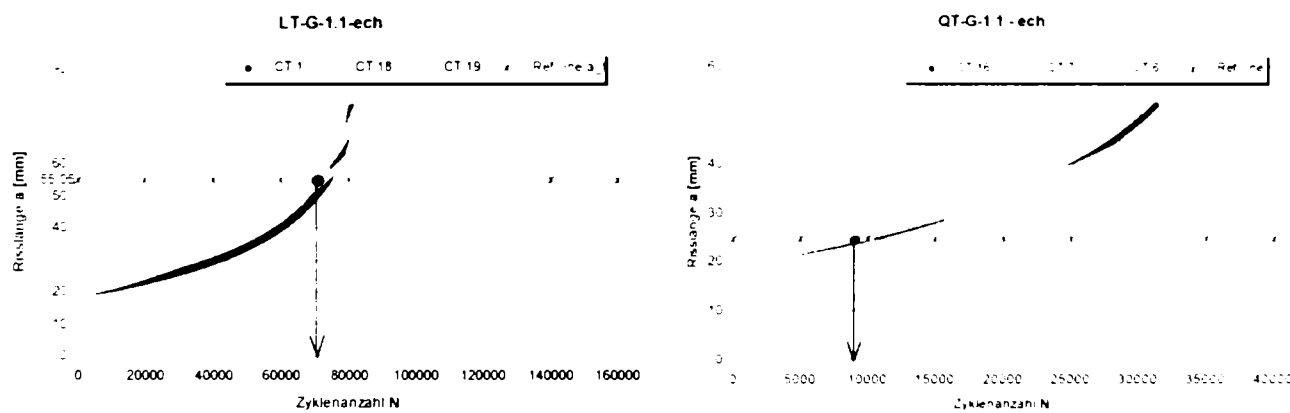


Abbildung 35 Risslänge *a* vs. Zyklenzahl bis zum Bruch *N* im Falle des Querträgers – Gurt. Rissmodell 2



Fall: Längsträger, Rissmodell 1,  $\Delta\sigma_{ech}$

Fall: Querträger, Rissmodell 1,  $\Delta\sigma_{ech}$

Abbildung 36 Risslänge *a* vs. Zyklenzahl bis zum Bruch *N*

### 9. Endschlussfolgerungen

- ✓ *Kein Tragwerk* ist für die *Ewigkeit* bestimmt; doch soll es während der zugeordneten Nutzungsdauer zum Gebrauch taugen und sicher sein.
- ✓ Die Schätzung der Tragfähigkeit einer bestehenden Brücke ist ein komplexes Problem, da die Analyse mehrerer Aspekte benötigt wird. In diesem Sinne wurde eine detaillierte Vorstellung

der wichtigsten Normen, die Methodologien zur Ermittlung der Tragfähigkeit Eisenbahn- und Straßenstahlbrückenstrukturen beinhalten.

- ✓ Es wurde eine Synthese der aktuellen Kenntnisse auf internationaler Ebene im Bereich der Ermüdung von Stahlbrücken und der Prüfung von sich im Betrieb befindende Strukturen gemacht.
- ✓ Auf Grund der Wichtigkeit des Bereichs bzw. der analysierten Aspekte, erachtet der Autor die Aktualisierung der rumänischen Normen für die Schätzung der Restsicherheit bestehender, im Betrieb sich befindenden Stahlbrücken, als notwendig, wobei folgende Probleme berücksichtigt werden müssen: Reformulierung des klassischen Konzepts, das als Folge einen genaueren und leichteren („freundlicheren“) Ansatz haben sollte, bzw. die Ergänzung des klassischen Konzepts mit der Methode, die auf die bruchmechanischen Prinzipien fundiert.
- ✓ Die Einführung der Bruchmechanik als Komplementärmethode zur Bestimmung der Betriebssicherheit bestehender Stahlbrücken. In diesem Sinne wurde eine allgemeine Präsentation des weiten Bereichs der Bruchmechanik, inklusive der Prüfkriterien, die auf den Prinzipien der Bruchmechanik fundieren, gemacht. Gleichzeitig wurden die wichtigsten experimentellen Versuche, auf Grund deren die Parameter mit denen die bruchmechanische Methode arbeitet, dargelegt.
- ✓ Entwurf eines eigenen, umfassenden experimentellen Programms, das auf experimentellen konventionellen und bruchmechanischen Versuchen basiert, zur detaillierten Untersuchung des alten strukturellen Stahls, der bei Eisenbahn- und Straßenbrücken in der Zeitspanne 1900 – 1930 verwendet wurde.
- ✓ Die Interpretation der experimentell gewonnenen Daten und die Ermittlung der physisch-mechanischen Charakteristika und der Zusammensetzung des Stahlmaterials, das aus den Elementen der Tragstruktur einer alten Eisenbahnbrücke entnommen wurde, der Vergleich der Ergebnisse mit anderen nationalen und internationalen Studien im selben Bereich, wobei Mindestwerte für die wichtigsten untersuchten Parameter gegeben wurden.
- ✓ Das Vollführen einer komplexen Untersuchung bezüglich der Risszähigkeit des Stahlmaterials, wobei diese Untersuchung einen Neuigkeitscharakter für Rumänien hat und äußerst wichtige Informationen, was der alte, bei genieteten Stahlbrücken verwendeten Stahl betrifft, bietet.
- ✓ Das Vorbringen des für Brückenstrukturen spezifischen elastisch-plastischen Bereichs der Bruchmechanik mit Hilfe von fortgeschrittenen experimentellen Verfahren zur Bestimmung der bruchmechanischen Parameter, und zwar der J-Integral-Kurve, der Rissspitzenöffnung  $\delta$  und der Rissfortschrittsgeschwindigkeit, d.h. der Materialkonstanten C und m.
- ✓ Der Entwurf eines automatischen Rechenprogramms in Mathematica V.4 zur Verarbeitung der experimentell gewonnenen Daten und zur Absteckung der J-Integral-Kurven des Materials.

- ✓ Das Vorschlagen einer neuen, modernen, auf bruchmechanischen Prinzipien fundierten Methodologie zur Bestimmung der technischen Restnutzungsdauer für Brückenstrukturen mit langer Nutzungsdauer.
- ✓ Die Methodologie ist als fortgeschrittene, umfassende und auf bruchmechanischen Prinzipien basierende Analyse der Tragelemente mit Ermüdungsdefekten gedacht, die zwei Schritte beinhaltet: Eine Etappe zur Ermittlung der Zulässigkeit der in der Struktur vorgefundenen Defekten mit Hilfe der Fehlernachweisdiagramme (FAD auf den Niveaus 1 und 2) und zur Bestimmung der zulässigen Endwerte der Defektdimensionen; eine zweite Etappe stellt praktisch einerseits ein Ermüdungsnachweis der analysierten Tragelemente dar und basiert auf dem gegenwärtigen Spannungskollektiv, auf die Anfangs- und Enddimensionen der Defekte und den bruchmechanischen Parameter (und zwar den Materialcharakteristika  $C$  und  $m$  aus der Paris-Gleichung (Gleichung des Rissfortschritts unter der Aktion der Spannungen aus dem reellen Verkehr auf der Brücke), und andererseits die genaue Bestimmung der Anzahl der Spannungszyklen  $N$  bis zum Bruch bzw. der technischen Restnutzungsdauer der Tragelemente (Jahre, Monate, Tage).
- ✓ Die Untersuchung einer großen Anzahl von Defekten, die bei genieteten, sich noch im Betrieb befindende Brückenstrukturen erscheinen können, ermöglichte eine Klassifizierung dieser. Diese Studie, die sowohl die genieteten Eisenbahn- als auch Straßenbrücken untersuchte, führte zur Systematisierung der Defekte bezüglich des Tragelements, in denen sie erscheinen können und der Äquivalenzart der reellen Defekte mit den theoretischen Modellen, die im Rahmen der bruchmechanischen Methodologie anwendbar sind. Die Untersuchung hat einen besonderen praktischen Wert, wobei die Methodologie, durch Miteinbeziehen anderer Ergebnisse des Autors, Verallgemeinerungspotenzial erweist.
- ✓ Die Methodologie bestimmt klare Regeln zur Bestimmung der Anfangsrissdimensionen, die Definierungsart der Rechenanspannungen in den analysierten Elementen und die Materialcharakteristika, die für die Berechnung der Ermittlungsparameter notwendig sind. Das Verfahren zur Bestimmung der Dauerhaftigkeit der Tragelemente ist als logische Aufeinanderfolge von Berechnungsetappen konzipiert.
- ✓ Die vorgeschlagene Methodologie hat Allgemeincharakter und kann somit bei allen genieteten Eisenbahn- oder Straßenbrückenstrukturen mit langer Nutzungsdauer und sogar bei geschweißten Brücken Anwendbarkeit finden.
- ✓ Die Untersuchungsmethode der Brücken mit langer Nutzungsdauer, die Defekte beinhalten kann in ihrer gegenwärtigen Form, dank den vom Autor entworfenen Automatisierungen leicht angewendet werden, und zwar:
  - Zwei Automatisierungen der Ermittlungsberechnung der Zulässigkeit von strukturellen Defekten, die auf die Ermittlungsdiagramme des Bruchs sowohl auf dem 1. als auch auf dem 2. Niveau basieren (in Mathcad 11 entworfen);
  - Ein Programm zur Bestimmung des Endwerts / kritischen Werts der Defekte bei genieteten Stahlbrücken (in Mathematica V5 entworfen); dieses bezieht sich sowohl auf Defekten vom Typ Mittelriss durch die ganze Plattendicke

(*through thickness flaw in plates*), als auch auf Randrisse durch die ganze Plattendicke (*edge flaw in plates*);

Ein Programm entworfen in Visual C++, V. 6.0 zur Ermüdungsermittlung von Tragelementen mit Defekten und zur Bestimmung der Spannungszyklenanzahl  $N$ ; das Programm bezieht sich auf Defekten in genieteten Eisenbahn- als auch Straßenbrücken.

- ✓ Die Untersuchung der verschiedenen Varianten des Spannungskollektivs, der durch Klassifizierung der Aufnahmen des realen Verkehrs auf der Brücke innerhalb von 24 Tagen und Simulation von Blockspannungen erhalten wurde, führte zum Schluss, dass es in diesem Fall zu keinen bedeutenden Unterschieden der Rissfortschritte kommt, wenn man folgende Varianten der Aufeinanderfolge der Spannungsblöcke anwendet: low- high – low, high – low –high bzw. aleatorisch.
- ✓ Die vergleichende Untersuchung des Einflusses der Anwendung eines äquivalenten Spannungskollektiv mit einer einzigen Stufe auf der Restnutzungsdauer von sich im Betrieb befindenden Strukturen in Bezug auf einen mehrstufigen Spannungskollektiv.
- ✓ Die Validation der vorgeschlagenen Methode durch ihre Anwendung bei der Bestimmung der Betriebssicherheit der alten Eisenbahnbrücke bei Arad und durch Vergleich der Ergebnisse dieser Analyse mit denen, die auf Grund des klassischen Ansatzes erhalten wurden. Im Rahmen dieser Case - study wurde eine große Anzahl von Defekten analysiert, so dass äußerst wichtige Schlussfolgerungen gezogen werden konnten, was den Gefährlichkeitsgrad dieser und der Risslänge bzw. die Restnutzungsdauer der analysierten Tragelemente mit Defekt betrifft.
- ✓ Die vorgestellte Nachweismethodologie stellt eine technische Anwendung der Bruchmechanik in der Analyse der Sicherheit von Brückenstrukturen mit langer Nutzungsdauer dar; sie hat Neuigkeitscharakter für Rumänien und kann, zusammen mit den vom Autor entworfenen Automatisierungen als Führer zur Ausarbeitung einer Norm, die bei Prüf- und Nachweisarbeiten der Stahlbrücken mit langer Nutzungsdauer anwendbar sein kann.
- ✓ Die Tatsache wird erwähnt, dass, auf Grund dieser Methodologie, im Rahmen einer größeren Untersuchung, Dauerhaftigkeitsdiagramme für Brückenstrukturen mit langer Nutzungsdauer im rumänischen Eisenbahnnetz aufgezeichnet werden können, so dass die Verwaltungsingenieure die Gefährlichkeit eines in der Struktur vorgefundenen Defekts, die Zeitspanne, in der die Struktur in höchster Sicherheit genützt werden kann und das unter diesen Bedingungen benötigtes Inspektionsintervall kennen können.
- ✓ Auf Grund der Ergebnisse, die mit Hilfe dieser Untersuchungsmethode in zwei Schritte erhalten hat, kann man Schlussfolgerungen ziehen bezüglich des Mäntenanzprogramms, das auf die Struktur angewendet werden muss, der Ertüchtigungsmaßnahmen, die getroffen werden sollen, der Notwendigkeit des Ergreifens von Verkehrs- oder Geschwindigkeitseinschränkungsmaßnahmen oder der Notwendigkeit des Schließens und Ersetzens der Struktur. Gleichzeitig wird die Tatsache unterstrichen, dass die Kenntnis der

Fortschrittsart und –geschwindigkeit eines Defekts und dessen Ernsthaftigkeit, die in der Restnutzungsdauer ausgedrückt wird (Jahre, Monate, Tage), kann die Restnutzungsdauer unter sicheren Bedingungen dieser Brückenstrukturen verlängert werden.

- ✓ Zieht man die Entwicklungsgeschichte der Kommunikationswege in Südosteuropa in Betracht, so bemerkt man, dass die technische Lage der Eisenbahn- und Straßenstahlbrücken ähnlich in der ganzen Region ist, so dass die Schlussfolgerungen innerhalb dieser Grenzen verallgemeinert werden können.
- ✓ Generell kann man behaupten, dass die Defekte in den bestehenden Brücken mit langer Nutzungsdauer eine hohe Frequenz haben; diese können aber rechtzeitig entdeckt werden. In diesem Kontext sind das technische sowie das allgemeine Kenntnissniveau des Aufsichtpersonals, wie auch ihre Erfahrung sehr wichtig. Das Vorbeugen aller Schaden ist aus menschlicher Sicht unmöglich. Die von jedem Ereignis erteilte Lektion muss gut untersucht und den Spezialisten im Bereich bekannt gemacht werden.
- ✓ Neben den Untersuchungen, die im Rahmen dieser Promotionsarbeit zur Bekämpfung der in der Welt der Ingenieurpraxis geläufigen Allgemeinannahme – gemäß derer, ein Tragelement mit Riss seine Tragfähigkeit erschöpft hat – durchgeführt wurden, wird schließlich ein Zitat aus dem Werk Galileo GALILEIS, der sich als erster mit dem Phänomen des Bruchs von soliden Körpern beschäftigte: „*From the small to the big is not so simple*“.

#### Weiterführungsmöglichkeiten der im Rahmen der Promotionsarbeit begonnenen Forschung:

Erweiterung und Anwendung der Methodologie bei geschweißten Brücken.

Durchführung im großen Umfang von Ermüdungsversuchen bei (genieteten und geschweißten) Tragelementen, in denen Anfangsdefekte eingeführt wurden und danach die Anschneidung dieser Problematik der Dauerhaftigkeitsermittlung mit Hilfe der numerischen Simulationen mit finitem Element.

Die Beurteilung der Restnutzungsdauer von geschweißten Zusammenfügungen von Stahl- und Aluminiumelementen durch das Verfahren *Friction Stir Welding*.

#### Verwertung der Ergebnisse:

✱ Der Autor der Promotionsarbeit hat 36 Arbeiten im Bereich der Eisenbahn- und Straßenstahlbrücken veröffentlicht.

✱ Es wird erwähnt, dass zwei Arbeiten, die die analysierten Aspekte und die Ergebnisse der Promotionsarbeit beinhalten, der deutschen Fachzeitschrift „Stahlbau“ eingereicht wurden.

✱ Zusammenarbeit bei der Ausarbeitung zweier Bücher im Bereich der Stahlbrücken.

Teilnahme an zwei nationalen Grants im Bereich der Stahlbrücken, sowie an zwei internationalen Verträgen, die in Zusammenarbeit mit der Technischen Universität München durchgeführt wurden.

### *Acknowledgements*

*The author gratefully acknowledges the financial support of the DAAD and Technical University Munich, without which the research project couldn't have been completed.*



# SUMMARY

The title of the doctoral thesis is: „***Safety in Operation and Rehabilitation of Steel Bridges***”.

The thesis has approximately 400 pages and is structured in **8 chapters**. A summary of it is presented next:

**Chapter 1** – This chapter contains a general presentation of the treated subject, namely the state of the railway as well as that of the highway steel bridges basing on information given by the administration. It also contains a presentation of bridge structures with long operation life, of typical defects respectively measures for their improvement. The majority of railway existing steel bridges that have been built at the turn of the last century are riveted structures. Many of these old bridges have been repaired or strengthened after being damaged. The safety of these bridges for modern traffic loads throughout their remaining service life needs to be considered. Discontinuities and cracks in the components of old bridge structures are unavoidable. In this sense the fracture mechanics science is a useful tool for the evaluation of safety in operation of existing steel bridges containing defects. The importance of the field and the advantages of fracture mechanics are also being underlined in this context. At the same time, the main objectives of the thesis are defined:

- Implementation of fracture mechanics as a complementary method for assessment of a structure's safety against fatigue;
- Proposal for the actualisation of the present Romanian Code;
- Extension of the service life without decreasing in safety;

The classical accepted assessment of remaining service life is based on the damage accumulation theory Palmgren – Langer – Miner. However, in many cases this method does not provide satisfactory results; consequently a complementary method based on fracture mechanics is proposed.

The presence of cracks in structural elements modifies essentially their fracture behaviour. Fracture, assimilated in this case as crack dimensions growth process under external loadings, will be strongly influenced by the deformation capacity of the material. This capacity is reflected by the two fracture modes observed in practice, namely: the ductile and the brittle fracture. It is considered in practice that the structural element loses its safety in operation at the appearance of a crack. Fracture mechanics offer a tool for the assessment of crack propagation rate and, implicitly, of the time period in which the cracked structural element can be exploited under safe conditions.

**Chapter 2** – „***Fatigue Verification of Steel Bridges***”. This chapter represents a state of the art of the fatigue phenomenon, respectively of the calculation of remaining service life implying the classical method, which bases on the damage accumulation principle PLM. Next, the following is presented: the present state of the Romanian Codes in the field of railway (SR 1911-1998) and of highway (AND methodology), as well as the recommendations of the most important international codes and the evaluation methodologies of the bearing capacity of steel bridges (DS 805: 1991, DS 805: 1999, SIA 161/1990, Eurocode 3 Part 2, DIN 1076-1999).

Basing on the importance of the field it is necessary to improve the Romanian codes for the verification of existing steel railway bridges in order to make them more exact and accessible.

**Chapter 3 – „Fracture Mechanics Principles”.** This chapter contains an up to date synthesis of the theoretical aspects of fracture mechanics from the point of view of the LEBM as well as that of the EPBM, further of fracture criteria, which are determined with the help of fracture mechanics, and of the crack propagation rate. It also contains a detailed presentation of the present ASTM Codes for the assessment of fracture mechanics parameters: K, J, CTOD, crack propagation rate (material constants C and m).

**Chapter 4 – „Experimental Programme”.** The chapter presents the experimental tests, which have been made on specimens taken from an old steel bridge (year of construction 1912): conventional tests (chemical analysis, metallographical analysis, tensile tests, Brinell tests, Chapry “V” notch impact tests) and fracture mechanics tests (J Integral, CTOD, crack propagation tests). The tests parameters and piloting, as well as the results are being presented. An interpretation of the results, respectively a statistical analysis of the experimental data is offered at the same time. There have been calculated the smallest values of the yield strength, the tensile strength and the material toughness for old riveted steel bridges in Romania, which have been built between 1900 – 1930 from Thomas steel.

**Chapter 5 – „Assessment of Flaws’ Acceptability Based on Material Toughness and Failure Assessment Diagrams”.** The chapter represents the first step of a two-step assessment methodology of the durability of structural elements of old riveted bridges as the author offers it: the assessment of the acceptability of a flaw with given dimensions, when the highest level of the external loads and the material toughness are known; the assessment of acceptable dimensions, which correspond to a analysis level of the external loads for the defect with given dimensions, when the material toughness is known. This method for assessment of the acceptability of flaws is created taking into account the recommendations given by the BS 7910:1999 and bases on two criteria methods. There have been created automatic calculation programmes in Mathcad and Mathematica in order that the methodology can be used in a friendly way. For the practice there has been made a generalisation of the equivalence possibility of the real and the ideal fatigue fractures taking into account the cross sections of the main structural elements of old riveted railway steel bridges.

**Chapter 6 - “Fatigue Analysis of Structural Elements and Assessment of Remaining Fatigue Life”.** The method of fatigue assessment for structural elements with defects was developed basing on the possibility of modelling, on the propagation rate of crack dimensions under fatigue loads and with the help of known laws. The method is founded on the recommendations of the BS 7910:1999 applied for old riveted steel bridges. It can also be applied for other bridge structures, which contain defects. For an accessible appliance of the method of fatigue assessment of structural elements it was created a programme in Visual C++ v.6; this programme can simulate the crack propagation rate and calculate the number of cycles needed in order that the fracture can take place. The programme solves two types of appliances, i.e. the following:



- ✓ The fatigue assessment of structural elements, which contain a defect of the type through thickness flaw in plates (middle crack);
- ✓ The fatigue assessment of structural elements, which contain a defect of the type edge flaw in plates.

Basing on the results, which have been obtained with the help of this two steps research method, conclusions can be drawn concerning the maintenance programme to be applied on the structure, the reinforcement measures, the measures of limitation of traffic respectively speed, or the need of closing or replacement of the structure. At the same time the fact is being underlined, that the knowledge of the crack propagation type and speed of a defect, which is represented by the remaining fatigue life (years, months, days), as well as of the danger it represents leads to the possibility of extension of operation life of bridge structures under safe conditions.

**Chapter 7 - “Reinforcement of Steel Bridges”.** The chapter presents the reinforcement measures of existing steel bridges. In this sense the case study of a highway bridge in Săvârşin is presented.

**Chapter 8 - “Conclusions”** The conclusions underline the contribution of the doctoral thesis in the field of safety assessment and reinforcement of existing steel bridges.

### **Final Conclusions**

- ✓ “No structure is built to last an eternity”; but it should be exploitable under safe conditions throughout its designed life.
- ✓ The evaluation of the bearing capacity of an existing bridge is a complex matter, because more aspects need to be analysed. In this sense a detailed presentation of the most important codes that contain assessment methods of the bearing capacity of railway and highway existing steel bridges has been made in chapter 2.
- ✓ Taking into account the importance of the field the author considers it necessary to improve the Romanian codes for the verification of existing steel railway bridges in order to make them more exact and friendly.
- ✓ The introduction of a complementary method based on fracture mechanics principles along with the classical method for the evaluation of the safety in operation of existing steel bridges. There has been made a general presentation in this direction of the vast field of fracture mechanics, the testing criteria inclusively, which are founded on the principles of fracture mechanics. At the same time the main experimental tests for the determination of the FM parameters have been performed.

- ✓ The author created a complex experimental programme based on conventional and fracture mechanics tests for a detailed study of old structural material, which was used for railway and highway steel bridges between 1900 and 1930.
- ✓ The interpretation of the experimental data and the determination of the physical and mechanical characteristics and of the material composition of steel taken from elements of an old bridge structure. Further the comparison with other national and international studies in the same field and the establishment of minimal values for the most important studied parameters.
- ✓ The realisation of a complex study concerning the material toughness and which is considered to be original for our country and offers important information about the old steel used at riveted bridges.
- ✓ The application of the elastic-plastic behaviour of fracture mechanics, which is specific for complex structures by implying advanced testing procedures for the determination of FM parameters, i.e. J-Intergral, crack tip opening displacement, fatigue crack growth rate.
- ✓ The creation of an automatic calculation programme in Mathematica v.4 for the calculation of tests results and the drawing of J-Intergral curves.
- ✓ The proposal for a new, modern methodology basing on FM principles for the determination of the remaining service life of old bridge structures.
- ✓ The methodology is conceived as an advanced, complete analysis of structural elements containing fatigue defects, being founded on FM principles and containing two steps; namely one of determination of defects' acceptability with the help of Failure Assessment Diagrams (on the levels 1 or 2) and of determination of final acceptable values of defect dimensions; this is followed by a second step which in fact represents a fatigue evaluation of the analysed structural elements basing on the present stress history recorded on the structure, on the initial and final defect dimensions and the FM parameters, namely the material characteristics C and m from the Paris relation (crack growth under real traffic stress) and further on the exact determination of the number of cycles N needed in order that a fracture take place, respectively the determination of the remaining service life of the structural elements (years, months, days).
- ✓ The study of a large number of defects that can occur in riveted bridge structures, which are still in service lead to the possibility of their classification. This study, which took into consideration the railway as well as the highway riveted steel bridges lead to the systematisation of defects from the point of view of the structural elements in which they can occur, of the equivalence type of real defects with theoretical models, which can be applied at the methodology based on fracture mechanics. The study has practical value and leads, along with other results of the author, to the possibility of generalisation of this methodology.

- ✓ The methodology establishes clear rules for the dimension determination of initial defects, the definition type of design stress in the analysed elements and the material characteristics needed for the calculation of evaluation parameters. The determination procedure of the durability of structural elements is conceived as a logical succession of calculation steps.
- ✓ The proposed method has general character as it can be applied on all riveted railway and highway bridge structures with long service life and its application can be extended for welded structures as well.
- ✓ The investigation method of bridges with long service life containing defects as it is made at present can be easily applied thanks to the automatic programmes created by the author, namely:
  - Two automatic programmes for the evaluation of structural defect acceptability basing on the Failure Assessment Diagrams on level 1 and 2 – written in Mathcad 11:
  - A programme for the determination of the critical value of defects in riveted steel bridges – written in Mathematica v.5 – which solves *through thickness flaw in plates* as well as *edge flaw in plates*;
  - A programme created in Visual C++, v. 6.0 for the fatigue evaluation of structural elements containing defects and the determination of the number of stress cycles N, which solves cases that characterise riveted railway and highway steel bridges.
- ✓ The study of various variants of the multi-step stress history obtained through the classification of real traffic on the bridge in the interval of 24 days through simulation of block loads lead to the conclusion, that in this case there are no significant differences of crack growth when the following three variants of block successions are applied: low- high – low, high – low –high respectively variable.
- ✓ The comparative study of the influence that the use of an equivalent stress history has on the remaining fatigue life of structures.
- ✓ The validation of the proposed methodology by its application on the safety assessment of the old railway bridge in Arad and the comparison of these results with the ones obtained in the case of a classical method. In this case study a large number of defects have been analysed, so that important conclusions could be drawn regarding the severity of these defects, the gravity of the crack lengths and the remaining service life of the analysed structural elements containing defects.
- ✓ The fact is being mentioned, that, basing on this methodology, durability diagrams for structures with long service life on the Romanian railway network can be drawn in a more complex study, so that administration engineers could know the gravity implied by a defect in a structure, the time period in which the structure could be exploited in safe conditions and the required inspection interval.

- ✓ Basing on the results, which have been obtained with the help of this two-step method, conclusions can be drawn regarding the maintenance programme to be applied on the structure, the reinforcement measures, the measures of limitation of traffic respectively speed, or the need of closing or replacement of the structure. At the same time the fact is being underlined, that the knowledge of the crack propagation type and speed of a defect, which is represented by the remaining fatigue life (years, months, days), as well as of the danger it represents leads to the possibility of extension of operation life of bridge structures under safe conditions.
- ✓ The conclusions can be extended to other countries from Middle and Southeast Europe, where the situation of the existing bridges is similar.
- ✓ Finally, along with the scientific research performed for this doctoral thesis in order to counteract the general acceptance of engineer practice, according to which a structural element which contains fatigue cracks is not safe anymore, a citation from the work of Galileo GALILEI is offered: *„From the small to the big is not so simple“*.

### *Acknowledgements*

*The author gratefully acknowledges the financial support of the DAAD and Technical University Munich, without which the research project couldn't have been completed.*



## CUPRINS

<b>CAPITOLUL 1. INTRODUCERE. IMPORTANȚA DOMENIULUI. OBIECTIVELE TEZEI.</b>	
<b>NOTAȚII</b>	1-1
<b>BIBLIOGRAFIE CAP. 1</b>	1-21
<b>CAPITOLUL 2. VERIFICAREA LA OBOSEALĂ A PODURILOR METALICE</b>	2-1
2.1 Domenii de apariție a fenomenului: Istoric; Generalități privind ruperea prin oboseală	2-1
2.2 Vechiul concept de verificare la oboseală (conform STAS 1911/75)	2-4
2.2.1 Rezistențe admisibile la oboseală	2-4
2.2.2 Verificări la oboseală a elementelor podurilor metalice	2-4
2.3 Oboseala sub sarcini de exploatare	2-5
2.3.1 Definiții	2-5
2.3.2 Terminologie	2-7
2.3.3 Rezistența la oboseală a oțelului	2-9
2.3.4 Definiții relative ale tensiunilor „ $\sigma$ ”	2-13
2.3.5 Principalii factori care influențează rezistența la oboseală	2-16
2.3.6 Istoricul solicitărilor (spectru de solicitare)	2-21
2.3.7 Curbele Wöhler – Curbele de rezistență la oboseală	2-24
2.3.8 Ipoteza cumulării liniare a vătămărilor Palmgreen-Langer-Miner	2-27
2.3.9 Calculul la oboseală a structurilor de poduri metalice	2-28
2.4 Stabilirea duratei de viață	2-31
2.5 Prevederile normativelor actuale	2-34
<b>BIBLIOGRAFIE CAP. 2</b>	2-45
<b>CAPITOLUL 3. PRINCIPIILE DE BAZĂ ALE MECANICII RUPERII</b>	3-1
3.1 Introducere	3-1
3.2 Scurt istoric	3-2
3.3 Comportarea ductilă vs. fragilă a oțelului	3-3
3.4 Domeniul liniar – elastic al mecanicii ruperii	3-5
3.4.1 Analiza tensiunii elementelor conținând defecte	3-5
3.4.2 Factorul de intensitate al tensiunii, $K_I$	3-8
3.4.3 Relații pentru calculul factorului de intensitate a tensiunii, $K$	3-12
3.4.4 Zona plastică de la vârful fisurii	3-16
3.4.5 Criteriul de rupere bazat pe factorul de intensitate a tensiunii la vârful fisurii. Conceptul $K$	3-19
3.5 Domeniul elasto – plastic al mecanicii ruperii	3-20
3.5.1 Deschiderea la vârful fisurii	3-21
3.5.2 Criteriul de rupere $\delta$	3-23
3.5.3 Integrala $J$	3-23
3.5.4 Criteriul de rupere $J$	3-24
3.6 Metode standard de determinare a tenacității la rupere	3-24
3.6.1 Metoda de determinare a lui $K_{Ic}$	3-34

3.6.3 Metoda de determinare a deschiderii la vârful fisurii (CTOD)	3-40
3.7 Propagarea fisurilor din oboseală	3-43
3.8 Măsurarea și aplicarea datelor ce caracterizează propagarea fisurilor din oboseală pentru predicția duratei de viață	3-47
3.9 Mecanica ruperii ca metodă complementară în evaluarea capacității portante a structurilor existente	3-48
BIBLIOGRAFIE CAP. 3	3-49

#### **CAPITOLUL 4. PROGRAMUL EXPERIMENTAL**

4.1 Introducere	4-1
4.2 Date generale despre structură	4-2
4.3 Încercări și determinări de laborator	4-7
4.3.1 Generalități	4-7
4.3.2 Analize și încercări de laborator convenționale	4-12
4.3.2.1 Determinarea compoziției chimice	4-12
4.3.2.2 Examinări metalografice	4-14
4.3.2.3 Încercări fizico - mecanice	4-14
A) Încercări la tracțiune	4-15
B) Măsurători de duritate Brinell	4-22
C) Încercări la încovoiere prin șoc pe epruvete Charpy „V”	4-23
4.3.3 Încercări experimentale de mecanica ruperii	4-27
4.3.3.1 Determinarea tenacității la rupere a materialului	4-27
A) Determinarea valorilor integralei J	4-28
B) Determinarea deschiderii critice la vârful fisurii DCVF	4-35
4.3.3.2 Determinarea vitezei de propagare a fisurilor	4-44
BIBLIOGRAFIE CAP. 4	4-55

#### **CAPITOLUL 5. DETERMINAREA ACCEPTABILITĂȚII DEFECTELOR PE BAZA TENACITĂȚII LA RUPERE A MATERIALULUI**

5.1 Generalități. Scop. Domeniu de aplicare.	5-1
5.2 Date necesare pentru evaluare.	5-6
5.2.1 Date referitoare la geometria elementului analizat și a defectului conținut	5-6
5.2.2 Date privitoare la eforturile din structură	5-12
5.2.3 Informații despre material obținute în baza unor încercări convenționale	5-15
5.2.4 Date despre tenacitatea la rupere a materialului analizat	5-15
5.3 Evaluarea admisibilității defectelor – metoda practică.	5-21
BIBLIOGRAFIE CAP. 5	5-32

#### **CAPITOLUL 6. DETERMINAREA SIGURANȚEI ÎN EXPLOATARE A PODURILOR NITUIE PE BAZA PRINCIPIILOR MECANICII RUPERII**

6.1 Evaluarea la oboseală a elementelor structurale cu defecte.	6-1
6.1.1 Modelarea procesului de creștere a fisurii	6-1
6.1.2 Procedura generală	6-3

6.2	Conceperea programului automat de calcul pentru determinarea siguranței în exploatare a podurilor cu durată mare de serviciu.	6-6
6.3	Aplicarea metodologiei la calculul duratei de viață a vechiului pod de cale ferată de la Arad	6-9
6.3.1	Date necesare pentru evaluarea la oboseală	6-9
6.3.2	Studiul influenței tipului de spectru de solicitare	6-12
6.3.3	Cazurile particulare analizate	6-13
	<b>BIBLIOGRAFIE CAP. 6</b>	6-29
 <b>CAPITOLUL 7. REABILITAREA PODURILOR METALICE</b>		7-1
7.1	Considerații generale	7-1
7.2	Verificarea podurilor metalice în exploatare	7-2
7.3	Metode de consolidare a structurilor metalice de poduri	7-5
7.3.1	Metode directe de consolidare	7-6
7.3.2	Metode indirecte de consolidare	7-7
7.3.3	Metode de consolidare cu placă din beton armat în conlucrare și transformarea structurii într-una compusă oțel - beton	7-11
7.4	Studiu de caz – Reabilitarea podului de șosea de la Săvârșin	7-12
7.4.1	Prezentarea podului	7-12
7.4.2	Alcătuirea și starea structurii de rezistență a căii	7-13
7.4.3	Verificarea lonjeronilor în starea actuală	7-14
7.4.4	Consolidarea structurii de rezistență a căii	7-16
7.4.5	Calculul elementelor de conlucrare	7-28
	<b>BIBLIOGRAFIE CAP. 7</b>	7-34
 <b>CAPITOLUL 8. CONCLUZIILE FINALE ȘI CONTRIBUȚIILE TEZEI</b>		8-1
 <b>Anexa 3.1</b> Tabel de conversie a UM		A.3.1
 <b>Anexa 4.1</b> Conținutul programului experimental		A.4.1
<b>Anexa 4.2</b> Planșele de prelevare a epruvetelor		A.4.2
<b>Anexa 4.3</b> Buletinele de rezultate ale analizelor chimice		A.4.13
<b>Anexa 4.4</b> Încercarea de tracțiune – Detalii		A.4.14
<b>Anexa 4.5</b> Buletinul de rezultate al încercărilor Brinell		A.4.29
<b>Anexa 4.6</b> Încercarea de încovoiere prin șoc pe probe Charpy „V” – Detalii		A.4.30
<b>Anexa 4.7</b> Încercarea de MR pentru determinarea tenacității J – Detalii		A.4.37
<b>Anexa 4.8</b> Încercarea de MR pentru determinarea CTOD – Detalii		A.4.53
<b>Anexa 4.9</b> Încercarea de MR pentru determinarea vitezei de propagare a fisurii – Detalii		A.4.57
 <b>Anexa 5.1</b> Determinarea valorii tenacității materialului		A.5.1
<b>Anexa 5.2</b> Evaluarea admisibilității defectelor – FAD 1 – automatizare MathCad		A.5.3
<b>Anexa 5.3</b> Evaluarea admisibilității defectelor – FAD 2 – automatizare MathCad		A.5.27

## LISTA FIGURILOR

## CAPITOLUL 1

Figura 1.1	Rețeaua de căi ferate din România	1-2
Figura 1.2	Numărul de poduri CF / anul de construcție	1-2
Figura 1.3	Numărul de poduri metalice din Regionala de căi ferate Timișoara	1-3
Figura 1.4	Situația podurilor dimensionate la clasa I de încărcare	1-4
Figura 1.5	Mentenanța structurilor existente	1-4
Figura 1.6	Siguranța în exploatare - implicații	1-5
Figura 1.7	Schema procesului de rupere	1-10
Figura 1.8	Reprezentarea schematică a ruperii metalelor policristaline	1-11
Figura 1.9	Evoluția traficului conform UIC	1-13
Figura 1.10	Dispoziție generală – Pod Mehadia	1-18
Figura 1.11	Dispoziție generală – Pod Balta Sărată	1-18
Figura 1.12	Dispoziție generală – Pod Șag Timișeni	1-19
Figura 1.13	Dispoziție generală – Pod Arad	1-19

## CAPITOLUL 2

Figura 2.1	Suprafață ruptă prin oboseală	2-2
Figura 2.2	Reprezentarea schematică a ruperii metalelor policristaline	2-3
Figura 2.3	Istoricul de calcul (spectrul de calcul)	2-7
Figura 2.4	Ciclu sinusoidal de amplitudine constantă	2-7
Figura 2.5	Tipuri de solicitări ciclice	2-8
Figura 2.6	Solicitare statică	2-9
Figura 2.7	Curba Wöhler	2-10
Figura 2.8	Plaja de dispersie a rezultatelor	2-10
Figura 2.9	Variația efortului unitar de rupere	2-10
Figura 2.10	Trasarea curbei Wöhler	2-11
Figura 2.11	Diagrama Moore-Kommers-Jasper	2-12
Figura 2.12	Diagrama Haigh	2-13
Figura 2.13	Definiții relative ale tensiunilor „ $\sigma$ ”	2-13
Figura 2.14	Distribuția tensiunii nominale în cazul unui profil I având o flanșă atașată	2-14
Figura 2.15	Tensiune nominală / concentrator geometric de tensiune	2-14
Figura 2.16	Tensiune locală și tensiune de crestare	2-15
Figura 2.17	Tensiunea nominală modificată	2-16
Figura 2.18	Tensiunea geometrică	2-16
Figura 2.19	Evitarea suprapunerii de concentratori	2-19
Figura 2.20	Metode de reducere a concentratorilor de tensiune	2-19
Figura 2.21	Spectre de solicitare caracteristice podurilor	2-21
Figura 2.22	Spectrul de solicitare analizat	2-22
Figura 2.23	Umplerea rezervorului cu apă	2-22
Figura 2.24	Deschiderea robinetului $R_1$ și stabilirea lui $\Delta\sigma_1$	2-22
Figura 2.25	Determinarea celorlalte ecarturi de tensiune	2-23
Figura 2.26	Modelul de determinare a numărului și mărimii ciclurilor – Rainflow	2-23



Figura 2. 27	Istoricul de solicitare de calcul	2-24
Figura 2. 28	Curba Wöhler normală	2-25
Figura 2. 29	Familii de curbe de rezistență la oboseală	2-25
Figura 2. 30	Aportul convoaielor la oboseală	2-26
Figura 2. 31	Curba rezistențelor la oboseală dată de EC 3	2-26
Figura 2. 32	Reprezentarea schematică a principiului cumulării liniare a vătămărilor	2-28
Figura 2. 33	Transformarea istoricului solicitărilor	2-29
Figura 2. 34	Istoricul de solicitare în cadrul metodei $\lambda_T$	2-31
Figura 2. 35	Ipoteza cumulării liniare a vătămărilor PLM	2-32
Figura 2. 36	Interdependența dintre coeficientul de fiabilitate și coeficienții parțiali de siguranță în cazul verificării la oboseală pentru un ciclu de încărcare critic	2-32
Figura 2. 37	Metodologia standardului românesc	2-35
Figura 2. 38	Determinarea istoricului de solicitare	2-36
Figura 2. 39	Factorul de încărcare $\alpha$	2-37
Figura 2. 40	Cazul de creștere 140	2-38
Figura 2. 41	Convoiul UIC 71	2-38
Figura 2. 42	Factorul de corecție $\rho_1$	2-41
Figura 2. 43	Factorul $\rho_{BM}$	2-42

### CAPITOLUL 3

Figura 3. 1	Abordare tradițională vs. abordare pe baza mecanicii ruperii	3-2
Figura 3. 2	Încercare de încovoiere prin șoc Charpy „V” (CVN)	3-4
Figura 3. 3	Curba de tranziție ductil - fragil	3-4
Figura 3. 4	Efectul unui orificiu eliptic asupra tensiunilor dintr-o placă	3-6
Figura 3. 5	Fisura în sistem de coordonate polare	3-8
Figura 3. 6	Modurile fundamentale de deplasare a suprafețelor de rupere	3-9
Figura 3. 7	Componentele directe ale tensiunii	3-12
Figura 3. 8	Placă infinită cu fisură străpunsă	3-13
Figura 3. 9	Placă cu lățime finită și fisură străpunsă	3-13
Figura 3. 10	Comparație între parametrii K (fisură centrală / fisură laterală)	3-14
Figura 3. 11	Placă cu lățime finită și fisură marginală	3-14
Figura 3. 12	Fisură eliptică în corp infinit	3-15
Figura 3. 13	Parametrul Q	3-15
Figura 3. 14	Distribuția eforturilor de curgere la vârful fisurii	3-16
Figura 3. 15	Reprezentarea schematică a zonei plastice de la vârful fisurii, pe grosimea elementului	3-17
Figura 3. 16	Lungimea efectivă a fisurii	3-18
Figura 3. 17	Echivalarea rezultatelor de laborator	3-20
Figura 3. 18	Descrierea deschiderii la vârful fisurii	3-21
Figura 3. 19	Estimarea deschiderii la vârful fisurii din deschiderea efectivă a acesteia	3-21
Figura 3. 20	Estimarea deschiderii la vârful fisurii pe baza modelului curgerii în bandă	3-22
Figura 3. 21	Integrala de contur J	3-23
Figura 3. 22	Exemple de epruvete specifice încercărilor de MR	3-26
Figura 3. 23	Ansamblul de încercare	3-27
Figura 3. 24	Proiectarea dispozitivelor de fixare și rezemare pentru încercările de încovoiere	3-27
Figura 3. 25	Proiectarea dispozitivelor de fixare pentru încercările de întindere	3-28

Figura 3. 26	Traductor de deplasare	3-28
Figura 3. 27	Epruvete SE(B) cu secțiune dreptunghiulară	3-29
Figura 3. 28	Epruvetă SE(B) cu secțiune pătrată	3-29
Figura 3. 29	Epruvetă C(T) cu creștătură dreaptă	3-30
Figura 3. 30	Epruvetă C(T) cu creștătură în trepte	3-30
Figura 3. 31	Epruvetă A(T)	3-30
Figura 3. 32	Epruvetă A(B)	3-31
Figura 3. 33	Epruvetă DC(T)	3-31
Figura 3. 34	Codul de orientare a planului fisurii pentru secțiune dreptunghiulară	3-31
Figura 3. 35	Cod de orientare al planului fisurii pentru secțiune dreptunghiulară	3-32
Figura 3. 36	Cod de orientare al planului fisurii pentru epruvete de tip bară și cilindru gol	3-32
Figura 3. 37	Configurarea defectului inițial	3-33
Figura 3. 38	Geometria defectului	3-34
Figura 3. 39	Diagrame forță P vs. deplasare v, înregistrate la încercarea $K_{Ic}$	3-35
Figura 3. 40	Înregistrări forță – deplasare prin tehnica epruvetelor multiple	3-38
Figura 3. 41	Înregistrări prin metoda complianței	3-39
Figura 3. 42	Evaluarea lui $J_{Ic}$	3-40
Figura 3. 43	Mecanismul de rupere	3-43
Figura 3. 44	Mecanismul de propagare a fisurii	3-44
Figura 3. 45	Curba de propagare a fisurii în prezentare dublu logaritmică	3-45
Figura 3. 46	Propagarea fisurii pe baza relației lui Paris	3-46
Figura 3. 47	Determinarea siguranței în exploatare	3-48

#### CAPITOLUL 4

Figura 4. 1	Rezemarea lonjeronului pe antretoaza finală	4-2
Figura 4. 2	Pod Arad – dispoziție generală	4-3
Figura 4. 3	Rezemarea antretoazei într-un nod curent al grinzii principale	4-4
Figura 4. 4	Ruptură detectată în lonjeronul situat în al 2-lea panou de la capăt (amonte, capătul spre Timișoara)	4-5
Figura 4. 5	Vechiul pod CF peste râul Mureș la Arad	4-6
Figura 4. 6	Podul dezafectat (Arad februarie 2000)	4-7
Figura 4. 7	Lonjeroni din câmp intermediar (LT)	4-7
Figura 4. 8	Antretoază centrală (QT)	4-8
Figura 4. 9	Cupon din grinda principală – talpa inferioară (HT-UG)	4-8
Figura 4. 10	Antretoază - cuponul 1 (QT-1)	4-9
Figura 4. 11	Antretoază – cuponul 2 (QT-2)	4-9
Figura 4. 12	Lonjeron - cuponul 1 (LT-1)	4-10
Figura 4. 13	Lonjeron – cuponul 2 (LT-2)	4-11
Figura 4. 14	Eșantioane pod CF Arad după analiză (Seria 1)	4-12
Figura 4. 15	Eșantioane pod CF Arad după analiză (Seria 2)	4-13
Figura 4. 16	Material extras din deschiderea a treia a vechiului pod CF Arad	4-14
Figura 4. 17	Epruvete de tracțiune extrase din LT-G, QT-G și HT-UG	4-15
Figura 4. 18	Epruvete de tracțiune extrase din QT-St	4-16
Figura 4. 19	Mașina universală de încercare	4-16
Figura 4. 20	Prinderea epruvetelor în bacurile mașinii	4-17
Figura 4. 21	Captorii de deplasare	4-17
Figura 4. 22	Curbe caracteristice pentru lonjeroni - talpă	4-18

Figura 4. 23	Curbe caracteristice pentru antretoaze- talpă	4-18
Figura 4. 24	Curbe caracteristice pentru grinda principală – talpa inferioară	4-18
Figura 4. 25	Curbe caracteristice pentru antretoaze - inimă	4-19
Figura 4. 26	Reprezentare grafică a comparației dintre repartiția normală și frecvența relativă de apariție pentru valorile limitei de curgere convenționale determinate experimental	4-20
Figura 4. 27	Recapitulare a valorilor medii $R_p$ și coeficienților de variație	4-20
Figura 4. 28	Reprezentare grafică a comparației dintre repartiția normală și frecvența relativă de apariție pentru valorile rezistenței la tracțiune determinate experimental	4-21
Figura 4. 29	Recapitulare a valorilor medii $R_m$ și coeficienților de variație	4-21
Figura 4. 30	Epruvetele Charpy „V” – 75 de bucăți (5 epruvete/element / treaptă de temperatură)	4-23
Figura 4. 31	Curba de tranziție pentru lonjeroni	4-24
Figura 4. 32	Curba de tranziție pentru antretoaze	4-24
Figura 4. 33	Curba de tranziție pentru grinda principală	4-25
Figura 4. 34	Cristalinitatea suprafeței rupte – lonjeroni	4-26
Figura 4. 35	Cristalinitatea suprafeței rupte – antretoaze	4-26
Figura 4. 36	Cristalinitatea suprafeței rupte – grinda principală	4-27
Figura 4. 37	Procedeele de încercare	4-29
Figura 4. 38	Prelucrarea probelor	4-29
Figura 4. 39	Poziția marcajului probelor CT-J	4-30
Figura 4. 40	Ciclu de prefisurare prin oboseală a epruvetelor	4-30
Figura 4. 41	Cheile și domurile de prindere	4-31
Figura 4. 42	Prefisurarea seriei I de probe (lonjeron talpă)	4-31
Figura 4. 43	Presa Roell – Amsler + lupa Periplan 10x	4-32
Figura 4. 44	Echipamentul de încercare	4-32
Figura 4. 45	Schema sistemului de testare	4-33
Figura 4. 46	Programul de achiziție de date	4-33
Figura 4. 47	Schema logică a programului de determinare a curbelor J	4-34
Figura 4. 48	Schema procesului de rupere	4-35
Figura 4. 49	Curba R	4-35
Figura 4. 50	Tăieturi în piese metalice	4-37
Figura 4. 51	Mașina de tăiat cu fir prin electroeroziune	4-38
Figura 4. 52	Distanța h dintre electrod – sculă și electrod - piesă	4-38
Figura 4. 53	Geometria epruvetei CTOD	4-39
Figura 4. 54	Construcția geometrică	4-39
Figura 4. 55	Seriile de epruvete	4-40
Figura 4. 56	Echipamentul de încercare	4-40
Figura 4. 57	Curbe CTOD pentru lonjeroni și antretoaze, $T = + 20^{\circ}\text{C}$	4-41
Figura 4. 58	Curbe CTOD pentru lonjeroni și antretoaze, $T = - 20^{\circ}\text{C}$	4-41
Figura 4. 59	Curbe CTOD pentru grinda principală, $T = + 20^{\circ}\text{C}$	4-42
Figura 4. 60	Curbe CTOD pentru grinda principală, $T = - 20^{\circ}\text{C}$	4-42
Figura 4. 61	Variația valorilor DCVF funcție de temperatură pentru lonjeroni și antretoaze	4-43
Figura 4. 62	Variația valorilor DCVF funcție de temperatură pentru grinda principală	4-43
Figura 4. 63	Pregătirea probelor	4-46
Figura 4. 64	Poziția marcajului probei CT	4-46
Figura 4. 65	Seriile de epruvete	4-47

Figura 4. 66	Ciclu de prefisurare prin oboseală a epruvetelor	4-47
Figura 4. 67	Probă CT prefisurată	4-48
Figura 4. 68	Mașina de încercat cu urmărire optică a creșterii fisurii	4-49
Figura 4. 69	Electronica mașinii de încercat	4-49
Figura 4. 70	Intervalele de înregistrare	4-49
Figura 4. 71	Fazele încercării	4-50
Figura 4. 72	Curbele a – N pentru seria de epruvete LT (lonjeron)	4-50
Figura 4. 73	Interfața programului	4-52
Figura 4. 74	Fișierul de rezultate pentru proba CT 19 al programului automat de calcul (*.txt)	4-53
Figura 4. 75	Suprafața de rupere a probelor CT	4-53

## CAPITOLUL 5

Figura 5. 1	Triunghiul mecanicii ruperii	5-1
Figura 5. 2	Metoda tradițională vs. metoda fundamentată pe MR	5-3
Figura 5. 3	Moduri de cedare	5-4
Figura 5. 4	Diagrama de evaluare a ruperii (Failure Assessment Diagram) – PD 6493	5-4
Figura 5. 5	Definirea rezistenței de curgere („flow”)	5-5
Figura 5. 6	Secțiuni transversale tipice podurilor metalice vechi nituite	5-8
Figura 5. 7	Nivelul de risc corespunzător elementelor analizate	5-9
Figura 5. 8	Secțiunile transversale ale elementelor analizate LT – lonjeron, QT – antretoază, HT-UG grindă principală – talpa inferioară	5-9
Figura 5. 9	Modele de defecte teoretice și dimensiunile lor	5-9
Figura 5. 10	Echivalarea defectelor din lonjeroni și antretoaze	5-10
Figura 5. 11	Echivalarea defectelor din grinda principală	5-10
Figura 5. 12	Liniarizarea distribuțiilor de tensiune	5-13
Figura 5. 13	Reprezentarea schematică a distribuției tensiunii pe secțiune	5-14
Figura 5. 14	K <sub>mat</sub> stabilit funcție de energia Charpy V (determinată la încovoiere prin șoc), pentru domeniul inferior și de tranziție de pe curba ductil – fragil	5-17
Figura 5. 15	Comparații ale tenacităților K la temperatura de –20°C	5-19
Figura 5. 16	Energia Charpy V versus tenacitatea materialului J <sub>c</sub> , la temperatura de –20°C	5-20
Figura 5. 17	Atribuirea unei forme idealizate defectului real	5-21
Figura 5. 18	Traseul schematic al procedurii de evaluare pe nivelul 1	5-22
Figura 5. 19	Geometria defectului de tip „through thickness flaw”	5-23
Figura 5. 20	Geometria defectului de tip „edge flaw”	5-23
Figura 5. 21	Evaluare pe nivelul 1 – FAD-1	5-24
Figura 5. 22	Traseul schematic al procedurii de evaluare pe nivelul 2	5-28
Figura 5. 23	Evaluare pe nivelul 2 – FAD-2	5-29
Figura 5. 24	Modul de determinare a valorii critice a defectului pe baza FAD-2	5-30

## CAPITOLUL 6

Figura 6. 1	Procesul de creștere a unei fisuri	6-2
Figura 6. 2	Relații de creștere a fisurii	6-3
Figura 6. 3	Schema logică de evaluare la oboseală a elementelor structurale cu defecte de oboseală	6-5
Figura 6. 4	Fereastra principală a programului de simulare a creșterii fisurilor din oboseală	6-6
Figura 6. 5	Aplicația nr. 1 a programului – Through Thickness Flaw	6-7
Figura 6. 6	Fereastra de dialog pentru introducerea istoricului de solicitare în trepte $\Delta\sigma$	6-7

Figura 6. 7	Aplicația nr. 1 a programului – Edge Flaw	6-8
Figura 6. 8	Spectrul (istoricul) de solicitare pentru lonjeroni	6-10
Figura 6. 9	Spectrul (istoricul) de solicitare pentru antretoaze	6-11
Figura 6. 10	Spectrul (istoricul) de solicitare pentru grinda principală	6-11
Figura 6. 11	Studiul influenței tipului de spectru de solicitare asupra determinării numărului de cicluri necesare până la ruperea unui element cu defect (cazul lonjeronului, talpa inferioară, model de fisură I, constantele de material C și m obținute din încercarea CTI)	6-12
Figura 6. 12	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-1.1	6-14
Figura 6. 13	Gruparea rezultatelor pentru cazul LT-G-1.1	6-15
Figura 6. 14	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-1.1-ech	6-16
Figura 6. 15	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-1.2	6-16
Figura 6. 16	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-1.2-ech	6-17
Figura 6. 17	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-2.1.a	6-17
Figura 6. 18	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-2.1.a-ech	6-18
Figura 6. 19	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-2.2.a	6-19
Figura 6. 20	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul QT-G-1.1	6-19
Figura 6. 21	Gruparea rezultatelor pentru cazul LT-G-1.1	6-20
Figura 6. 22	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul QT-G-1.1-ech	6-21
Figura 6. 23	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul QT-G-2.1.a	6-21
Figura 6. 24	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul QT-G-2.1.a-ech	6-22
Figura 6. 25	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul HT-UG-1	6-22
Figura 6. 26	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul HT-UG-1-ech	6-23
Figura 6. 27	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul HT-UG-2.1.a	6-23
Figura 6. 28	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul utilizării constantelor de material C și m determinate pentru inima Lonjeronului	6-24
Figura 6. 29	Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul utilizării constantelor de material C și m determinate pentru inima antretoazei	6-25

## CAPITOLUL 7

Figura 7. 1	Exemple de consolidare directă	7-7
-------------	--------------------------------	-----

Figura 7. 2 Consolidarea cu tirant a grinzilor cu zăbrele	7-8
Figura 7. 3 Consolidarea cu tirant a grinzilor cu zăbrele	7-8
Figura 7. 4 Consolidare indirectă cu cabluri	7-9
Figura 7. 5 Consolidare prin introducerea celei de a treia grinzi	7-9
Figura 7. 6 Consolidare prin suprainălțare a grinzilor	7-10
Figura 7. 7 Consolidarea cadrelor transversale	7-10
Figura 7. 8 Consolidare cu dală din beton a unui pod CF	7-11
Figura 7. 9 Vedere generală a podului	7-12
Figura 7. 10 Vedere frontală a podului	7-12
Figura 7. 11 Secțiunea transversală a lonjeronilor	7-13
Figura 7. 12 Schema vehiculului A 30	7-14
Figura 7. 13 Calculul $M_{\max-\max}$ din A 30	7-15
Figura 7. 14 Prinderea lonjeronilor de antretoaze	7-16
Figura 7. 15 Tabla cutată	7-19
Figura 7. 16 Caracteristici geometrice ale secțiunii compuse oțel beton în cazul încărcărilor de scurtă durată	7-21
Figura 7. 17 Schema vehiculului A 30	7-23
Figura 7. 18 Calculul $M_{\max-\max}$	7-24
Figura 7. 19 Caracteristicile geometrice ale secțiunii compuse oțel – beton, cazul încărcărilor de lungă durată	7-25
Figura 7. 20 Cumularea eforturilor	7-27
Figura 7. 21 Variația forței tăietoare din $g_p$	7-28
Figura 7. 22 Înfășurătoarea forțelor tăietoare maxime	7-29
Figura 7. 23 Dispunerea conectorilor pe tabla cutată în câmp și pe reazem	7-32
Figura 7. 24 Dispunerea conectorilor tip dorn	7-33

# LISTA TABELELOR

## CAPITOLUL 1

Tabelul 1. 1	Structura podurilor metalice de cale ferată	1-3
Tabelul 1. 2	Clasificarea podurilor de șosea după materialul de construcție	1-3
Tabelul 1. 3	Defecte tipice la poduri	1-6
Tabelul 1. 4	Dispozițiile generale ale podurilor expertizate și verificate	1-15

## CAPITOLUL 2

Tabelul 2. 1	Norme privind calculul la oboseală al podurilor	2-34
Tabelul 2. 2	Verificarea la oboseală a podurilor metalice de șosea conform <b>DIN 1076-1999</b>	2-44

## CAPITOLUL 3

Tabelul 3. 1	Factorul de corecție Y	3-13
Tabelul 3. 2	Factorul de corecție k(a/b)	3-14

## CAPITOLUL 4

Tabelul 4. 1	Analiza comparativă a compoziției chimice determinată	4-13
Tabelul 4. 2	Valori determinate statistic	4-22
Tabelul 4. 3	Numărul probei / elementul din care s-a prelevat	4-28
Tabelul 4. 4	Numărul probei / elementul din care s-a prelevat	4-44
Tabelul 4. 5	Constantele de material C și m	4-54

## CAPITOLUL 5

Tabelul 5. 1	Alegerea modelelor teoretice de defect funcție de elementul structural analizat	5-11
Tabelul 5. 2	Alegerea modelelor teoretice de defect funcție de elementul structural analizat	5-12
Tabelul 5. 3	Tensiunile în elementele analizate (conf. calculului spațial)	5-15
Tabelul 5. 4	Valorile echivalente ale tenacității ruperii față de minima din trei rezultate	5-18
Tabelul 5. 5	Tenacitatea la rupere a materialului	5-19
Tabelul 5. 6	Valorile finale ale defectelor pentru lonjeroni și antretoaze – platbanda de talpă	5-30
Tabelul 5. 7	Valorile finale ale defectelor pentru grinda principală	5-31
Tabelul 5. 8	Valorile finale ale defectelor pentru lonjeroni și antretoaze – platbanda de inimă	5-31

## CAPITOLUL 6

Tabelul 6. 1	Clasarea măsurătorilor de trafic real pe pod pentru lonjeron	6-10
Tabelul 6. 2	Clasarea măsurătorilor de trafic real pe pod pentru antretoază	6-10
Tabelul 6. 3	Clasarea măsurătorilor de trafic real pe pod pentru grinda principală	6-11
Tabelul 6. 4	Durata de viață rămasă pentru cazurile evaluate la oboseală	6-25
Tabelul 6. 5	Durata de viață totală calculată cu metoda clasică PLM	6-27
Tabelul 6. 6	Durata de viață totală calculată cu metoda clasică PLM (calcul detaliat)	6-27

## CAPITOLUL 7

Tabelul 7. 1	Caracteristicile de secțiune	7-19
Tabelul 7. 2	Schema de calcul a tablei cutate	7-19

## CAPITOLUL 1. INTRODUCERE IMPORTANȚA DOMENIULUI. OBIECTIVELE TEZEI. NOTAȚII.

*Nici o structură nu este concepută pentru eternitate, cu toate acestea ea trebuie ca pe durata de viață proiectată să asigure o bună comportare și siguranță în exploatare. Estimarea siguranței în exploatare constituie o problemă dificilă la rezolvarea căreia inginerul trebuie să-și asume o răspundere considerabilă.*

Funcția principală a unui pod constă în asigurarea continuității traficului peste un obstacol în condiții de siguranță și economicitate.

Cu toate că istoria podurilor metalice este relativ scurtă (primul pod metalic – Coalbrookdale 1778), varietatea constructivă a acestor structuri este cuprinzătoare. Începând cu mijlocul secolului al XIX-lea, odată cu construcția pe scară largă a căilor ferate se înregistrează un boom în construcția podurilor metalice. La timpul respectiv toate îmbinările se realizau nituit.

Primele tendințe în realizarea îmbinărilor sudate la podurile metalice datează din anii '30; o serie de accidente (ca Rüdersdorf în Germania și Hasselt în Belgia [1.1]) conduc la un recul în domeniu. Cercetări sistematice sunt inițiate. *„Eșecurile în practica inginerescă constituie prețul progresului; dacă reușim să învățăm din acestea, ele nu au fost de prisos”* (D. B. Steinmann).

O dezvoltare spectaculoasă în domeniul podurilor metalice sudate se înregistrează după cel de-al doilea Război Mondial.

Începând cu deceniul cinci al secolului trecut realizarea îmbinărilor sudate în uzină și montajul cu șuruburi (sau nituri) devine practică curentă în realizarea podurilor metalice de cale ferată și de șosea.

*„Ruperea este o problemă pe care societatea a înfruntat-o atâta timp cât au fost executate structuri de rezistență”* (T.L. Anderson) [1.2]. Cauza majorității cedărilor structurale își găsește răspuns într-unul din următoarele cazuri:

- ✓ Neglijență la proiectare, execuție, exploatare sau întreținere a structurii.
- ✓ Aplicarea unei noi soluții tehnice sau a unui material nou, care conduce la un rezultat neașteptat și nedorit.

În timp ce colapsurile structurale asigură venituri pentru avocați și inginerii consultanți, asemenea evenimente sunt dăunătoare economiei în ansamblul ei. Un studiu economic [1.3] a evidențiat costul cedărilor în SUA în anul 1978 la 119 miliarde de dolari, care reprezintă aproximativ 4% din produsul intern brut. Mai mult, acest studiu estimează faptul că aceste costuri ar putea fi reduse anual până la 35 miliarde de dolari dacă s-ar fi aplicat tehnologia curentă și că cercetările viitoare de mecanica ruperii ar putea reduce această cifră cu încă 28 de miliarde.



Infrastructura căilor de comunicație de la noi din țară și din Europa, în cadrul căreia un loc distinct îl ocupă lucrările de artă, are o vechime de peste 90 de ani. Multe poduri au ajuns la 100 de ani de exploatare sau în unele cazuri chiar mai mult, fiind evident faptul, că numărul acestor structuri cu vechime în exploatare este în continuă creștere. Menținerea acestor structuri în siguranță reprezintă o prioritate inginerescă, fiind una din sarcinile cele mai importante pentru societate. Înlocuirea cu structuri noi ridică o serie de probleme financiare, tehnice și politice. Problema de bază care se pune pentru păstrarea acestor structuri în serviciu o reprezintă verificarea siguranței sub încărcările actuale din trafic, ținând cont de nivelul de oboseală acumulat în prezent în elementele de rezistență.

România beneficiază de o rețea de căi ferate (figura 1.1) de aproximativ 14 300 km. De la prima linie de cale ferată - 20 august 1854 (Oravița - Baziaș), progresul a fost continuu dar nu constant. Această dezvoltare este prezentată în Figura 1.2. Structura podurilor metalice de cale ferată este arătată în Tabelul 1. 1.

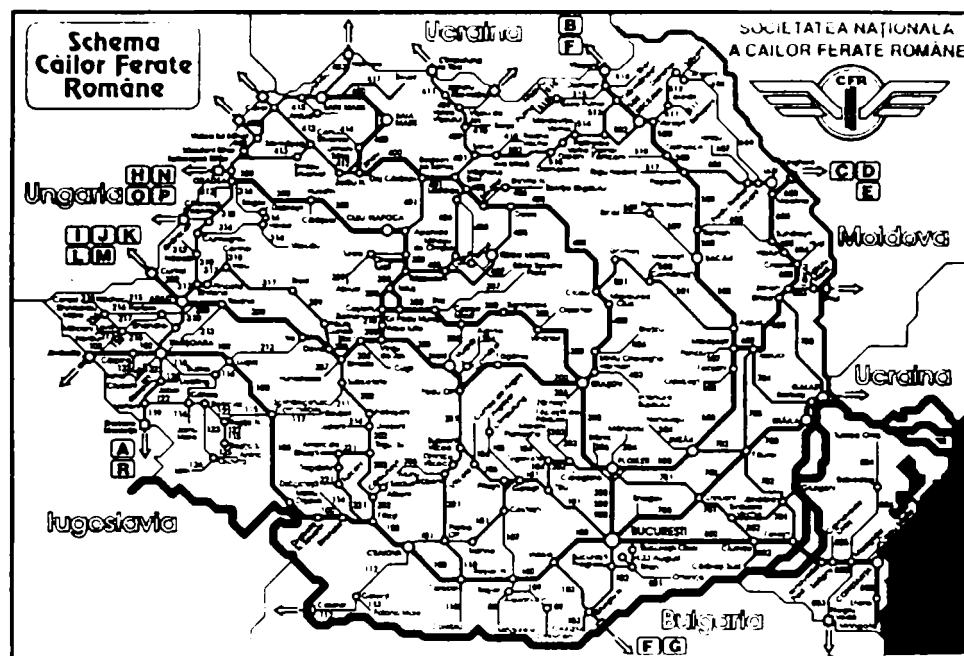


Figura 1.1 Rețeaua de căi ferate din România

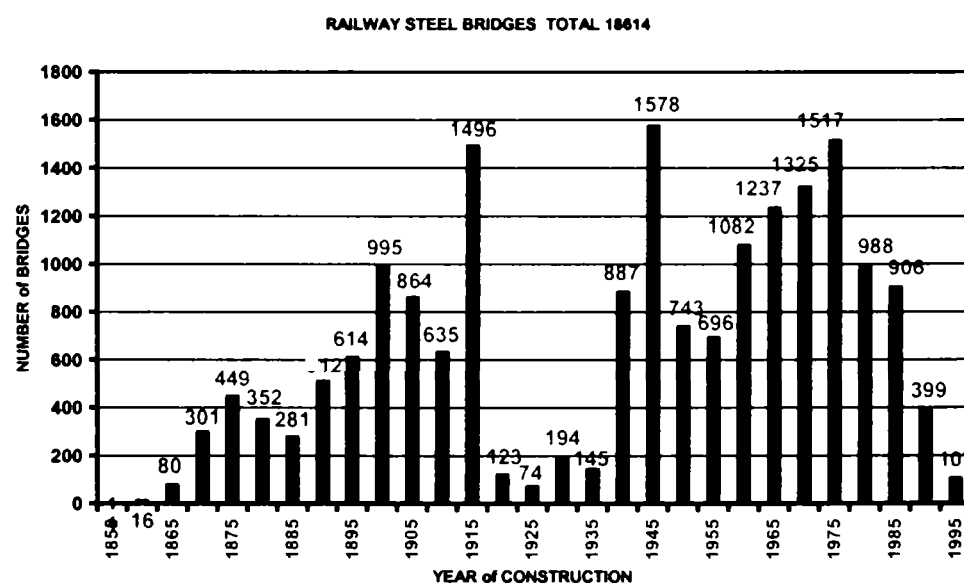


Figura 1.2 Numărul de poduri CF / anul de construcție

Nr. total de poduri din rețeaua CF	Mai vechi de 100 ani		Poduri metalice	L > 10 m	nituite	sudate
18 614	3 601	19 %	4 289	4 155	3 201	1 088

Tabelul 1.1 Structura podurilor metalice de cale ferată

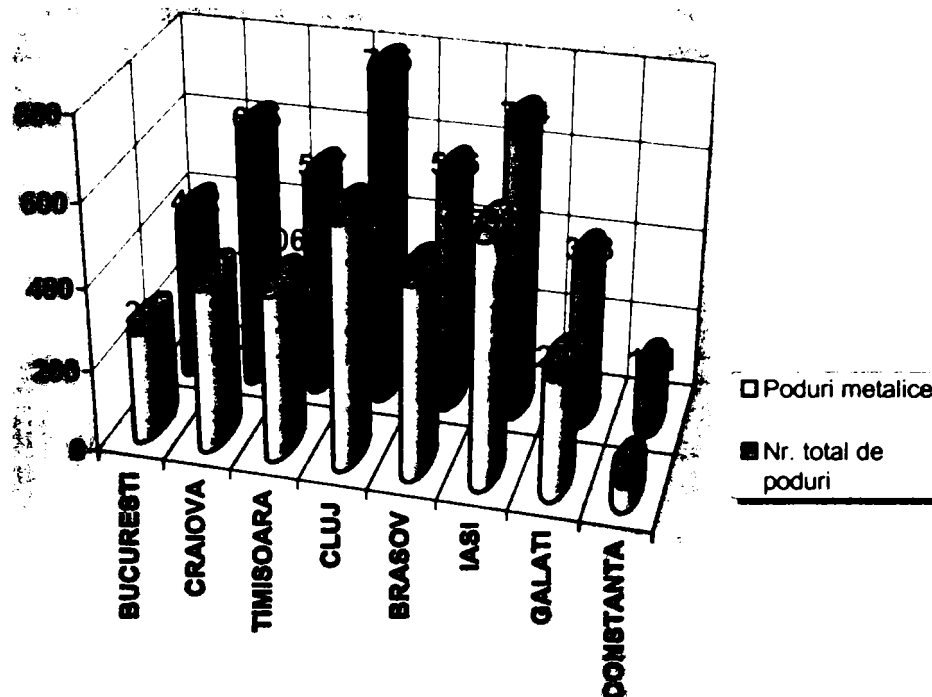


Figura 1.3 Numărul de poduri metalice din Regionala de căi ferate Timișoara

Există o mare varietate de tipuri de structuri. Majoritatea podurilor sunt structuri simplu rezemate (rar continue) executate ca grinzi cu inimă plină sau cu zăbrele, cu cale sus sau jos, funcție de relief. Alte sisteme constructive cum ar fi grinzi gemene sau structuri cu grinzi înglobate sunt mai rar întâlnite. Se menționează și tendința actuală de ridicare a vitezei pe liniile principale la 160 km/h (coridoarele europene).

Până în 1950 podurile metalice au fost proiectate în România în conformitate cu normele germane sau austriece; ulterior a apărut standardul STAS 1911 având ca model conceptul german și sovietic.

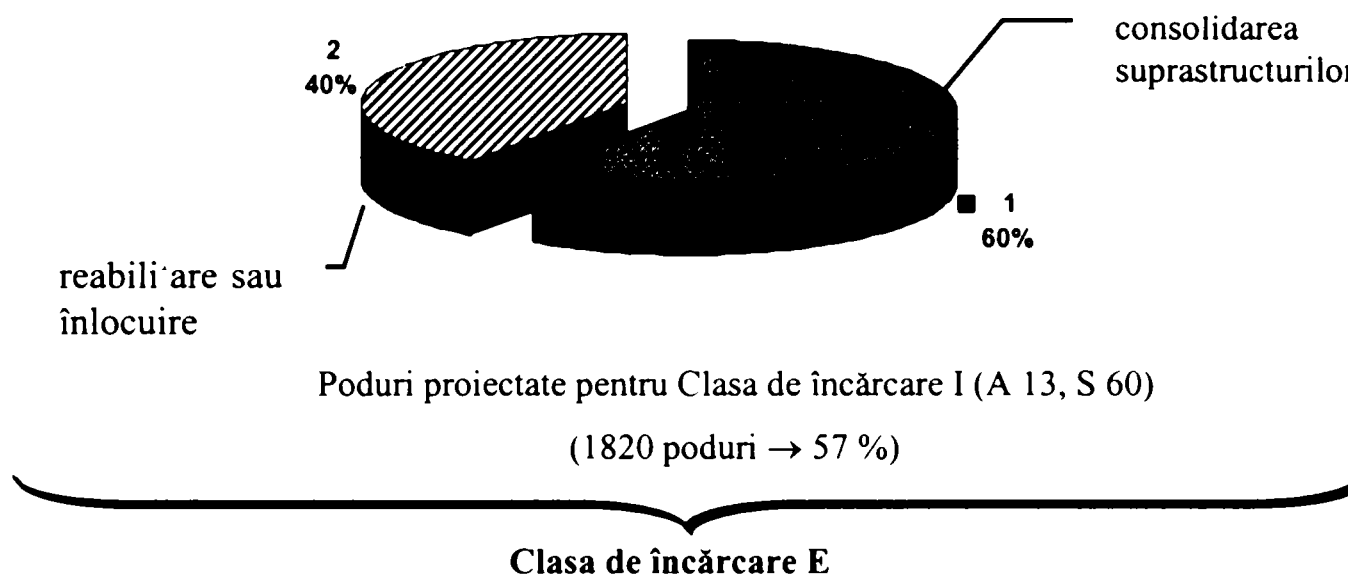
Rețeaua drumurilor publice în țara noastră are o lungime de 153 014 km. Dintr-un total de 3192 poduri doar 83 (2,6 %) sunt metalice. Clasificarea podurilor după materialul din care sunt realizate se regăsește în Tabelul 1.2. Explicația numărului redus de poduri metalice constă și în absența autostrăzilor (doar 113 km).

Materialul de construcție	Număr de poduri	% din total
Zidărie de piatră	81	2,5
Beton armat	1855	58,2
Beton precomprimat	1162	36,4
<b>Metal</b>	<b>83</b>	<b>2,6</b>
Oțel – beton (în conlucrare)	11	0,3

Tabelul 1.2 Clasificarea podurilor de șosea după materialul de construcție

Administrația Națională a Drumurilor a elaborat un program [1.4] pe termen lung care se referă la necesitatea consolidării și reabilitării a numeroase structuri de poduri aflate pe rețeaua drumurilor naționale și cuprinde:

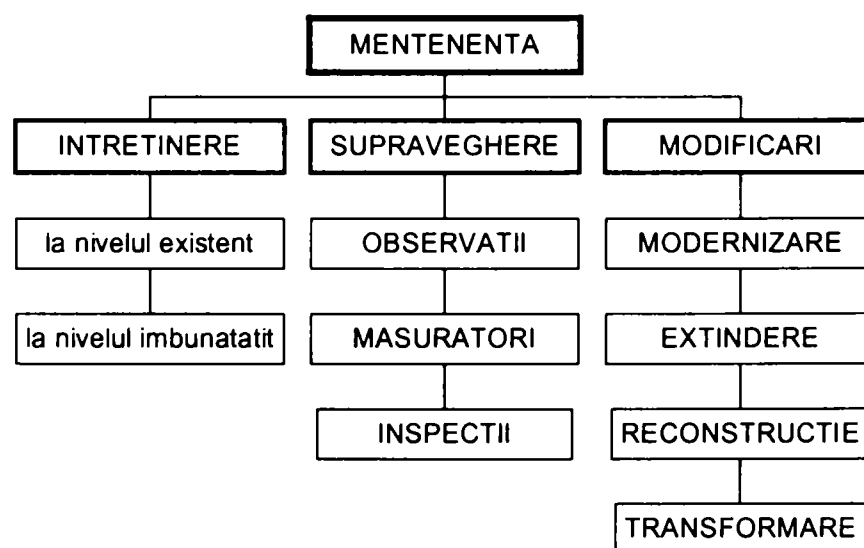
- Poduri dimensionate la clasa I de încărcare: consolidarea suprastructurilor pentru 60% din poduri, consolidarea integrală sau înlocuirea a 40% din poduri și aducerea tuturor podurilor la clasa E de încărcare.
- Poduri dimensionate la clasa E de încărcare: înlocuirea îmbrăcăminții și a hidroizolației la 40% din poduri, apărări de maluri și consolidarea infrastructurilor la 30% din poduri, înlocuirea dispozitivelor de acoperire a rosturilor și reparații la suprastructuri, pentru 90% din poduri.



**Figura 1.4** Situația podurilor dimensionate la clasa I de încărcare

La ora actuală bugetul administrațiilor scade; în consecință fondurile trebuie investite în mod cât mai rațional. În acest sens sunt necesare informații despre siguranța structurilor, durata de viață rămasă, costurile pentru o mentenanță (*ansamblul tuturor acțiunilor tehnice și organizatorice asociate pentru a menține sau a restabili un element sau un sistem de elemente de construcție în starea de a-și îndeplini funcțiile proiectate*) rațională.

În timpul duratei de exploatare podurile sunt supuse la încărcări repetate. De la mijlocul secolului trecut volumul traficului cât și greutatea pe osie au crescut în mod semnificativ. Din aceste motive structurile necesită o supraveghere continuă. Examinarea lor va ține seama de vârsta structurii, reparații, avarii și defecte înregistrate, etc. O mentenanță continuă cuprinde o serie de aspecte ilustrate în figura 1.5.



**Figura 1.5** Mentenanța structurilor existente

**Societatea nu va accepta scuza restrictiilor de buget în cazul cedării unei structuri.**

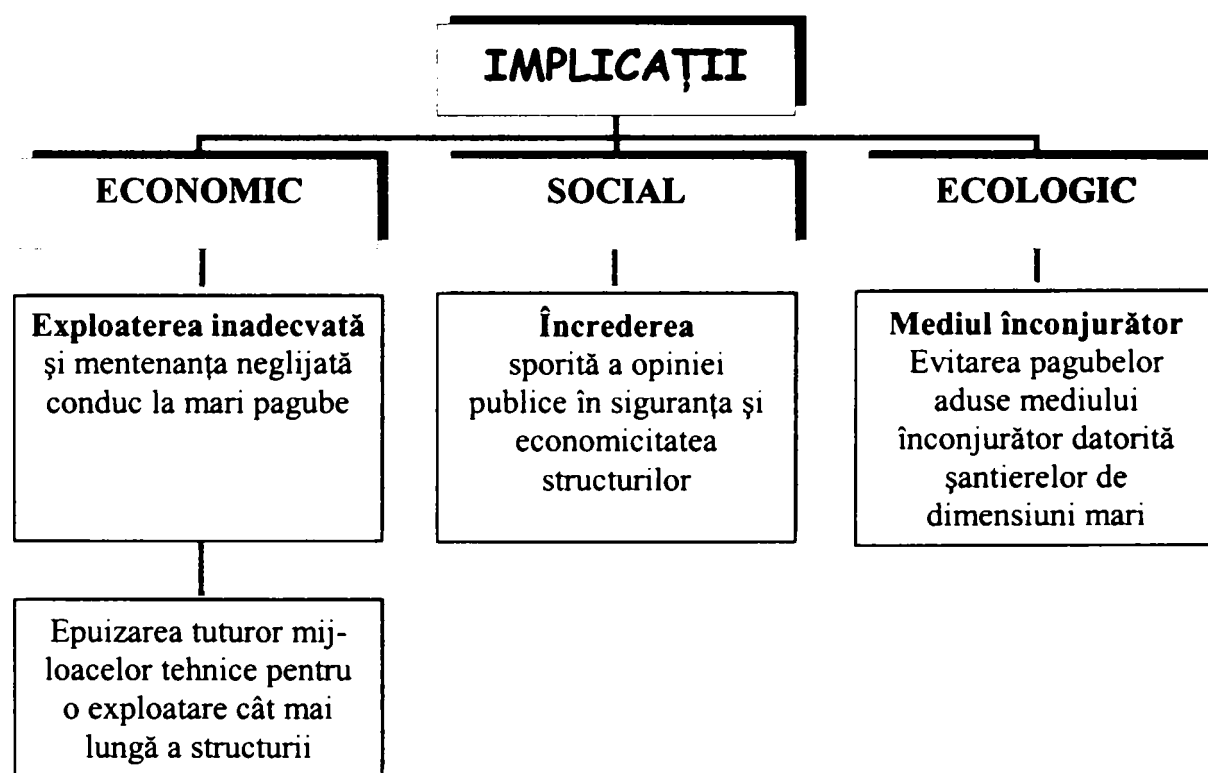
Reabilitarea structurilor existente constituie o activitate complexă care presupune atât operații de înlăturare a degradărilor și defectelor apărute în timp în structură, cât și operații realizate în scopul sporirii capacității portante ale acestora, corespunzătoare traficului actual.

Majoritatea podurilor metalice existente, atât de cale ferată cât și de șosea, care au fost construite la începutul secolului trecut, sunt structuri nituite. Multe dintre acestea sunt încă în exploatare, după ce au fost supuse de-a lungul timpului unor multiple intervenții asupra structurii – cum ar fi lucrări de reparații și consolidări – datorate atât avariilor structurale survenite în perioada Războaielor Mondiale, cât și datorită necesității de adaptare la noile condiții de trafic.

În acest context se pune pe bună dreptate problema, dacă aceste structuri, care nu au fost proiectate în baza prescripțiilor și regulilor tehnice actuale, oferă nivelul de siguranță acceptat în prezent de normele încă în vigoare sau europene Eurocode.

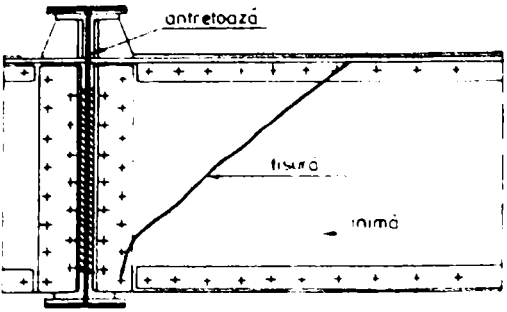
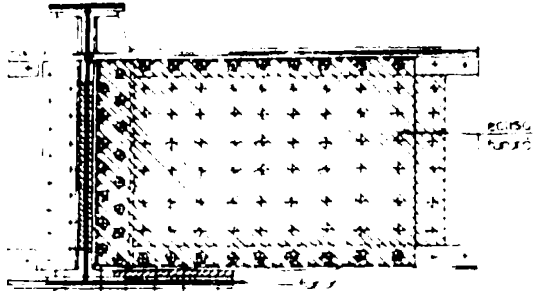
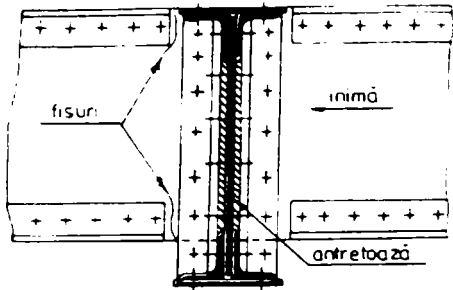
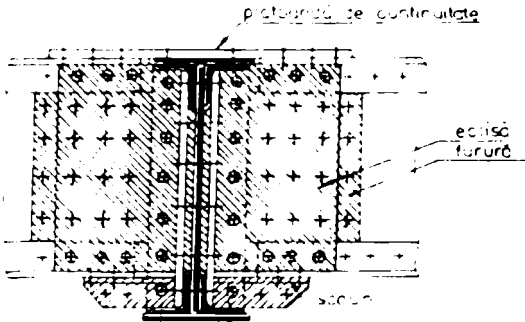
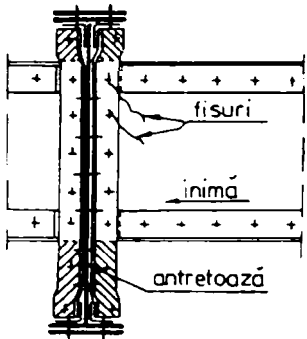
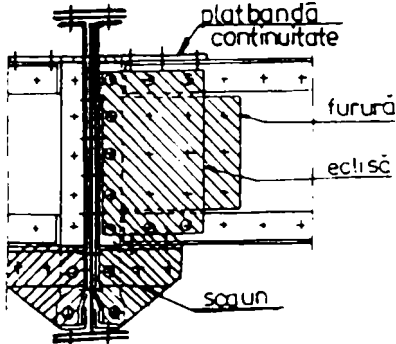
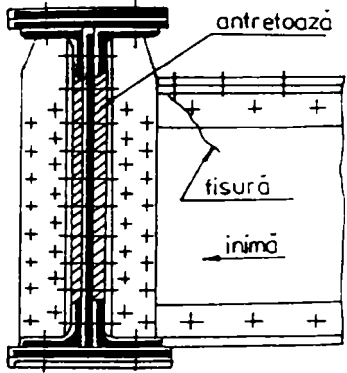
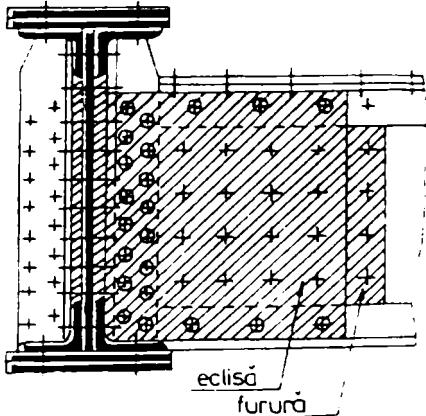
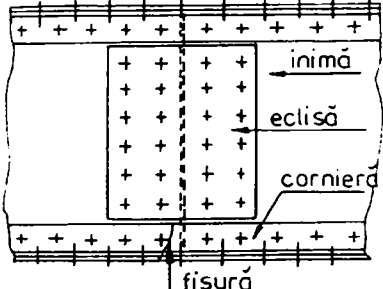
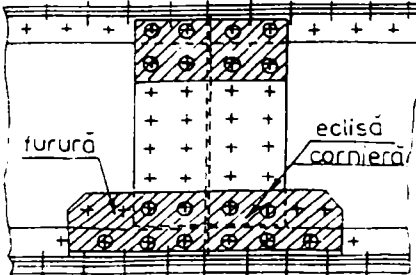
Absența unor informații legate de istoricul de solicitare, respectiv date necesare despre caracteristicile de material cât și prezența unor defecte structurale (fisuri din oboseală, coroziune, deformații plastice remanente, etc.), conduc la necesitatea unor studii amănunțite care să aibă drept rezultat determinarea cât mai exactă a nivelului de siguranță precum și durata de viață rămasă în conformitate cu starea tehnică actuală a structurilor.

Lucrarea de față urmărește importanța stabilirii siguranței în exploatare, respectiv a reabilitării și menținerii în funcțiune a podurilor metalice din țara noastră. Implicațiile acestei probleme pe diferite planuri - implicat protecția mediului - sunt multiple:

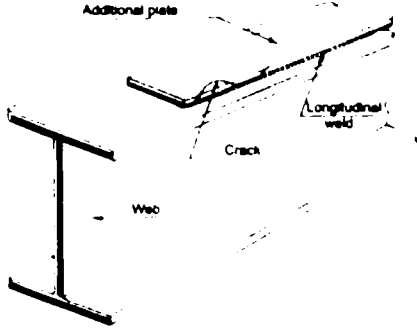
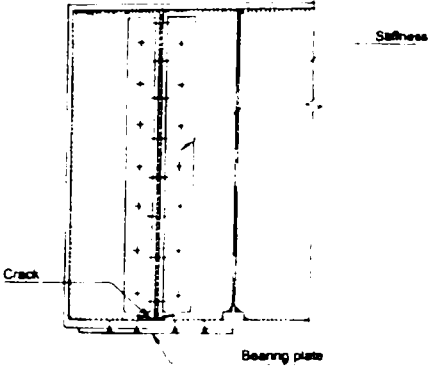
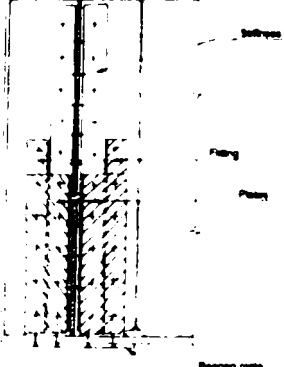
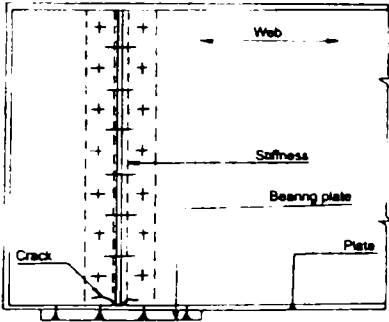
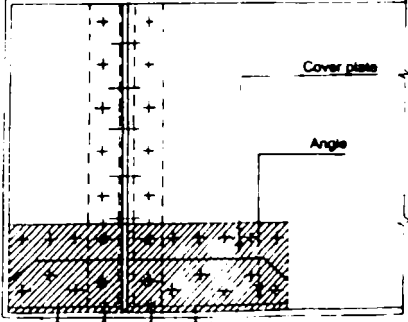
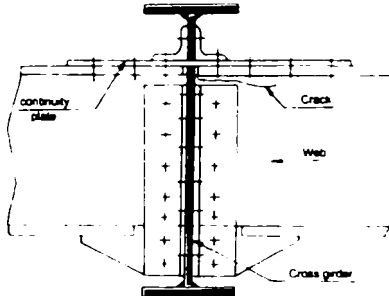
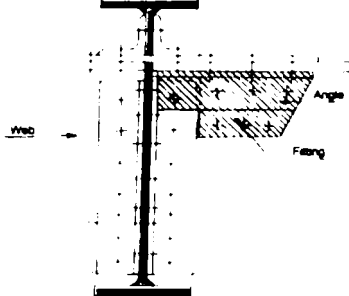
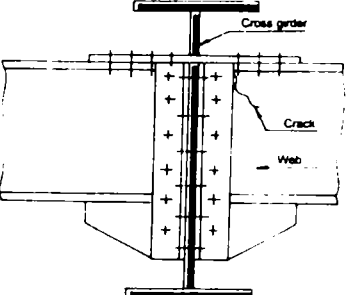
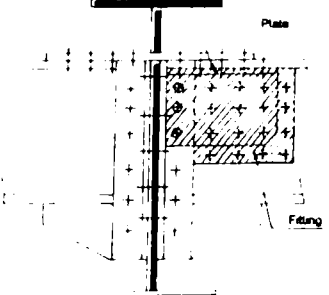


**Figura 1.6** Siguranța în exploatare - implicații

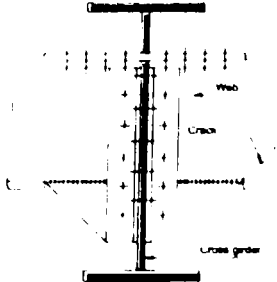
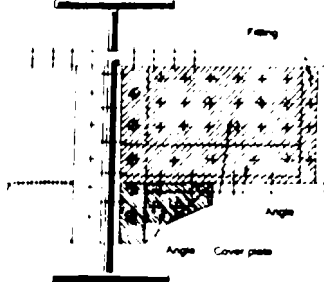
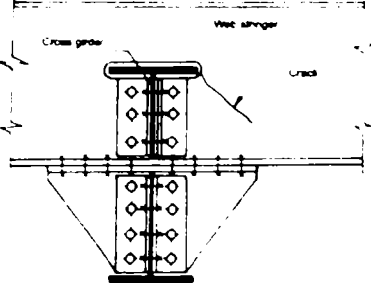
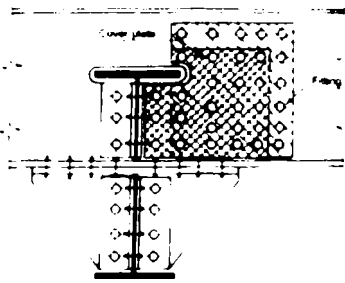
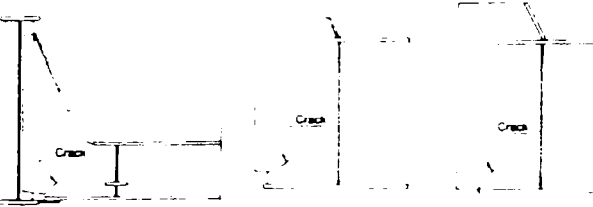
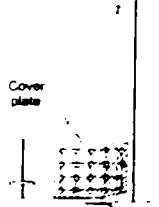
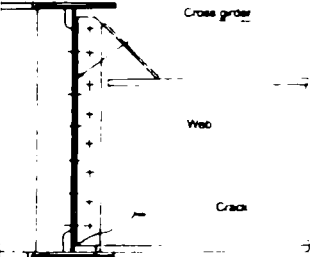
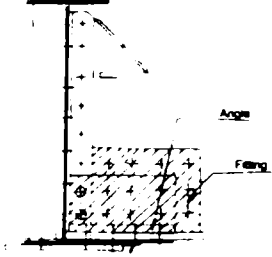
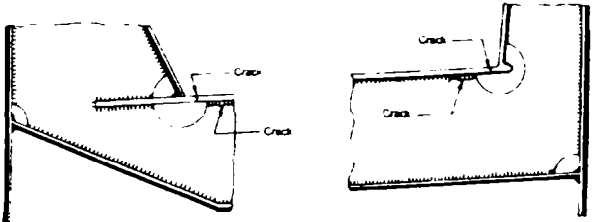
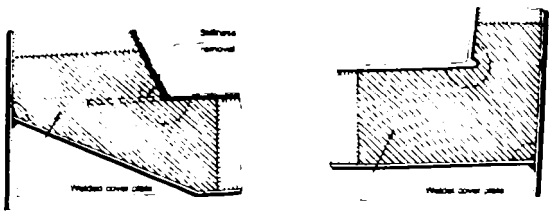
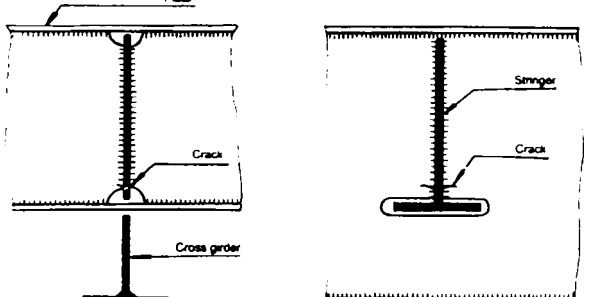
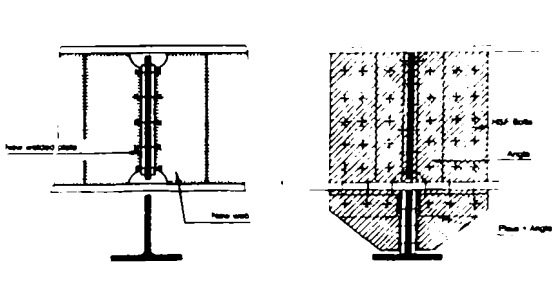
Examinarea amănunțită a unui număr mare de poduri permite stabilirea unor defecte tipice; acestea au un caracter eterogen fiind răspândite în elementele principale de rezistență și prezintă o tendință de dezvoltare continuă. Coroziunea reprezintă de asemenea un factor important în evaluarea stării tehnice a acestor structuri. Statistic în 283 din 1088 de poduri sudate și în 356 din 3201 de poduri nituite au fost înregistrate defecte. În tabelul 1.3 se prezintă câteva defecte tipice precum și soluțiile de remediere propuse [1.5], [1.22].

Element	DEFECT	REMEDIERE
0	1	2
Lonjeron		
Lonjeron		
Lonjeron		
Lonjeron		
Lonjeron		

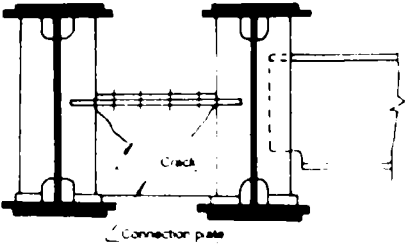
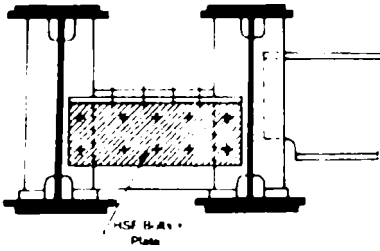
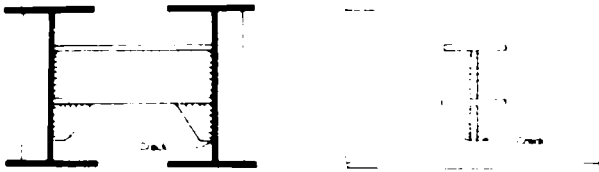
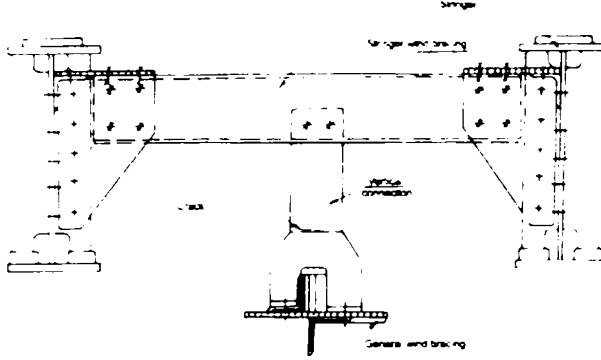
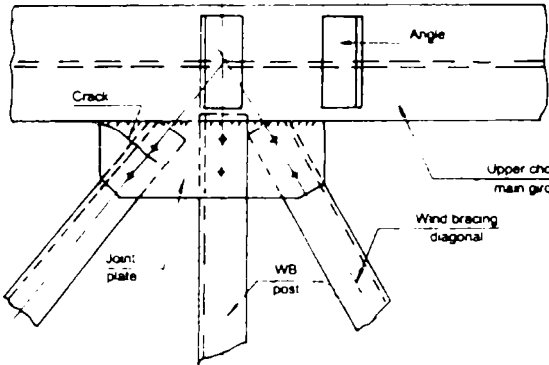
Tabelul 1.3 Defecte tipice la poduri

Element	DEFECT	REMEDIERE
0	1	2
Grinda principală		<p>⇒ Polizare</p> <p>⇒ Platbandă suplimentară</p> <p>⇒ Supraveghere</p>
Grinda principală		
Grinda principală		
Lonjeron		
Lonjeron		

Tabelul 1.3 Continuare

Element	DEFECT	REMEDIERE
0	1	2
Lonjeron		
Lonjeron		
Antre-toază		
Antre-toază		
Platelaj ortotrop		
Platelaj ortotrop		

Tabelul 1.3 Continuare

Element	DEFECT	REMEDIERE
0	1	2
Grinzi gemene		
Grinzi gemene		⇒ Gaură la capătul fisurii ⇒ Înlocuire
Contra-vântuiri		⇒ Înlocuirea elementului vertical
Contra-vântuiri		⇒ Înlocuirea guseului

Tabelul 1.3 Continuare

Tendința actuală pe plan internațional constă în menținerea în exploatare, în condiții de siguranță, a structurilor existente. Normele europene deși foarte voluminoase și acoperind întreaga gamă a calculului construcțiilor nu prevăd în mod explicit o metodologie de calcul pentru aprecierea capacității portante a structurilor existente. Ținând seama de importanța problemei, unele țări au elaborat normative în domeniu. În ultimele două până la trei decenii acestea au evoluat mult; dacă primele prescripții aveau la bază doar criterii simple de cumulare a degradărilor produse de traficul scurs pe pod, ulterior au apărut criterii care țin seama de apariția și dezvoltarea fisurilor produse de oboseala materialului. Astfel, normele germane [1.6-1.9]:

- ✓ DIN 1076 / 1999 pentru verificarea podurilor de șosea;
- ✓ DS 805 / 1999 pentru verificarea podurilor de cale ferată;



prevăd o metodologie modernă și completă de verificare a podurilor. Pe baza unei grile complexe se acordă un punctaj, abordându-se în principiu trei aspecte: siguranța în exploatare (d.p.d.v. al traficului), durabilitatea și capacitatea portantă a structurii. Se remarcă faptul că pentru podurile metalice de șosea s-a propus o metodologie completă de determinare a duratei de viață rămase. Și normele românești SR 1911 / 1998 au preluat metodologia clasică bazată pe cumulara liniară a vătămarilor [1.10].

Referitor la stabilirea duratei de viață (rămase) respectiv a siguranței la oboseală a unei structuri se utilizează în general regula cumulării liniare a vătămarilor (ipoteza Palmgreen –

Langer - Miner)  $D = \sum \frac{n_i}{N_i} \leq 1$ . Conceptul clasic de oboseală se bazează pe presupunerea că în

elementele constructive analizate nu există defecte sau fisuri. Cu toate acestea, dacă un material structural este inspectat în detaliu, atunci vor fi observate defecte microstructurale. Aceste defecte se pot constitui în concentratori de tensiuni, pe durata exploatării, creând astfel posibilitatea apariției unor microfisuri. Propagarea acestora conduce la formarea de macrofisuri.

O fisură prezentă într-un element constructiv al unei construcții ingineresti este rareori cauzată doar de o suprasolicitare, respectiv de o subdimensionare a acestuia. Cu atât mai mult, fisura este, în general, rezultatul unor procese de vătămare, care durează o anumită perioadă de timp, deseori ani sau zeci de ani, alteori zile sau săptămâni. Acest proces de rupere a unui element constructiv este prezentat schematic în figura următoare.

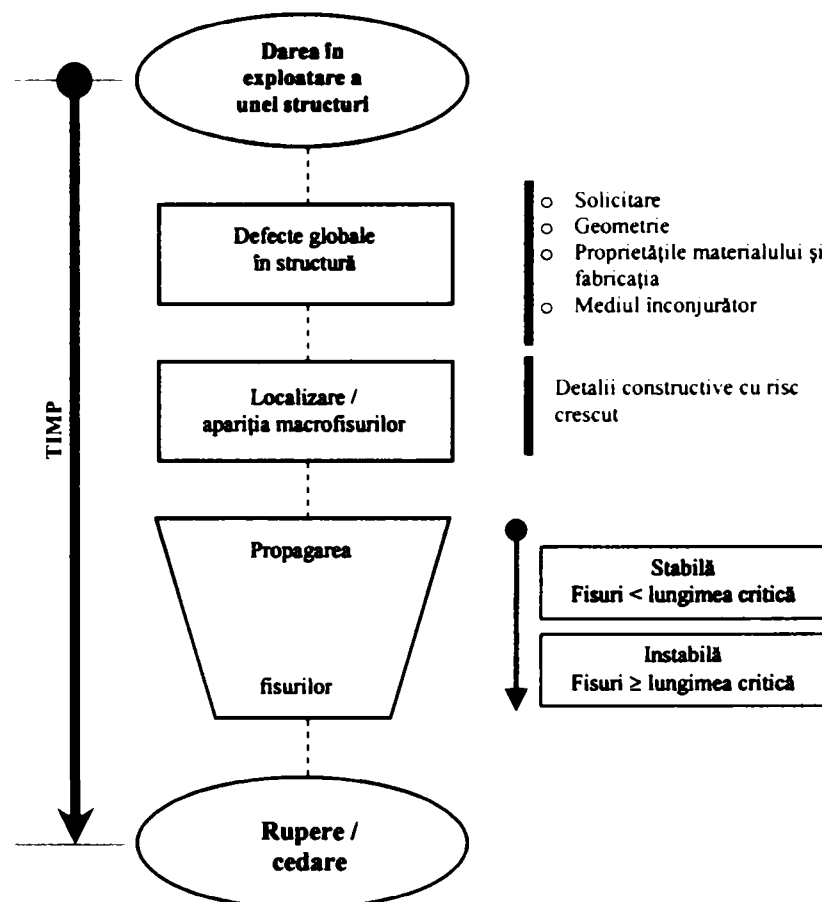


Figura 1.7 Schema procesului de rupere

În prima fază factorii care influențează rezistența la oboseală a materialului și implicit gradul de vătămare a materialului sunt: **solicitările** (cicluri de solicitare / tensiuni sau deformații, ordinea de aplicare a tensiunilor, frecvența, tensiunea medie, tensiuni reziduale, etc.); **geometria** (geometria globală a elementului de structură, geometria locală a elementului - defecte locale, mici discontinuități - mărci de fabricație, striatii, pișcături de suprafață, defecte de sudură, neliniarități, etc.); **proprietățile materialului și fabricarea** (comportament tensiune - deformație a materialului, dimensiunea și forma granulelor cristaline, duritate, compoziție chimică,

omogenitatea microstructurală - dislocări, impurități, incluziuni microstructurale, tratamentele termice aplicate, procedeul de sudură, tratamentul termic aplicat sudurii, tratamentul suprafețelor cordoanelor de sudură, etc.); *mediul înconjurător* (coroziune, temperatura, umiditate, radiații, etc.). Majoritatea proceselor de vătămare tind să se localizeze / concentreze în anumite zone, caracterizate de detalii constructive cu risc sporit de fisurare. La acest moment începe o nouă fază de propagare a fisurii și anume transformarea microdefectelor în macrofisuri. Creșterea acestora continuă apoi într-un domeniu stabil de propagare în care lungimile fisurilor sunt mai mici decât o valoare prag – numită lungime critică a fisurii, după care viteza de propagare devine foarte mare așa încât propagarea devine instabilă și conduce în final la ruperea elementului constructiv.

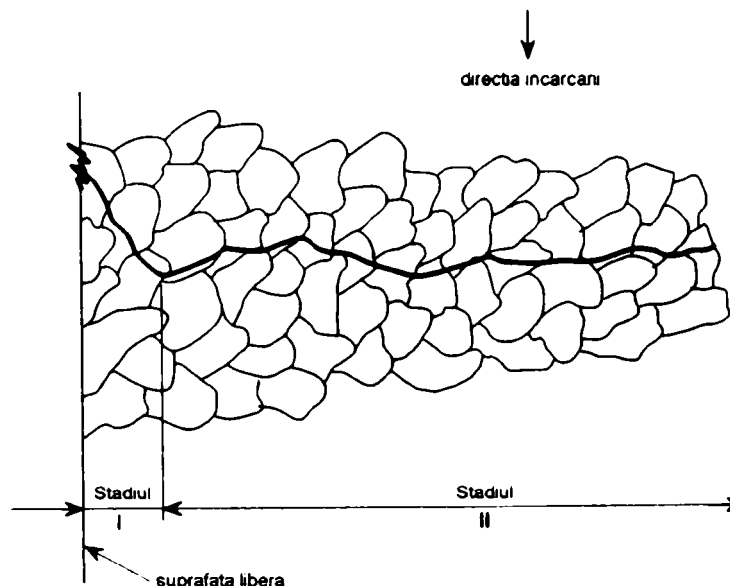
În practica curentă atunci când se înregistrează o vătămare cumulată  $D \geq 1,0$  sau la apariția unei fisuri se consideră că elementul nu mai prezintă siguranța necesară în exploatare. *Mecanica ruperii* este un instrument cu ajutorul căruia se poate *determina viteza de propagare a fisurii* și implicit *perioada în care elementul fisurat mai poate fi exploatat în condiții de siguranță*.

Astfel, un pas înainte constă în studiul dezvoltării fisurilor pe baza mecanicii ruperii. În acest sens este necesară coroborarea unor concepte teoretice cu date experimentale pentru obținerea unor concluzii aplicabile la structuri cu durată mare de exploatare.

### Oboseală sau Mecanica Ruperii ?



Despre *oboseală* se vorbește în cazul solicitărilor repetate sau ciclice ale materialului structural. Ea denumește fenomenul conform căruia elementul structural suportă o pagubă care evoluează agravându-se în timp și se traduce esențial printr-o pierdere de rezistență în cursul timpului. Practic capacitatea de solicitare a materialului se situează sub capacitatea portantă statică a acestuia. Semnele ale oboselii sunt fisurile din oboseală ce apar în locurile cu concentrație mare de tensiuni [1.11].



**Figura 1.8** Reprezentarea schematică a ruperii metalelor policristaline

Conceptele clasice de oboseală se bazează pe luarea în considerare a unui element constructiv fără defecte și fisuri. După cum s-a mai precizat materialele granulare sunt caracterizate de defecte în domeniul microscopic. Cauza acestui fapt constă în realitatea că orice material (deși global poate fi numit omogen) este în domeniul microscopic neomogen, el fiind alcătuit din granule, matrice și pori. Tensiunile datorate solicitării materialului conduc la creșterea respectiv la unirea microdefectelor / microfisurilor, rezultând astfel macrofisuri.

**Mecanica Ruperii** are ca punct de plecare fisurile existente în elementele constructive și descrie comportamentul acestora la solicitări statice sau ciclice. Spre deosebire de conceptul clasic de oboseală, conceptele bazate pe principiile mecanicii ruperii impun inspecția locală in situ a fisurilor existente și determinarea stării de solicitare din apropierea vârfului fisurii.

Deoarece o mare parte dintre fisuri sunt rezultate din oboseala materialului, cele două domenii, OBOSEALA respectiv MECANICA RUPERII, nu se pot delimita cu exactitate, mai ales că este cunoscut faptul că toate materialele prezintă microfisuri [1.12].

Mecanica ruperii este o disciplină relativ tânără [1.13], care încearcă pe de o parte caracterizarea proceselor de rupere fragilă (o astfel de rupere bruscă, fără preaviz, poate avea consecințe nefaste la structurile de poduri), iar pe de altă parte dezvoltarea metodelor practice de verificare în scopul de a conchide asupra imperfecțiunilor de material.

Problema care se pune în cercetarea actuală este, ce dimensiuni trebuie să aibă o fisură pentru a putea fi considerată critică, dimensiune care ar provoca ruperea structurii.

Este foarte clar faptul că astfel de fisuri de oboseală, care s-au inițiat din neomogenități structurale (posibile incluziuni nemetale sau alte impurități), din defecte de suprafață (inclusiv datorate coroziunii) și datorită factorului de solicitare, sunt prezente în structurile podurilor nituite cu durată mare de exploatare.

În baza celor prezentate se poate spune faptul că mecanica ruperii reprezintă o disciplină de maximă importanță în domeniul podurilor, care caută să răspundă la întrebări pertinente ce vizează structurile în care există / au apărut defecte (fisuri), cum ar fi:

- Cum variază rezistența structurii (rezistența reziduală) pe măsură ce o fisură inițială se propagă în timp?
- Care este lungimea maximă admisă a fisurii acceptată în serviciu?
- Care este durata de timp necesară pentru ca o fisură cu o anumită lungime inițială (detectabilă) să atingă valoarea maximă admisă?
- Care sunt intervalele de timp dintre două inspecții periodice atunci când o structură a acumulat un anumit grad de vătămare?

În consecință stabilirea siguranței în exploatare a acestor structuri este o problemă importantă a societății contemporane. La baza stabilirii duratei de viață rămase stau observațiile referitoare la starea tehnică a acestor structuri: deformații, vibrații, fisuri, coroziune, etc. Ecartul de tensiuni, geometria detaliului constructiv și numărul de cicluri de solicitare sunt parametrii care influențează decisiv durata de viață rămasă a acestor structuri.

Se subliniază că vătămarea cumulată indusă de diversele convoaie care au circulat pe structură este dată de criteriul Palmgreen – Langer – Miner. Pentru podurile situate pe liniile principale istoricul solicitărilor a fost determinat cu suficientă exactitate utilizând documentația căilor ferate. Practic, stabilirea traficului din trecut (câteodată chiar pe perioade mai lungi de 100 ani) nu este simplă și suportă anumite aproximări (trenuri reale care au circulat pe structură / trenuri caracteristice oferite de norme). În figura următoare se arată evoluția traficului acceptată de UIC [1.14]. Cu metoda clasică a cumulării liniare a vătămarilor se înregistrează o creștere continuă a vătămarilor.

Teoretic, ruperea se atinge atunci când vătămarea devine totală. În funcție de valoarea vătămării cumulate  $D$  se pot lua următoarele măsuri: inspecții suplimentare, reducerea vitezei de circulație și a traficului, consolidarea sau înlocuirea unor elemente. Se subliniază faptul că *o structură consolidată nu este o structură nouă*.

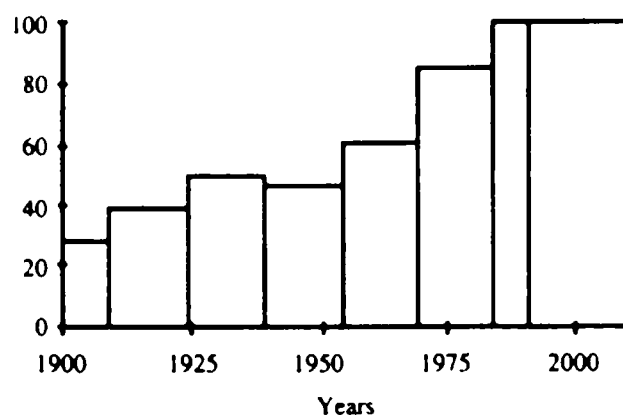


Figura 1. 9 Evoluția traficului conform UIC

Verificarea a peste 25 de structuri a condus la câteva concluzii cu caracter general:

- ✓ Materialele, încărcările și modelele statice sunt definite într-un mod determinist; conceptul de verificare la oboseală are la bază o serie de considerații de natură semiprobabilistă.
- ✓ Valorile caracteristice ale rezistenței materialului sunt de multe ori conservatoare.
- ✓ Utilizând încărcările efective, mult mai realiste (în locul încărcărilor date în norme) durata de viață rămasă poate fi extinsă.
- ✓ Determinarea curentă a eforturilor în structură conduce la valori cu 10 – 25% mai mari decât cele măsurate; acest lucru înseamnă o extindere de 1,5 – 2,5 ori a duratei de viață rămase.
- ✓ Coroziunea are o influență importantă asupra rezistenței la oboseală.
- ✓ Podurile metalice sunt structuri ductile; înainte de apariția ruperii în structură se consemnează deformații considerabile. Deformațiile sunt semnele de preaviz a ruperii.

La aceste concluzii se mai poate adăuga faptul că determinarea stării tehnice a podurilor pe baza metodei clasice de cumulare liniară a vătămarilor PLM și curbe Wöhler poate conduce în unele situații la obținerea unei vătămări totale cumulate egală cu unitatea, cu toate că structura astfel analizată se află în serviciu și nu prezintă semne de degradare majore. Acest fapt conduce la punerea sub semnul întrebării a exactității acestui model de calcul și extinderea investigațiilor tradiționale cu metode moderne, complementare, care să ofere o evaluare sigură și economică a duratei de viață rămase a structurilor existente.

În practică, se înregistrează două situații:

- ✓  $D < 0,8$  probabilitatea detectării unor fisuri este redusă. Intervalele între două inspecții succesive (în general între 3 – 6 ani) pot fi stabilite pe criterii independente de oboseală. Totuși, se va acorda o atenție deosebită detaliilor critice.
- ✓  $D \geq 0,8$  apariția unor fisuri este probabilă și posibilă. Inspecția in situ a structurii cu analiza detaliilor critice este necesară. *O evaluare bazată pe principiile mecanicii ruperii este recomandabilă.*

Se face precizarea că în literatura tehnică de specialitate există un număr mare de articole care abordează acest subiect – analiza siguranței în exploatare a podurilor metalice bazată pe criterii propuse de mecanica ruperii – ce dezvoltă problematica legată de structura

analizată, dar cu toate acestea doar foarte puține dintre ele oferă un cadru general, aplicabil și la alte structuri.

În acest context, autorul își propune o analiză detaliată a podurilor metalice cu durată mare de exploatare – structuri nituite – la care sunt prezente defecte rezultate din oboseala materialului care acționează în detrimentul siguranței în serviciu și care modifică în mod esențial comportarea la oboseală a acestora.

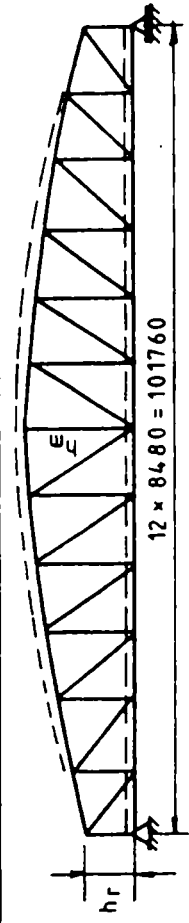
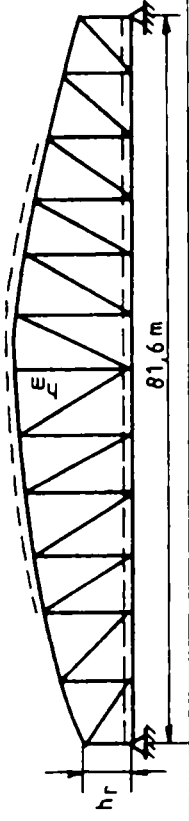
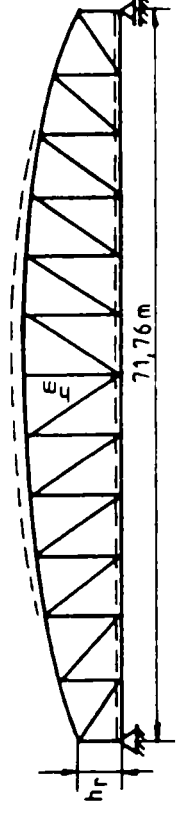
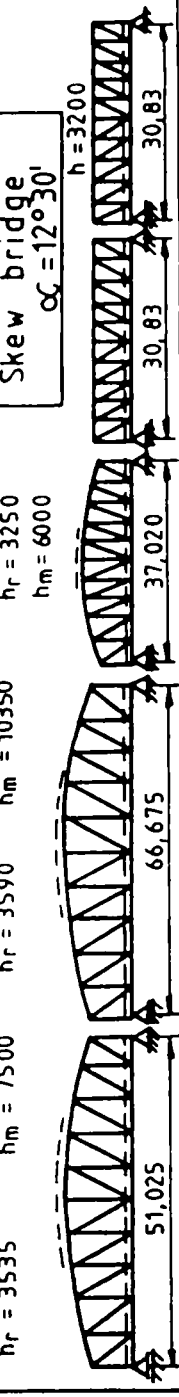
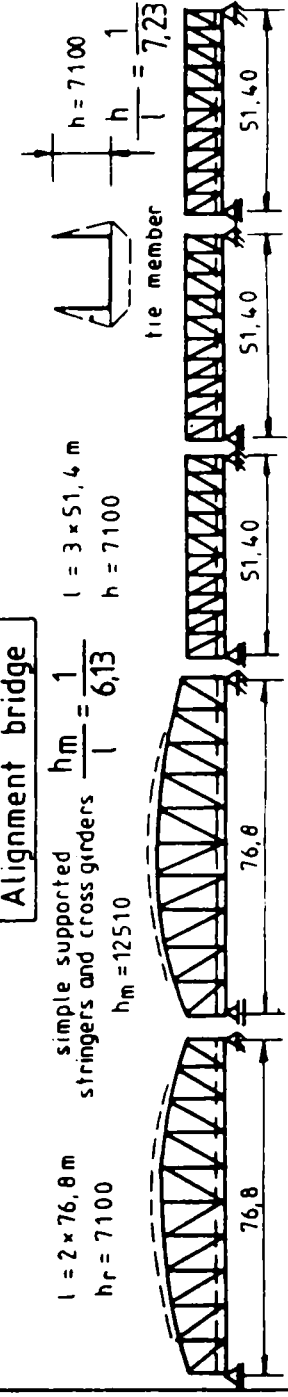
Acest studiu oferă o bază valoroasă de informații administratorilor rețelelor de căi ferate și de drumuri pentru întocmirea unor strategii pe termen lung și mediu, bazate pe starea tehnică actuală a podurilor, care să se refere la necesitatea reabilitării, consolidării sau înlocuirii acestor structuri cu durată mare de serviciu de pe rețelele menționate.

O atenție deosebită se va acorda elementelor structurale la care valoarea vătămării cumulate este  $D \geq 0,8$ . Pentru a avea informații cât mai exacte despre nivelul de siguranță al structurilor aflate în exploatare este necesară elaborarea unei metodologii unice care să poată fi aplicată în mod facil.

Practic, prezenta tema de cercetare continuă alte studii întreprinse în trecut în cadrul Regionalei CF Timișoara [1.19], cunoscută ca fiind regionala cu cea mai densă și lungă rețea de căi ferate din țară, respectiv în cadrul Universității „Politehnica” din Timișoara [1.20]. Aceasta administrează un important număr de poduri metalice cu durată mare de exploatare 90 - 100 de ani și care sunt încă în serviciu. O problemă generală a acestor poduri este aceea că cele mai multe au trecut succesiv de la administrația căilor ferate austro - ungare (MAV) la C.F.R., apoi unele din nou la MAV în timpul ultimului război mondial și apoi din nou la C.F.R., astfel încât documentațiile tehnice ale acestor poduri sunt sumare, incomplete sau lipsesc. Cele mai multe dintre aceste structuri se găsesc pe două linii magistrale, și anume magistralele 900, respectiv 200.

În anul 1986 s-a considerat necesară demararea unui program complex pentru analizarea comportării lor în exploatare care să furnizeze informații asupra stării tehnice reale a acestor poduri, care fie au atins fie se apropie de atingerea duratei normale de exploatare. Programul experimental s-a extins până în anul 1992, fiind susținut în comun de către Institutul de Cercetări și Proiectări Tehnologice în Transporturi (INCERTRANS București, Universitatea “Politehnica” din Timișoara, prin disciplina de Poduri Metalice și Regionala CF Timișoara, fiind finanțat de acesta din urmă [1.19]. Acest program a cuprins un număr de 20 de poduri metalice vechi, situate pe principalele linii de cale ferată din sud-vestul României, unele cu mai multe deschideri diferite între ele, cele mai semnificative fiind prezentate în tabelul 1.4, unde se arată și principalele lor caracteristici constructive.

Întrucât podurile analizate în cadrul programului experimental menționat anterior cuprind o mare varietate de structuri, autorul se oprește cu predilecție asupra tablierelor de tipul grinzi metalice cu zăbrele cu calea jos, acestea fiind cele mai reprezentative pentru podurile cu deschidere mai mare de 25-30 de metri. Ele se întâlnesc de obicei peste albiile minore, mai ales atunci când se impune o înălțime de construcție redusă, și prezintă următoarele particularități de alcătuire: două grinzi principale cu zăbrele, sistemul de grinzi al căii și un sistem de contravântuiri și legături orizontale și verticale. Pentru exemplificare, în figurile 1.10 – 1.13 se prezintă câteva dispoziții generale ale unor astfel de poduri de tipul GZCJ.

Table 1		General view	
Span	Year of construction	Place	
L = 101,760m	1912 (Reșița)	Mehadia	 <p>Alignment bridge  <math>h_r = 71,00</math>  <math>h_m = 15000</math>                      (interrupted stringers)  <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{6,78}</math></p>
L = 81,6 m	1911 (Reșița)	Valea Cernei	 <p>Alignment bridge  <math>h_r = 5000</math>  <math>h_m = 12000</math>                      (interrupted bridge)  <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{6,8}</math></p>
L = 71,76 m	Reșița	Balta Sărată	 <p>Alignment bridge  <math>h_r = 4300</math>  <math>h_m = 9000</math>  <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{7,9}</math></p>
L = 51,025x x66,675x x37,020x x2x30,830	1912	Șag	 <p>Skew bridge  <math>\alpha = 12^\circ 30'</math>  <math>h_r = 3250</math>  <math>h_m = 6000</math>  <math>h = 3200</math></p>
= 2x76,8 + + 3x51,4	1912 (Győr)	Arad	 <p>Alignment bridge                      simple supported stringers and cross girders  <math>h_m = 12510</math>  <math>l = 2 \times 76,8</math>  <math>h_r = 7100</math>  <math>l = 3 \times 51,4</math>  <math>h = 7100</math>  <math>\frac{h_m}{l} = \frac{1}{6,13}</math>  <math>h = 7100</math>                      tie member  <math>h = 7100</math>  <math>\frac{h}{l} = \frac{1}{7,23}</math></p>

Tabelul 1. 4 Dispozițiile generale ale podurilor expertizate și verificate

0	1	2	3
$L = 56,2 + 2 \times 31,0 + 4 \times 32,7$ $L_{tot} = 249$ m	56,2 m 1927 (Resita) 2 x 31,0 + + 4 x 32,7 1907	Brănișca	<p>Alignment bridge</p>
$L = 48,6$ m	1933 (Resita)	Slatina - Timiș	<p>Skew bridge <math>\alpha = 60^\circ</math> B = 3600</p>
$L = 30,6 + 10,9$ m	1931 (Resita)	Armeniș	<p>Bridge in curve R = 300 m <math>\frac{h}{l} = \frac{1}{7,9}</math></p>
$L = 30,5$ m	1941	Beregsău	<p>Alignment bridge open bridge</p>
$L = 31,0$ m	1910 (Resita)	Domașnea Cornea	<p>Alignment bridge open bridge Main girders - simple wall</p>

Tabelul 1. 4 Continuare

★ Possible year of construction 1912

0	1	2	3
L = 25,8 m	*	Birda - Gătaia Km 15 + 860	<div style="text-align: center;"> <p>Alignment bridge <math>\frac{h}{L} = \frac{1}{7,26}</math> L = 25,8 m</p> </div>
L = 30,9 m	*	Birda Gătaia Km 16 + 454	<div style="text-align: center;"> <p>Alignment bridge <math>\frac{h}{L} = \frac{1}{9,7}</math> L = 30,9 m</p> </div>
L = 2x24,48m	*	Birda - Gătaia Km 15 + 183	<div style="text-align: center;"> <p>Alignment bridge <math>\frac{h}{L} = \frac{1}{9,27}</math> L = 24,48 m</p> </div>
L = 3 x 31,5m	1965	Jabăr	<div style="text-align: center;"> <p>Alignment bridge <math>\frac{h}{L} = \frac{1}{7}</math> L = 31,5 m</p> </div>

Tabelul 1. 4 Continuare



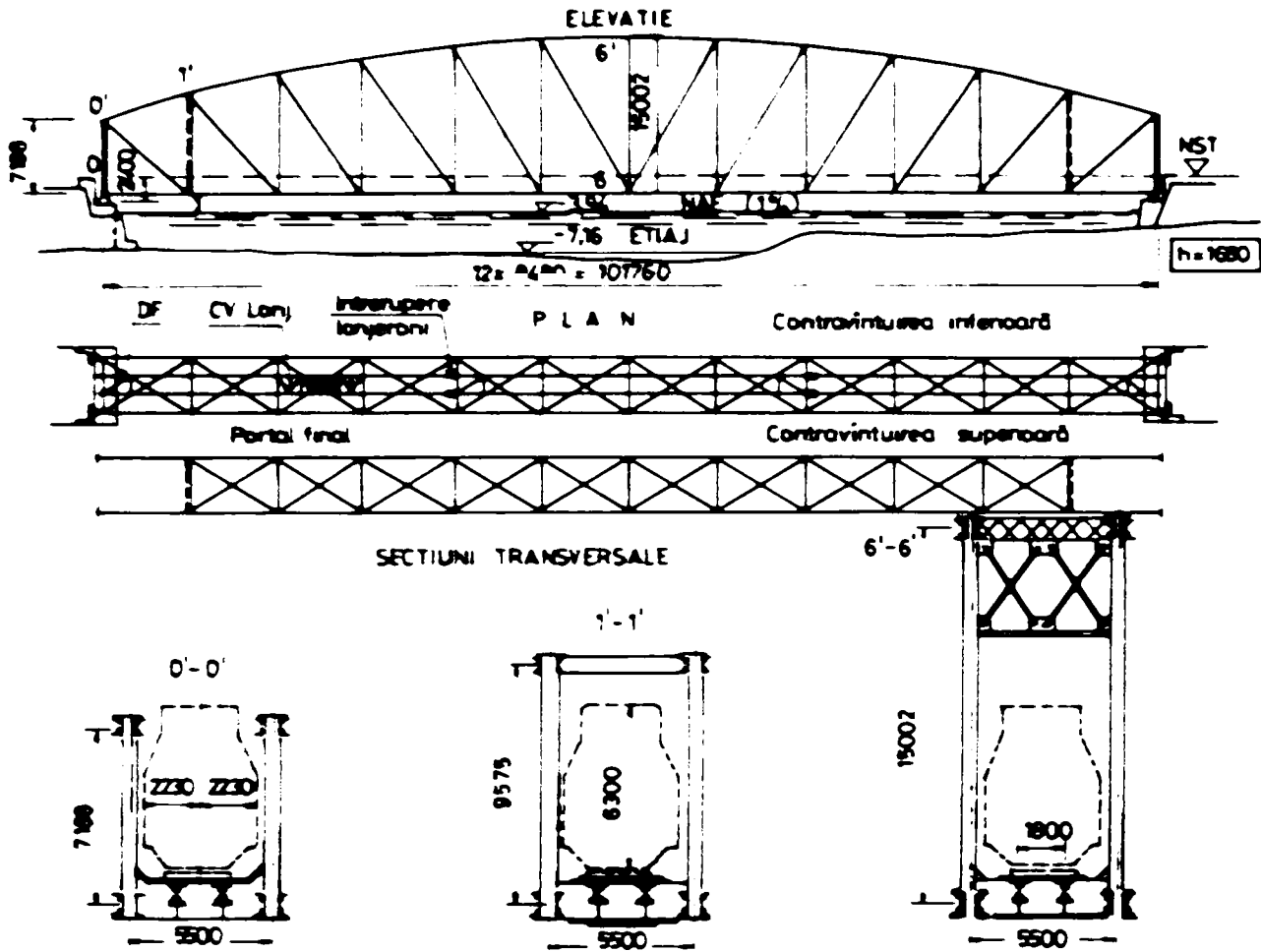


Figura 1. 10 Dispoziție generală – Pod Mehadia

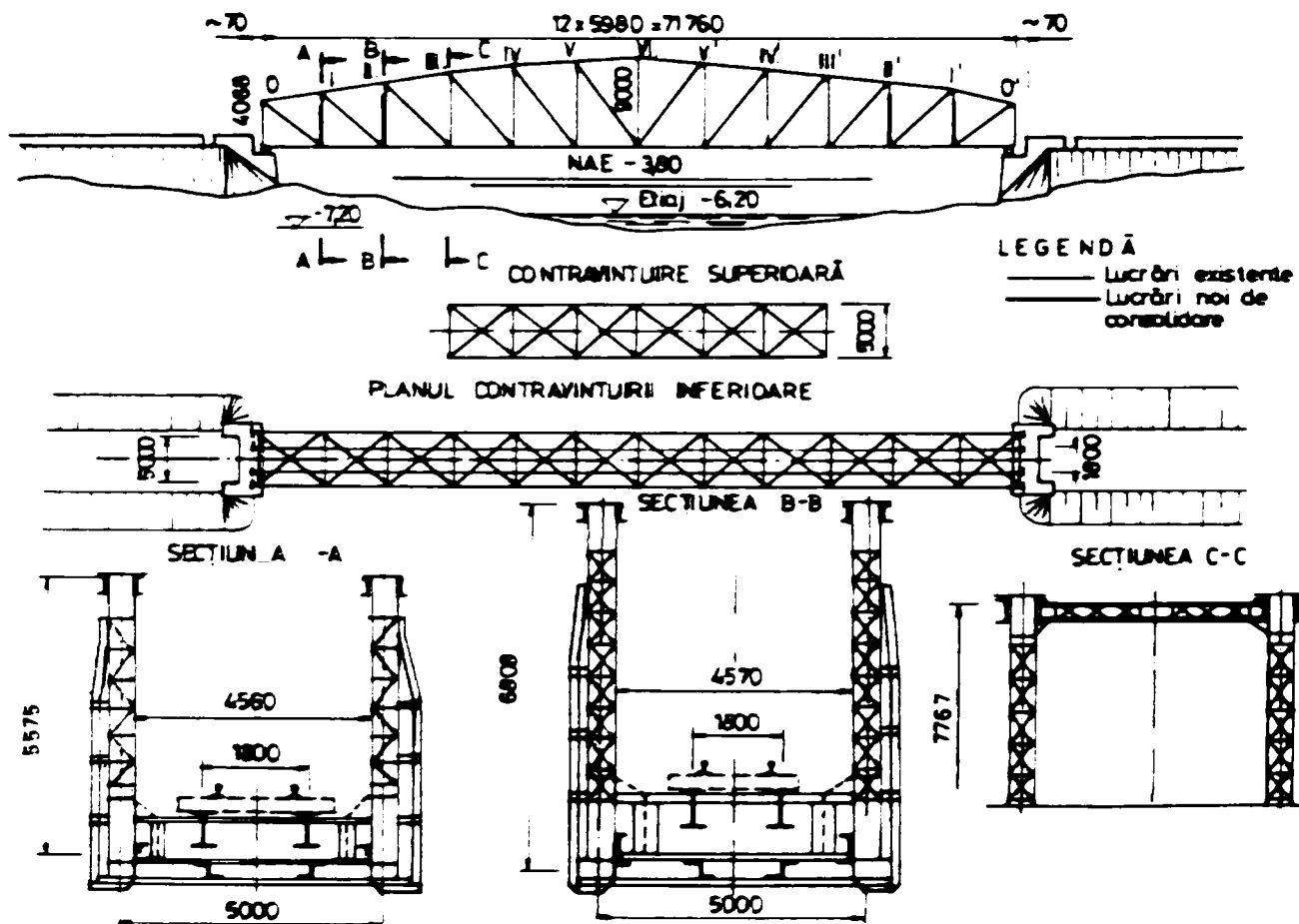


Figura 1. 11 Dispoziție generală – Pod Balta Sărată

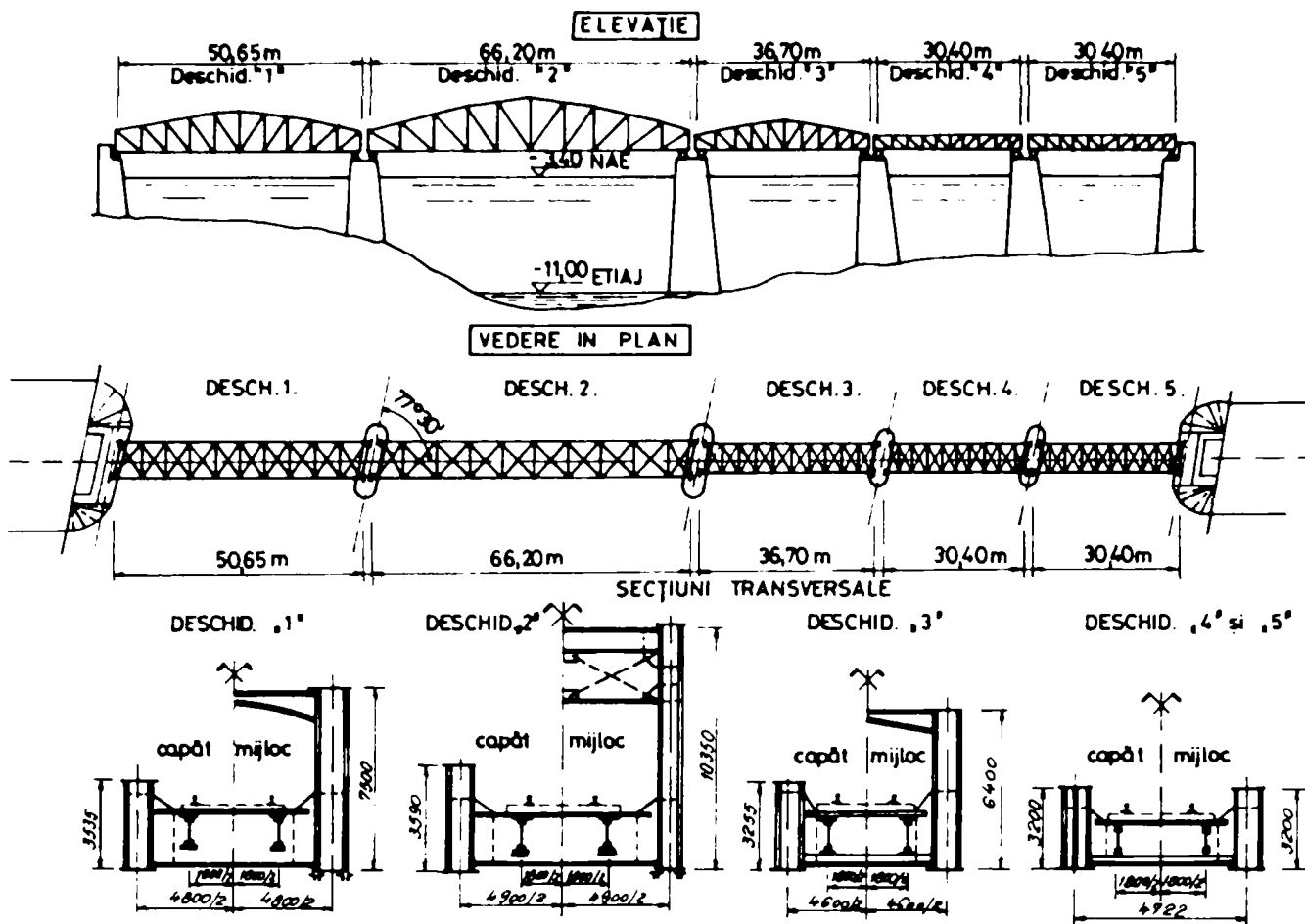


Figura 1. 12 Dispoziție generală – Pod Șag Timișeni

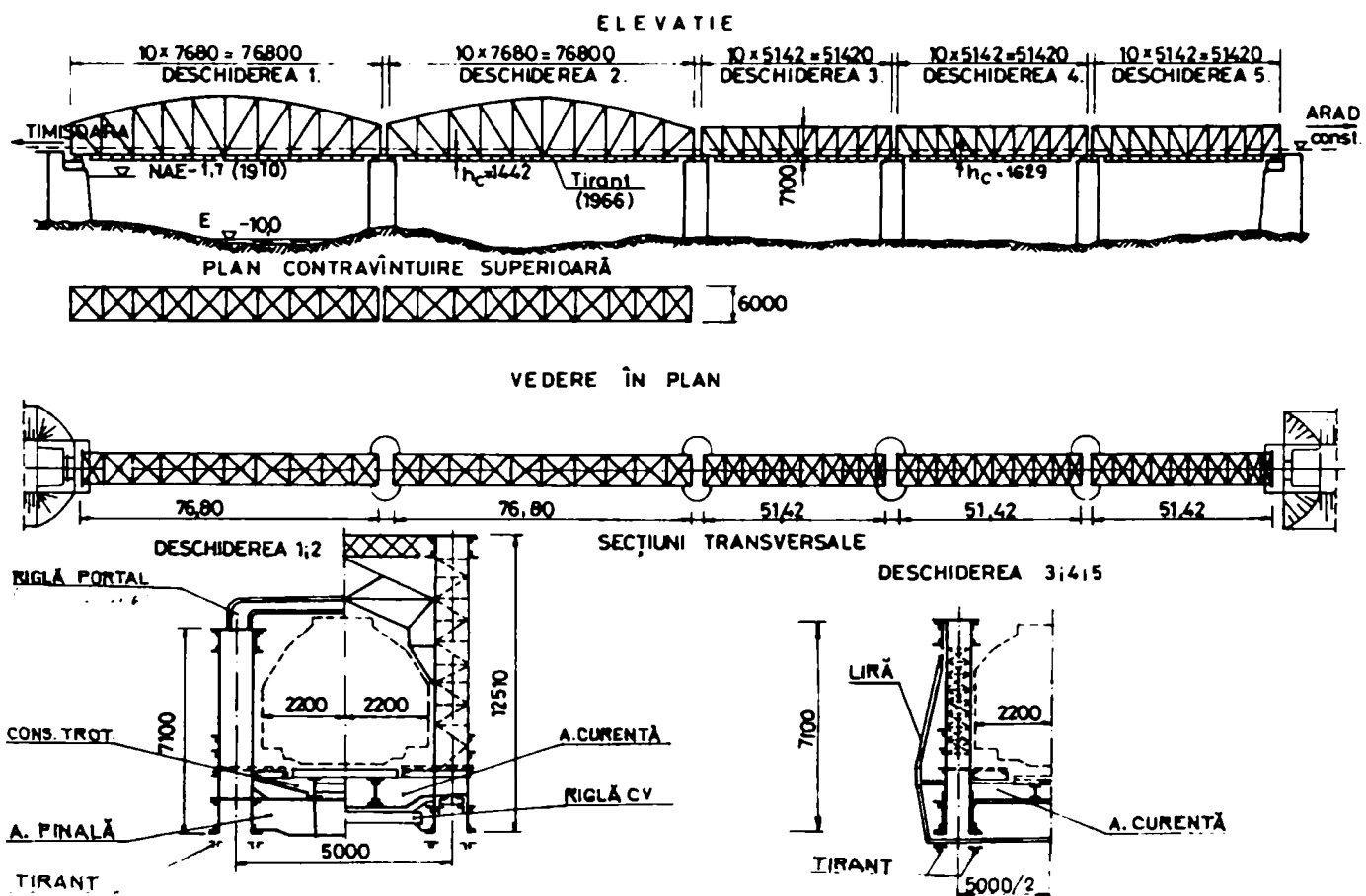


Figura 1. 13 Dispoziție generală – Pod Arad

## Concluzii

---

La modul general, metodologia bazată pe mecanica ruperii, este alcătuită din următoarele faze principale:

- ✦ În primă fază este necesară identificarea detaliilor critice ce se face pe baza studierii documentației existente (desene de execuție, reparații executate, consolidări, etc.) urmate de o inspecție detaliată a structurii. Evaluarea comportării structurii în exploatare (săgeți, vibrații, coroziune, fisuri, etc.) este de asemenea importantă. O atenție deosebită se va acorda tensiunilor parazite care nu au fost luate în considerare în cazul proiectării structurii (încărcări excentrice, eforturi de torsiune, etc.). Scopul acestei analize constă în identificarea detaliilor cu concentratori de eforturi.
- ✦ A doua fază constă în evaluarea prin metode tradiționale (cumularea liniară a vătămarilor PLM, curbe Wöhler) a siguranței în exploatare a structurii, ce implică stabilirea istoricului de solicitare. În cazul în care vătămarea cumulată are o valoare mai mare de 0,8 se trece la următoarea etapă.
- ✦ Identificarea elementelor structurale vitale, pentru o abordare bazată pe principiile mecanicii ruperii.
- ✦ Verificarea admisibilității defectelor decelate în structură pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii (DER), care este o analiză în regim cvasistatic (bazată pe efortul unitar maxim prezent în elementul structural analizat).
- ✦ Determinarea valorii critice a fisurii pentru fiecare din elementele structurale analizate pe baza criteriilor mecanicii ruperii.
- ✦ Stabilirea duratei de viață rămase prin simularea creșterii fisurii de la valoarea inițială considerată (decelată în structură) până la valoarea finală acceptată (valoarea critică), pe baza principiilor mecanicii ruperii.
- ✦ Stabilirea măsurilor ce se impun în urma analizei făcute și anume: restricții de viteză și/sau tonaj, consolidarea unor elemente, necesitatea înlocuirii structurii. Totodată în cadrul acestei ultime etape se stabilesc și intervalele de inspecție respectiv nivelul de siguranță al structurii.

Trebuie menționat faptul că, în multe cazuri practice se recomandă extinderea aprecierii capacității portante stabilită pe baza metodei clasice cu metoda complementară bazată pe teoria mecanicii ruperii.

Având în vedere istoricul dezvoltării căilor de comunicații din sud-estul Europei, starea tehnică a podurilor metalice de cale ferată și de șosea este asemănătoare, astfel încât *concluziile pot fi generalizate pentru întreaga regiune* [1.17].

## Obiectivele tezei

---

Obiectivele țintă ale prezentei teze sunt sistematizate în cadrul următoarelor puncte și anume:

- ⊕ *Calculul siguranței în exploatare* prin: cercetarea comportării materialului structural, prelevat dintr-o structură cu durată mare de exploatare și din zonele cele mai solicitate.

- ⊕ **Abordarea domeniului elasto-plastic al mecanicii ruperii**, specific pentru structurile de poduri, prin determinarea exactă a parametrilor mecanicii ruperii și anume a valorii integralei J, a deschiderii la vârful fisurii  $\delta$ , a vitezei de propagare a fisurii respectiv a constantelor de material C și m.
- ⊕ **Introducerea mecanicii ruperii ca metodă complementară** pentru stabilirea siguranței structurii prin determinarea acceptabilității unui defect decelat în structură pe baza diagramelor de evaluare a ruperii, determinarea valorii critice a fisurii în cazul elementelor structurale analizate și stabilirea numărului de cicluri necesar pentru ca o fisură cu o anumită lungime inițială să se propage până la valoarea critică finală.
- ⊕ **Stabilirea intervalului de timp dintre două inspecții periodice ale structurii**, în cazul vătămării cumulate  $S > 0,8$ .
- ⊕ Extinderea concluziilor obținute în cadrul tezei și la alte structuri (poduri) executate în aceeași perioadă, actualmente încă în exploatare pe rețeaua de căi ferate din țara noastră și din țările vecine. Se menționează faptul că multe dintre aceste structuri au fost executate la Uzinele din Reșița.
- ⊕ Elaborarea unor propuneri de îmbunătățire a metodologiei existente prin reformularea conceptului clasic și întocmirea unei metodologii clare și facile de stabilire a gradului de siguranță al structurilor de poduri cu durată mare de exploatare bazate pe metode moderne de investigare.



## Bibliografie – Capitolul 1

- [1.1]. Herzog, A.M., „*Schadensfälle im Stahlbau und ihre Ursachen*”, Germania, Werner Verlag, 1998.
- [1.2]. Anderson, T., L., „*Fracture Mechanics-Fundamentals and Application*”, CRC Press inc., Florida, 1991
- [1.3]. Duga, J.J., et.al., „*The Economic Effects of Fracture in the United States*”, NBS Special Publication, USDC Washington, 1983.
- [1.4]. \* \* \*, „*Drumurile României – referat A.N.D.*”, Congresul de Drumuri și Poduri din România, ediția a X-a, Iași 1998.
- [1.5]. Băncilă, R., Cristescu, C., „*Rehabilitation of Steel Bridges in Romania*” II. World Conference, San Sebastian, 1998.
- [1.6]. \* \* \*, DS 804 „*Vorschrift für Eisenbahnbrücken und sonstige Ingenieurbauwerke*”, 1983.

- [1.7]. \* \* \*, DS 805, „*Bestehende Eisenbahnbrücken. Bewertung der Tragsicherheit und konstruktive Hinweise*”, Hauptverwaltung der deutschen Bundesbahn, 1991.
- [1.8]. \* \* \*, DS 805, „*Tragsicherheitsnachweis bestehender Eisenbahnbrücken*”, Hauptverwaltung der deutschen Bundesbahn, 1999.
- [1.9]. \* \* \*, DIN 1076-99, „*Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen, Überwachung und Prüfung*”, 1999.
- [1.10]. \* \* \*, SR 1911-98, „*Poduri metalice de cale ferată. Prescripții de proiectare*”, Institutul Român de Standardizare, Bucuresti, 1998.
- [1.11]. Sedlacek, G., „*Ermüdung – Vorlesung*”, Technische Hochschule Aachen, 2001.
- [1.12]. Sedlacek, G., „*Grundlagen der Bruchmechanik – Vorlesung*”, Technische Hochschule Aachen, 2001.
- [1.13]. Dumitru, I., Marșavina, L., „*Introducere în mecanica ruperii*”, Ed. Mirton, Timișoara, 2001.
- [1.14]. \* \* \* Code UIC 778-2R; „*Recommandations pour la détermination de la capacité portante des structures métalliques existantes*”, Union Internationale des Chemins de fer, Paris, 1986.
- [1.15]. Hirt, M.A., Kunz, P.M., „*Ermüdungsicherheit bestehender Brücken aus Stahl*”, Stahlbau Nr. 11, 1996.
- [1.16]. Petzek, E., Băncilă, R., „*The Rehabilitation of Steel Bridges in Romania*”, Conferința jubiliară - Aniversarea a 60 de ani de existență a Universității de Arhitectură, Inginerie civilă și Geodezie din Sofia, noiembrie 2002.
- [1.17]. Băncilă, R., Petzek, E., „*Experiența acumulată în managementul stabilirii siguranței în exploatare a podurilor metalice existente în estul Europei*”, IIW Conferance, București, 2003.
- [1.18]. D. Mateescu, R. Băncilă & colectiv, E. Petzek, „*Expertizarea și analiza siguranței în exploatare a unor poduri de cale ferată și șosea din vestul țării*”, buletin festiv, Timișoara, 2001.
- [1.19]. \* \* \*, „*Încercări de laborator și ‘in situ’ ale podurilor metalice CF din cadrul Regionalei CF Timișoara, cu vechime mare în exploatare*, contract de cercetare nr.6077/97.46./1986, INCERTRANS Bucuresti și IPTV Timișoara.
- [1.20]. Bolduș, D., „*Contribuții la determinarea capacității portante a podurilor metalice existente în vederea menținerii lor în exploatare*, Teză de doctorat, Universitatea “Politehnica” Timisoara , 2001.
- [1.21]. Petzek, E., Băncilă, R., „*The Rehabilitation of Steel Bridges in Romania*”, Conferința jubiliară - Aniversarea a 60 de ani de existență a Universității de Arhitectură, Inginerie civilă și Geodezie din Sofia, noiembrie 2002.
- [1.22]. \* \* \*, „*Normă tehnică feroviară. Poduri de cale ferată. Mentenanța podurilor metalice de cale ferată*”, Anteproiect, București, 2000.

」 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』

## CAPITOLUL 2. VERIFICAREA LA OBOSEALĂ A PODURILOR METALICE.

### 2.1 Domenii de apariție a fenomenului; Istoric; Generalități privind ruperea prin oboseală

Elementele construcțiilor metalice supuse la solicitări repetate, pe durata de exploatare, se pot rupe la valori ale tensiunilor mai mici decât rezistența la rupere corespunzătoare solicitărilor statice.

Domeniile de apariție a fenomenului se referă la:

↓ poduri de cale ferată și de șosea,	↓ avioane,
↓ macarale,	↓ vapoare,
↓ construcții off-shore,	↓ incinte de reactoare,
↓ poduri rulante,	↓ porți de ecluze,
↓ șasiurile mașinilor,	↓ turbine, etc.

La modul general, aceste structuri supuse la încărcări variabile tind să aibă, pe durata de exploatare, un comportament care diferă în anumite privințe comportamentului sub sarcina permanentă. Acest fenomen poartă numele de „*oboseală*” și se traduce esențial printr-o pierdere de rezistență în cursul timpului. Se spune că elementul de structură suportă o pagubă care evoluează agravându-se în timp.

De exemplu încărcările care determină fenomenul de oboseală pentru diferite structuri sunt:

@ poduri:	autovehicule, trenuri (persoane / marfă)
@ construcții off-shore:	valuri
@ macarale:	încărcările utile

Relația fundamentală în cadrul solicitărilor repetabile de oboseală a fost enunțată pentru prima dată în anul 1847 de către inginerul german *Wöhler*. Cunoștințele în domeniul oboselii au evoluat mult [2.1], de la o concepție de calcul deterministă utilizată la începutul secolului al XX-lea în unele norme (cu precădere în domeniul construcțiilor de mașini) și apariția pe la mijlocul secolului a teoriei fiabilității odată cu dezvoltarea aeronauticii și a tehnicilor spațiale, s-a ajuns la ora actuală la un mod de evaluare complex bazat pe cumularea vătămărilor produse de convoaiele reale care circulă pe structură și pe curbe de oboseală specifice detaliului constructiv analizat. Inginerul *Wöhler* care a imaginat o diagramă (1858), ce-i poartă numele a pornit de la rezistența de rupere în regim static ( $\sigma_r$ ), arătând că cu cât crește numărul de solicitări repetate, ruperea se produce la un efort mai mic și tinde asimptotic către valoarea  $\sigma_R$  (rezistența la

oboseală). Începând cu 1860, pe baza rezultatelor încercărilor efectuate, el declară că amplitudinea tensiunii are cea mai mare influență asupra duratei de viață. El propune și factori de siguranță mai mari pentru calculul structurilor supuse obosealii decât în cazul calculului static.

În anul 1924 Palmgreen observă pentru prima dată fenomenul de cumulare al vătămărilor. Miner realizează în anii '40 încercări sistematice de oboseală cu cicluri de amplitudine variabilă. Cei doi, independent unul de celălalt, au pus bazele relației de cumulare liniară a vătămărilor.

Oboseala metalului debutează în general prin dezvoltarea lentă a unor fisuri care se amortizează plecând de la creștături sau defecte preexistente. Începutul acestor fisuri provine în principal, pe scara microstructurii, dintr-o lipsă de omogenitate a materialelor sau, pe scara macrostructurii, din existența imperfecțiunilor, a discontinuităților inerente realizării elementelor de structură (putând să rezulte fie din geometrie, fie din fabricație).

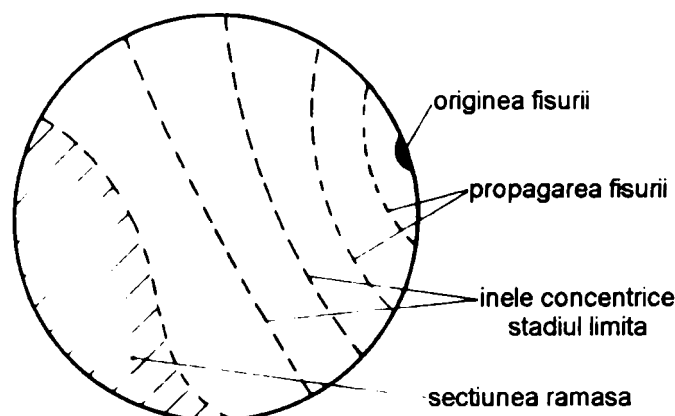
Ruperea prin oboseală diferă substanțial de ruperea la solicitări statice, deoarece se poate produce la tensiuni mai mici decât limita de curgere și fără să dezvolte deformații plastice. Din acest motiv fisurile datorate obosealii se pot cu greu distinge vizual în faza inițială de formare a lor. Majoritatea fisurilor din oboseală care produc ruperea elementului debutează în vecinătatea discontinuităților vizibile, care sunt locul concentrării de tensiuni. Printre aceste discontinuități figurează detaliile care au dus la concepția geometrică (găuri, degajări, modificare de secțiuni, profil de racordare a cordoanelor de sudură) și alte defecte macroscopice (de ex. în cazul pieselor sudate: incluziuni, cratere de reluare a cordoanelor de sudură, șanțuri; sau în cazul pieselor tăiate: striaii datorate flăcării aparatului de sudură, pișcături, desprinderi de metal, gătuiri, etc.).

Pe de altă parte este fals să considerăm că riscurile de fisurare prin oboseală sunt exclusiv rezervate pieselor care prezintă discontinuități macroscopice. O piesă cilindrică rectificată la suprafață, care nu prezintă nici un defect detectabil cu ochiul liber, supusă la solicitări repetabile de amplitudini constante, variind în domeniul elastic, poate să suporte vătămări de la un anumit prag și să se rupă după un anumit număr de cicluri de solicitare [2.2].

O rezolvare cantitativă teoretică a acestui fenomen nu există la ora actuală. În consecință soluția constă în prelucrarea sistematică a unui număr cât mai mare de rezultate experimentale. În acest sens ultimele trei decenii au înregistrat o serie de progrese considerabile.

Descrierea unei rupei caracteristice la oboseală cuprinde [2.3], în general, trei faze:

- inițierea fisurilor;
- propagarea unei fisuri dominante;
- ruperea.



**Figura 2. 1** Suprafață ruptă prin oboseală

Fenomenul de oboseală aferent poate apare în următoarele domenii ale durabilităților:

- ✓ **HCF – high cycle fatigue** – considerată că apare pentru un număr de cicluri de solicitare mai mare de  $10^5$ , iar eforturile repetate care produc ruperea sunt sub limita de curgere și nu apar deformații plastice.
- ✓ **LCF – low cycle fatigue** – denumită și oboseala oligociclică, apare la un număr de cicluri de solicitare redus  $N < 10^4$ , în condițiile unor solicitări variabile cu vârfuri de tensiune de valori mari, care determină acumularea unor deformații locale plastice mari. În acest caz tensiunea nu mai poate defini cu suficientă exactitate starea de solicitare și deci variația solicitării este apreciată prin amplitudinea deformației specifice totale. Acest domeniu LCF este deosebit de important pentru elementele structurilor metalice solicitate ciclic de acțiunile seismice.

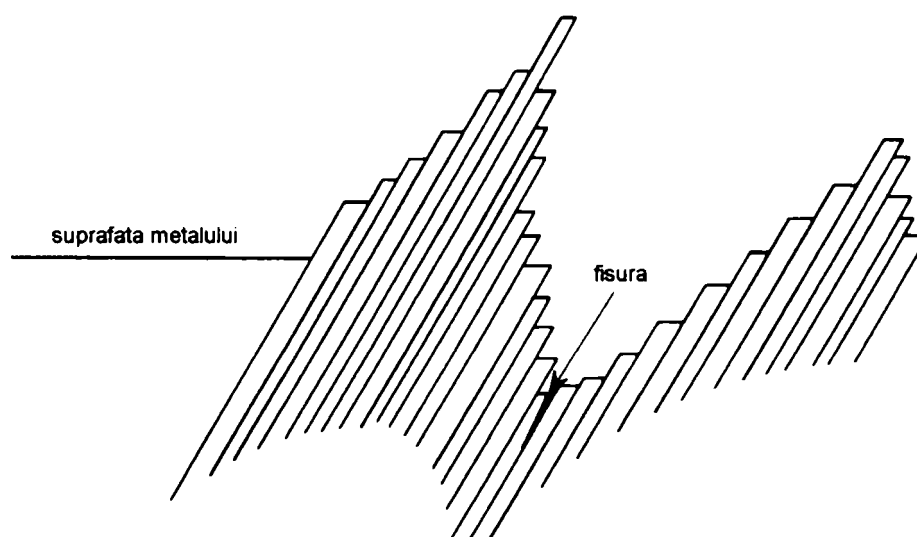
Fenomenul de oboseală oligociclică [2.4] se traduce în principal prin paguba pe care o suferă un element de structură la un număr redus de cicluri. La ora actuală sunt disponibile mai multe tipuri de abordări pentru a efectua verificări la oboseală:

- abordare prin Mecanica ruperii utilizând conceptul de factor de intensitate al tensiunii și legile de propagare a fisurilor;
- abordare în deformații locale bazate pe intervalul de deformație specifică  $\Delta\varepsilon$  în domeniul neliniar;
- abordare după curbele  $S - N$ .

Direcția după care se dezvoltă fisura datorată fenomenului de oboseală este întotdeauna perpendiculară pe linia de acțiune a efortului. Mărimea suprafeței ruptă prin oboseală - secțiunea netedă - este funcție de mărimea tensiunii din secțiune.

La o piesă ruptă prin oboseală se disting: o zonă inițială netedă care mărginește originea fisurii și prezintă inele concentrice în jurul nucleului de rupere și linii radiale ce pornesc de la acesta (aspect care permite în unele cazuri localizarea punctului de amorsare a ruperii); o zonă grăunțoasă ce reprezintă secțiunea ruptă brusc.

Pornind de la un defect inițial fisurile se propagă de-a lungul unor planuri de dislocare în structura cristalină a oțelului. După o fază inițială de amorsare a fisurii se distinge o propagare rapidă pe o direcție perpendiculară față de solicitarea elementului. (Obs. Mărimea grăunților influențează rezistența la oboseală) [2.5].



**Figura 2. 2** Reprezentarea schematică a ruperii metalelor policristaline



## 2.2 Vechiul concept de verificare la oboseală (conform STAS 1911/75) [2.6]

### 2.2.1 Rezistențe admisibile la oboseală

Valorile rezistențelor admisibile la oboseală se dau funcție de următorii factori:

- marca oțelului (OL 37, OL 44, OL 52);
- geometria elementului sau a îmbinării caracterizate prin tipul de crestare; standardul prevede șapte grupe de crestare notate de la A...G;
- natura eforturilor unitare ( $\sigma$  sau  $\tau$ );
- valoarea coeficientului de asimetrie a ciclului exprimată prin raportul:

$$R_{\sigma} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad \text{sau} \quad R_{\tau} = \frac{\tau_{\min}}{\tau_{\max}} \quad (2.1),(2.2)$$

- semnul efortului unitar maxim („+” pentru întindere și „-”, pentru compresiune).

în care:  $\sigma_{\min}$  și  $\tau_{\min}$  eforturile unitare minime;

$\sigma_{\max}$  și  $\tau_{\max}$  eforturile unitare maxime.

Coeficienții  $R_{\sigma}$  și  $R_{\tau}$  se consideră pozitivi în cazul solicitărilor oscilante și negativi în cazul solicitărilor alternante.

#### Observații

- Rezistențele admisibile la oboseală pentru elementele nituite sunt cele corespunzătoare grupei de crestare C.
- Îmbinările cu șuruburi de înaltă rezistență pretensionate (SIR) nu se verifică la oboseală.

### 2.2.2 Verificări la oboseală a elementelor podurilor metalice

Vechiul standardul prevedea faptul că verificările la oboseală trebuie să dovedească siguranța elementelor îmbinărilor și mijloacelor de îmbinare folosite, față de ruperea prin oboseală sub acțiunea eforturilor repetate de un număr mare de ori, care variază între două valori extreme de același sens (eforturi oscilante) sau de sens contrar (eforturi alternante).

Totodată standardul prescria faptul că verificarea la oboseală a elementelor podurilor metalice se efectuează numai pentru gruparea I de acțiuni, pentru toate elementele și mijloacele de îmbinare, cu luarea în considerare a coeficientului dinamic  $\psi$  (fără a ține seama de coeficientul de flambaj  $\phi$ ).

Verificarea la oboseală nu este necesară pentru următoarele elemente ale podurilor metalice:

- ☼ lonjeronii și prinderile lor când eforturile se calculează într-un calcul simplificat;
- ☼ contravântuirile podurilor calculate simplificat;
- ☼ elementele aparatelor de reazem, șuruburi de ancoraj, etc.

Verificarea la oboseală a elementelor, îmbinărilor și a mijloacelor de îmbinare, supuse la solicitări simple se efectuează cu relațiile:

$$\begin{aligned}\sigma_{x \max} &\leq \xi \sigma_{xRa} \\ \sigma_{y \max} &\leq \xi \sigma_{yRa} \\ \tau_{xy \max} &\leq \xi \tau_{Ra}\end{aligned}\tag{2.3),(2.4),(2.5}$$

în care:  $\sigma_{x \max}$  și  $\sigma_{y \max}$  – eforturile unitare normale efective maxime, în valoare absolută pe direcția x respectiv y;

$\tau_{xy \max}$  – efortul unitar tangențial efectiv maxim în valoare efectivă;

$\sigma_{Ra}$  și  $\tau_{Ra}$  – rezistențele admisibile la oboseală;

$\xi$  - coeficient care ține seama de probabilitatea realizării spectrelor de solicitare și care are valorile:

✘  $\xi = 1$  pentru lonjeroni de orice deschidere, antretoaze ale podurilor de cale ferată simplă, elemente ale grinzilor principale ale tuturor podurilor având deschideri L până la 20 m, grinzi principale cu inimă plină de orice deschidere ce susțin direct calea precum și prinderea și înădirea tuturor elementelor menționate;

✘  $\xi = 1 + 0,01 (L - 20)$ , în care L reprezintă deschiderea pentru elementele grinzilor principale ale podurilor cu grinzi cu inimă plină cu calea jos, ale podurilor casetate și ale podurilor cu grinzi cu zăbrele cu  $20 \leq L \leq 40$  m precum și pentru prinderile înădirilor respective;

✘  $\xi = 1,2$  pentru elementele grinzilor principale ale podurilor cu deschiderea  $L > 40$  m, pentru prinderile și înădirile acestora precum și pentru podurile metalice de cale ferată dublă.

### Observație:

Se subliniază faptul că vechiul normativ STAS 1911-75 a fost înlocuit în octombrie 1998 cu SR 1911:1998 „Poduri metalice de cale ferată. Prescripții de proiectare”. Pentru verificarea la oboseală a podurilor noi acest standard a preluat prevederile normelor germane DS 804 „Vorschrift für Eisenbahnbrücken und sonstige Ingenieurbauwerke” – erste Ausgabe 1993. Pentru stabilirea siguranței la oboseală a podurilor existente același standard a adaptat prevederile standardului german DS 805 „Bewertung der Tragfähigkeit bestehender Eisenbahnbrücken”.

## 2.3 Oboseala sub sarcini de exploatare [2.7]

### 2.3.1 Definiții

- (1) **Oboseala:** Apariția unor defecte într-un element de construcție, datorită unor solicitări repetate.
- (2) **Încărcarea de oboseală:** O succesiune de încărcări, definite prin intensitate și frecvența lor relativă.
- (3) **Ciclu de solicitare:** O secvență bine definită a unor încărcări aplicate structurii, care dau naștere la istoricul solicitărilor.

- (4) **Istoricul solicitărilor (spectrul ecarturilor de tensiuni):** histograma care ilustrează frecvența apariției ecarturilor de tensiuni, înregistrate experimental sau calculate, pentru un ciclu de solicitare dat.
- (5) **Istoricul de calcul (spectrul de calcul):** ansamblul tuturor istoricelor (spectrelor) care sunt necesare calculului la oboseală.
- (6) **Ecart de tensiuni:** Diferența algebrică între două valori extreme a unui ciclu de solicitare care face parte dintr-un istoric al solicitărilor ( $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$  sau  $\Delta\tau = \tau_{\max} - \tau_{\min}$ ).
- (7) **Ecart de tensiuni echivalent:** ecart de tensiuni de amplitudine constantă, care conduce la aceeași durată de viață ca și istoricul cu amplitudini variabile, echivalarea făcându-se cu regula Miner a cumulării vătămărilor.

*Notă: Din motive practice se poate considera ecartul de tensiuni echivalent, pentru un număr total de 2 milioane de cicluri de solicitare de amplitudine variabilă.*

- (8) **Vârf de solicitare (concentrator de eforturi):** tensiunea principală maximă în materialul de bază la marginea cordonului de sudură, cu luarea în considerare a concentratorilor geometrici datorită geometriei de ansamblu a elementului, dar fără luarea în considerare a vârfurilor de solicitare produse de tipul cordonului de sudură, respectiv de defectele din cordon sau materialul adiacent.

*Notă: Vârfurile de solicitare se mai numesc și „tensiune hot spot” (contrainte au point chaud)*

- (9) **Metoda Rainflow (picăturii de apă) și metoda rezervorului:** metode de calcul pentru determinarea unei histograme a ecarturilor de tensiuni (spectru de solicitare), pornind de la un istoric al solicitărilor dat.

*Notă: Cele doua metode sunt echivalente.*

- (10) **Rezistența la oboseală:** valoarea maximă a efortului unitar de la care ruperea nu se mai produce în timpul unui număr de cicluri  $n_0$ , luat ca bază convențională.
- (11) **Caz de crestare (categoria detaliului):** clasificarea (caracterizarea) unui detaliu constructiv sudat sau cu șuruburi pentru încadrarea într-o curbă de rezistență la oboseală.
- (12) **Curba Wöhler (curba de rezistență la oboseală S-N):** relația cantitativă între ecartul de tensiuni și numărul de cicluri definind limita la care se produce ruperea prin oboseală; se definește în funcție de cazul de crestare a unui detaliu constructiv.
- (13) **Palierul rezistenței la oboseală:** valoarea limită a ecarturilor de tensiuni sub care acestea nu mai produc vătămări relevante pentru calculul la oboseală, respectiv nu mai este necesară verificarea la oboseală.
- (14) **Durata de viată (de exploatare):** perioada de referință în care structura îndeplinește, cu o probabilitate acceptabilă, condițiile de siguranță impuse fără să apară pericolul ruperii prin oboseală.
- (15) **Regula Miner:** ipoteza cumulării liniare a vătămărilor având la baza regula Palmgreen-Miner.
- (16) **Mentenanță:** ansamblul tuturor acțiunilor tehnice și organizatorice asociate pentru a menține sau a restabili un element sau un sistem de elemente de construcție în starea de a-și îndeplini funcțiile proiectate.
- (17) **Reliabilitate:** probabilitatea ca un element să-și îndeplinească misiunea prescrisă cel puțin un timp dat în condițiile de utilizare specificate.

*Notă: În limba română se mai folosește similar termenul de durabilitate, care are un sens diferit de termenul din rezistența materialelor referitor la uzură.*

- (18) **High Cycle Fatigue (HCF):** oboseala materialului se produce în condițiile unor cicluri de solicitări variabile, la care tensiunea maximă ia valori inferioare caracteristicilor de rezistență statice ale materialului.

*Notă: Acest tip de oboseală apare de la un număr mai mare de  $10^5$  cicluri.*

- (19) **Low Cycle Fatigue (LCF):** oboseala materialului apare datorită unor cicluri de solicitare caracterizate prin vârfuri de tensiune cu valori mari și care determină deformații locale elasto-plastice (ex. solicitarea ciclică a elementelor metalice dată de acțiunile seismice).

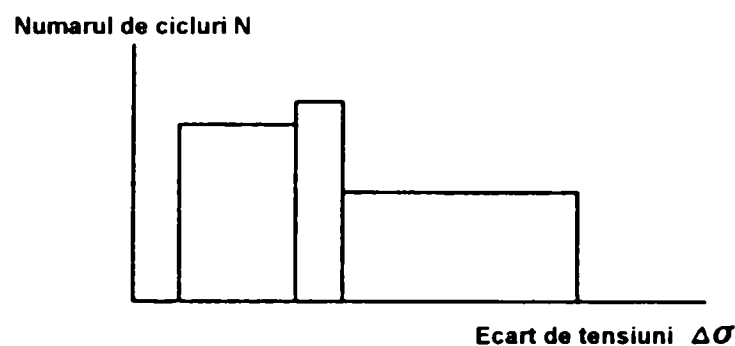


Figura 2.3 Istoricul de calcul (spectrul de calcul)

### 2.3.2 Terminologie

Ruperea la oboseală a materialului se definește ca fiind ruperea la solicitări repetate pentru valori ale eforturilor unitare inferioare rezistențelor de rupere determinate în condițiile solicitării statice ( $\sigma_{\max} < \sigma_r$ , respectiv  $\tau_{\max} < \tau_r$ ). Fenomenul poartă numele de oboseala materialului (Ermüdung, fatigue). Variația eforturilor unitare în timpul unei perioade  $T$  formează un ciclu. Variația reală a eforturilor se înlocuiește pentru simplitate cu un ciclu sinusoidal. Pentru a prezenta terminologia și anume valorile caracteristice ale solicitărilor ciclice, s-a ales un ciclu de amplitudine constantă:

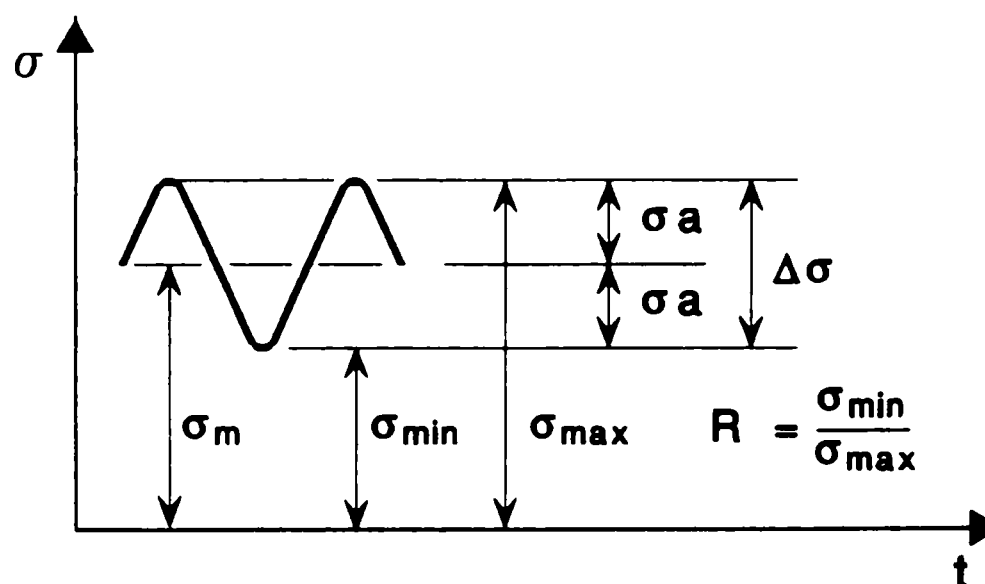


Figura 2.4 Ciclu sinusoidal de amplitudine constantă

- efort unitar maxim  $\sigma_{\max}$ ;
- efort unitar minim  $\sigma_{\min}$ ;
- valoarea medie a efortului unitar  $\sigma_m = \frac{(\sigma_{\max} + \sigma_{\min})}{2}$ ; (2.6)

- amplitudinea ciclului  $\sigma_A = \frac{(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})}{2}$ ; (2.7)

- ecart de tensiune  $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = 2\sigma_A$ ; (2.8)

- coeficientul de asimetrie  $R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$ ; (2.9)

Solicitările pot fi grupate funcție de modul de variație în timp după cum urmează:

- ✓ *aleatoare* – fără nici o regulă de variație;
- ✓ *periodice* – care se repetă identic în intervale de timp regulate și care se subîmpart în:
  - *staționare* – efortul unitar variază între o limită superioară  $\sigma_{\max}$  și una inferioară  $\sigma_{\min}$ , în decursul unei perioade;
  - *nestaționare* - eforturile unitare variază ca amplitudine în răstimpul unei perioade.

În figura 2.5 sunt prezentate diferitele tipuri de cicluri de solicitare.

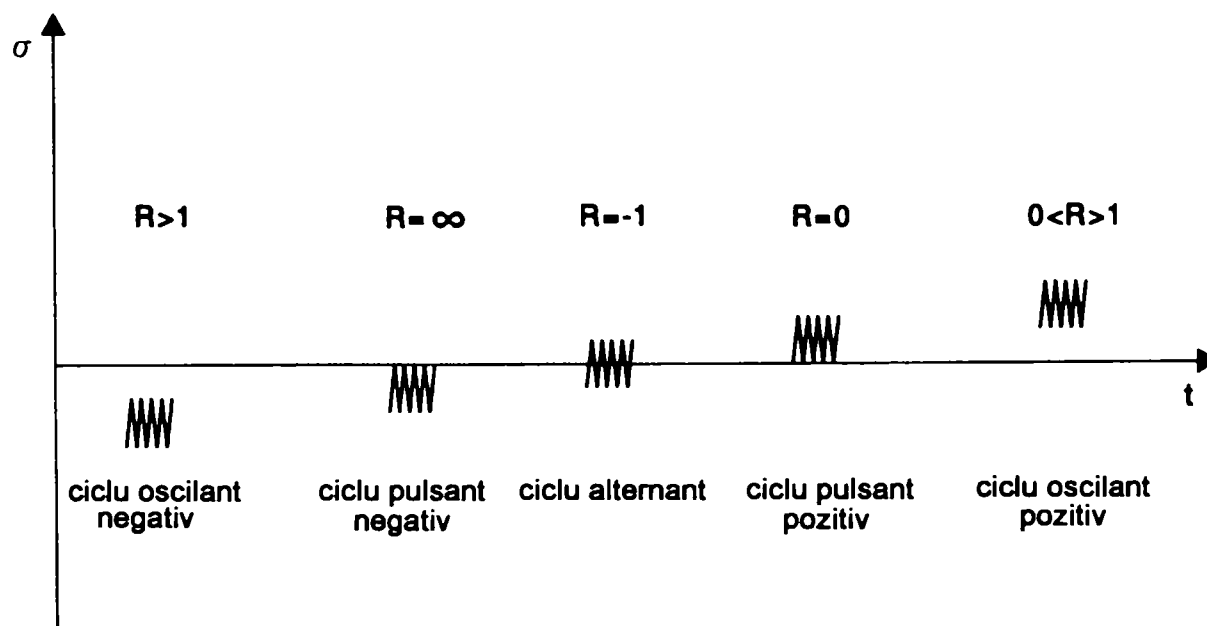


Figura 2.5 Tipuri de solicitări ciclice

Se deosebesc mai multe tipuri de **cicluri** după cum urmează:

- ✓ cicluri oscilante – dacă eforturile unitare au același semn;
- ✓ cicluri alternante - dacă eforturile unitare sunt de semne contrare;
- ✓ cicluri pulsante (caz particular) – dacă valoarea minimă a efortului unitar este nulă.

Totodată, funcție de mărimea coeficientului de asimetrie ( $R$ ), se disting:

- ✓ cicluri simetrice – unde  $|\sigma_{\max}| = |\sigma_{\min}|$ ,  $\sigma_m = 0$ ,  $\sigma_A = \sigma_{\max}$ ,  $R = -1$  ;

- ✓ cicluri asimetrice – unde  $|\sigma_{\max}| > |\sigma_{\min}|$ ,  $R \neq -1$ .

Dacă amplitudinea ciclului ( $\sigma_A$ ) este foarte mică

$$\sigma_{\max} = \sigma_{\min} = \sigma_m, R = 1$$

se consideră că apare sollicitarea statică.

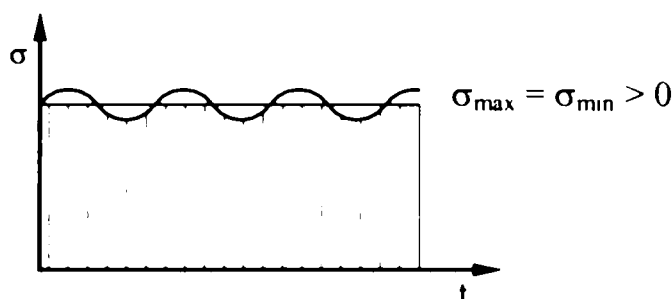


Figura 2.6 Solicitare statică

### 2.3.3 Rezistența la oboseală a oțelului

**Definiție:** Prin *rezistența la oboseală sub sarcini de exploatare* se înțelege oboseala unui element de construcție în condiții apropiate de cele reale, ținând seama de:

- Ⓞ succesiunea neregulată a ciclurilor de solicitare, de mărimi frecvente și succesiuni diferite (spectru de solicitare);
- Ⓞ valori maxime ale eforturilor care apar rar (pot să fie situate mult peste rezistența la oboseală);
- Ⓞ eforturile unitare admisibile se determină în funcție de durata de viață a elementului;
- Ⓞ dispersia rezultatelor (indicarea probabilităților de supraviețuire).

Primele accidente grave cunoscute datorate oboselii oțelului nu s-au produs la poduri ci au fost constatate la materialul rulant feroviar în anul 1843. După un anumit număr de kilometri parcurși se constata ruperea inexplicabilă a osiilor materialului rulant, aceasta fiind supusă la eforturi alternante. Cele dintâi evenimente produse la poduri au fost înregistrate prin preajma și în timpul celui de-al doilea Război Mondial soldate prin prăbușirea unor poduri sudate de șosea din Germania. Problema se punea acut deoarece structurile nu erau încărcate în momentul cedării lor. Din aceeași perioadă se mai cunosc și avariile survenite datorită fenomenului de oboseală la nave de tip Liberty și la tancurile petroliere americane T2, asamblate tot prin sudură [2.3, 2.8].

Toate aceste evenimente care puneau în evidență faptul că oțelul cunoscut ca fiind un material ductil, în condiții normale, devenea în anumite condiții fragil, au condus la inițierea unor cercetări care vizau problemele legate de oboseală. Wöhler, inginer la căile ferate germane, a efectuat în anul 1858 o serie de încercări, pe mai multe epruvete confecționate din același material, identice ca formă și dimensiuni. Acestea au fost supuse la cicluri alternante, pentru diferite valori ale efortului  $\sigma_{\max}$ . Rezultatele au fost reprezentate grafic, fiecărui efort unitar  $\sigma_i$  corespunzându-i un număr de cicluri  $N_i$ . Curba Wöhler a fost obținută unind punctele  $(\sigma_i, N_i)$ , după cum se vede în figura 2.6 [2.9].

Punctele obținute experimental au o anumită plajă de împrăștiere (dispersie). Rezultatele sunt prelucrate statistic și se trasează curbele cu o anumită probabilitate de rupere.

Astfel, se poate spune că se cunosc următoarele rezistențe și anume:

- ✓ rezistența de rupere în regim static;

- ✓ rezistența de rupere pentru un număr de cicluri de solicitare  $n$ ;
- ✓ rezistența la oboseală.

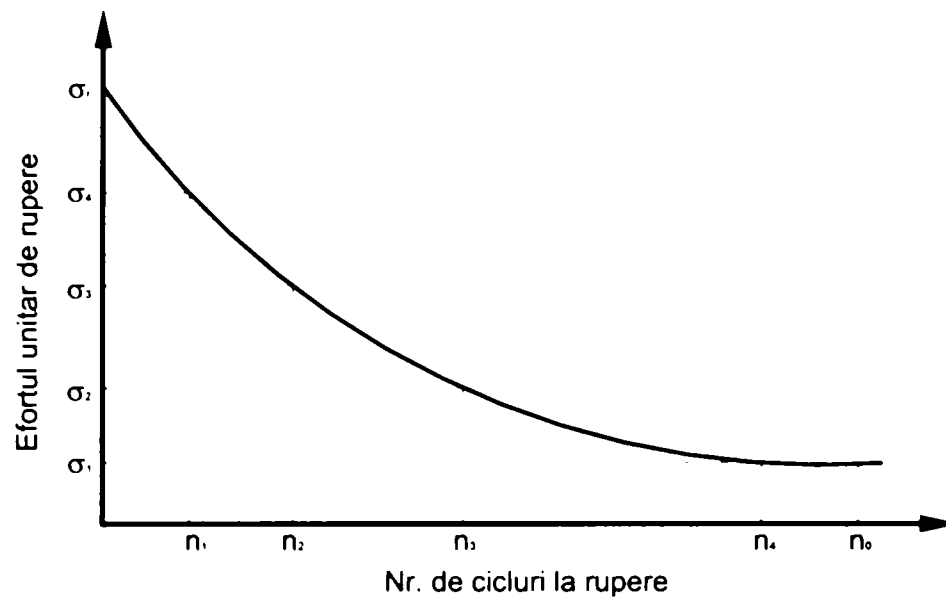


Figura 2. 7 Curba Wöhler

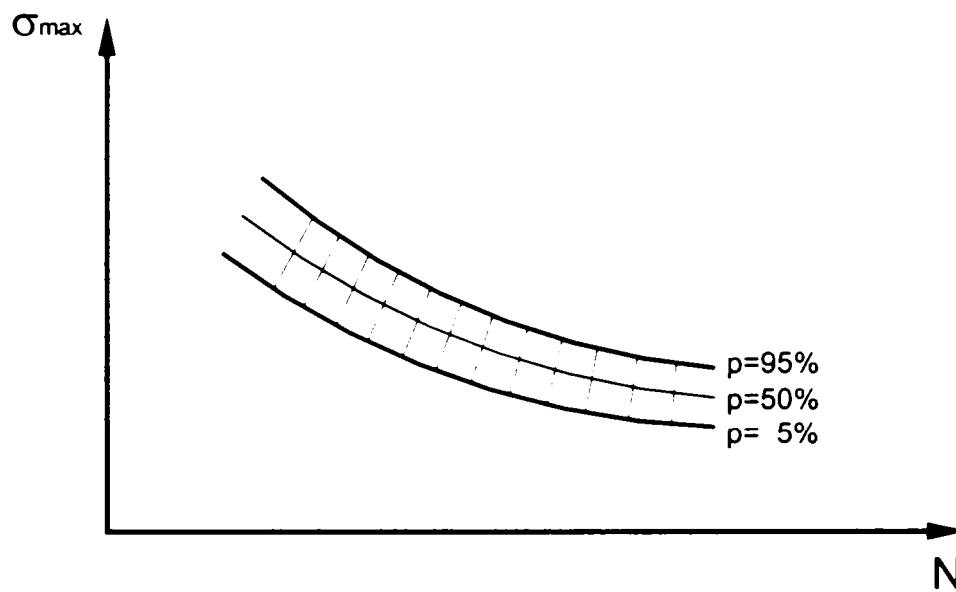


Figura 2. 8 Plaja de dispersie a rezultatelor

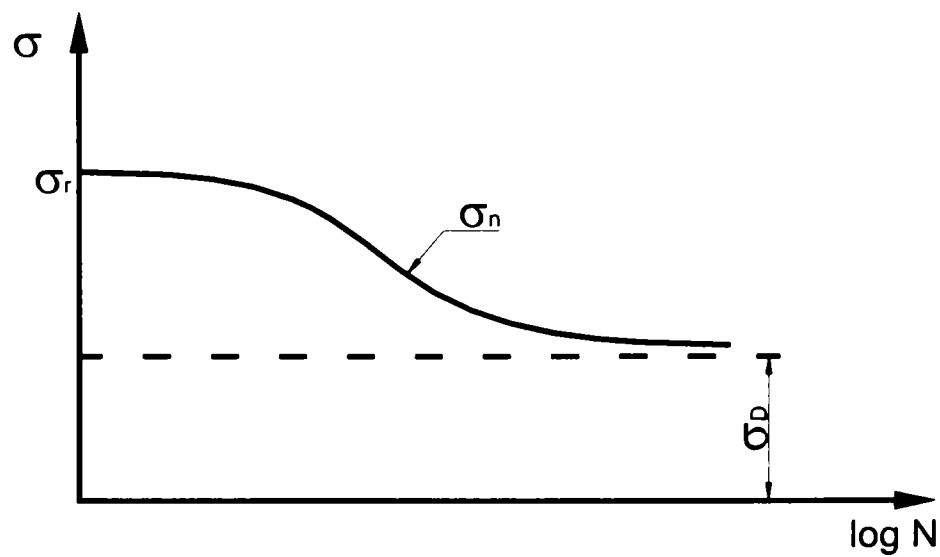


Figura 2. 9 Variația efortului unitar de rupere

S-a constatat că pornind de la rezistența în regim static ( $\sigma_r$ ), cu cât crește numărul de solicitări repetate, ruperea se produce la un efort mai mic și tinde asimptotic către valoarea  $\sigma_R$ . Se definește ca rezistența la oboseală ( $\sigma_R$ ), valoarea maximă a efortului unitar de la care ruperea nu se mai produce în timpul unui număr de cicluri  $n_0$ , luat ca bază convențională. Aceasta este o valoare determinată experimental și folosită pentru verificarea la oboseală a elementelor de construcții metalice.

### Observații:

- ☑ În majoritatea țărilor europene rezistențele la oboseală se determină pentru un număr de  $n_0 = 2 \times 10^6$  cicluri. Într-adevăr, considerând că peste un pod de cale ferată trec zilnic 55 de trenuri – ceea ce corespunde unui trafic mediu anual de  $55 \times 365 \cong 19\,000$ , iar într-o sută de ani de  $1,9 \times 10^6$  trenuri, aceste treceri conduc într-un element curent al podului, la cel puțin tot atâtea cicluri de variație a eforturilor unitare. Este de subliniat faptul că la unele elemente constructive ale podului, cum ar fi spre exemplu lonjeronii, numărul de  $2 \times 10^6$  al repetițiilor se atinge deja după 10 – 20 ani de ani de exploatare.
- ☑ Unele țări cum ar fi SUA, Marea Britanie, consideră pentru  $n_0$  valoarea de  $10^7$ . Experimentele au arătat că epruvetele metalice care au rezistat la  $10^7$  cicluri, nu se mai rup oricât ar dura încercările. Rezistența la oboseală astfel determinată este considerată și rezistența admisibilă la oboseală.
- ☑ Pentru îmbinările construcțiilor metalice, rezistența la oboseală este atinsă la  $2 \times 10^6$  cicluri.

Determinarea rezistențelor la oboseală prin intermediul diagramei Wöhler este laborioasă; încercările trebuie repetate pentru fiecare coeficient de asimetrie ( $R$ ) a ciclului, pentru fiecare tip de îmbinare și geometrie a elementului. Pentru trasarea unei curbe Wöhler fiind necesare minimum 9-11 epruvete. În consecință s-au imaginat procedee simplificate aproximative, bazate pe unele date determinate experimental.

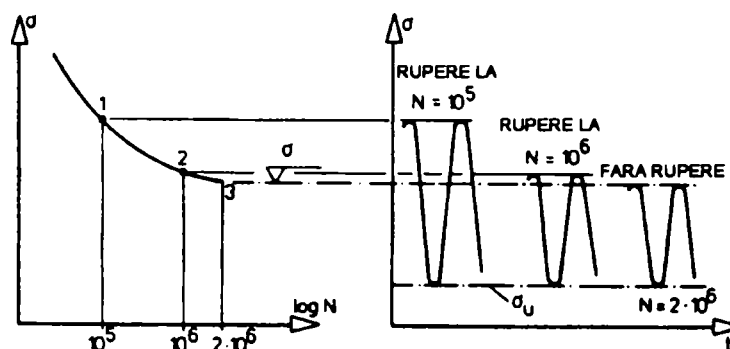


Figura 2.10 Trasarea curbei Wöhler

Astfel prescripțiile românești STAS 1911-75, au luat ca bază diagrama sintetică Moore-Kommers-Jasper.



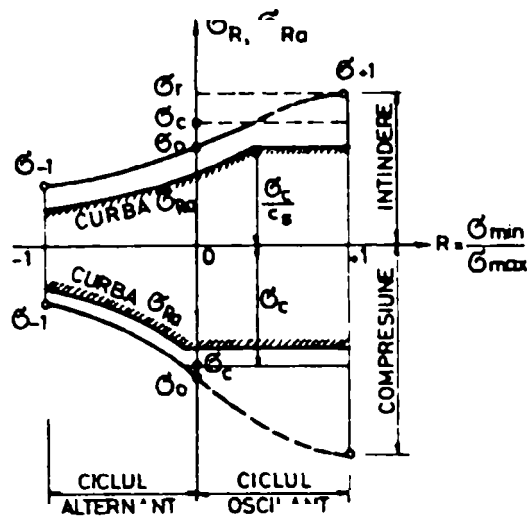


Figura 2.11 Diagrama Moore-Kommers-Jasper

Luând ca bază valorile determinate experimental pentru o piesă, încărcată la  $2 \times 10^6$  cicluri, în funcție de coeficientul de asimetrie ( $R$ ), în intervalul  $\sigma_{-1}$  ( $R=-1$ ),  $\sigma_0$  ( $R=0$ ) și  $\sigma_{+1}$  ( $R=+1$ ), cât și alte valori obținute prin încercări, se trasează două curbe, separat pentru eforturile unitare de întindere și pentru cele de compresiune. Curbele se limitează la nivelul limitei de curgere a materialului. Rezistențele admisibile la oboseală  $\sigma_{Ra}$  se obțin prin împărțirea rezistenței de rupere la oboseală  $\sigma_R$  cu un coeficient de siguranță la oboseală  $c_s = 1,15 \dots 1,50$ , rezultând curbele interioare din figura 2.11.

$$\sigma_{Ra} = \frac{\sigma_R}{c_s} \quad (2.10)$$

Aplicarea metodei de mai sus la calculul de oboseală al podurilor metalice, este supusă la o serie de critici. Astfel metoda consideră constant ciclul de solicitare  $\sigma_{max} - \sigma_{min}$ . În realitate, podurile sunt supuse în exploatare la cicluri neregulate de încărcări, deci eforturile variază fără o periodicitate clară, fapt care se poate observa în cadrul istoricului de solicitare (spectrul de solicitare), unde eforturile ce iau naștere în exploatare sunt ordonate după mărimea și frecvența lor de apariție reală. Se ajunge astfel la noțiunea de rezistență la oboseală sub sarcini de exploatare.

Numeroase încercări experimentale efectuate în ultimele două decenii, unele pe elemente de dimensiuni cât mai apropiate de cele reale, au condus la concluzia că diferența de tensiuni  $\Delta\sigma$  constituie parametrul hotărâtor în determinarea rezistenței la oboseală (conceptul stress-range cunoscut în literatura anglo-americană). Astfel se prezintă în continuare diagrama de oboseală concepută de Haigh, care permite punerea în evidență a influenței eforturilor reziduale din sudură. Se presupune existența unor tensiuni reziduale de mărime apropiată limitei de curgere:

$$\sigma_{rez} = \sigma_c \quad (2.11)$$

Acțiunea încărcărilor utile conduce în cazul materialelor elasto-plastice din care face parte oțelul, la transmiterea eforturilor asupra altor zone mai puțin solicitate („adaptare”), astfel încât are loc o redistribuție a eforturilor. Suma eforturilor reziduale reduse  $\sigma_{rez}$  și a celor utile va fi egală cu:

$$\begin{aligned} \sigma'_{max} &= \sigma_{max} + \sigma'_{rez} = \sigma_c \\ \sigma'_{min} &= \sigma_{min} + \sigma'_{rez} = \sigma_{max} - 2\sigma_A + \sigma'_{rez} = \sigma_c - 2\sigma_A \end{aligned} \quad (2.12)$$

Cu alte cuvinte, doar amplitudinea eforturilor este determinantă pentru mărimea eforturilor  $\sigma'_{max}$  și  $\sigma'_{min}$ . Se consideră că această diagramă este cea mai potrivită pentru construcții cu

eforturi reziduale mari (de ex. construcțiile sudate). Cu cât mărimea acestor eforturi este mai importantă, cu atât curbele din diagramă A, B, C devin mai „drepte”.

Aceleași încercări au pus în evidență independența rezistenței la oboseală față de calitatea materialului, în special la îmbinările sudate (la cele nituite și cu șuruburi există o dependență față de tensiunea medie).

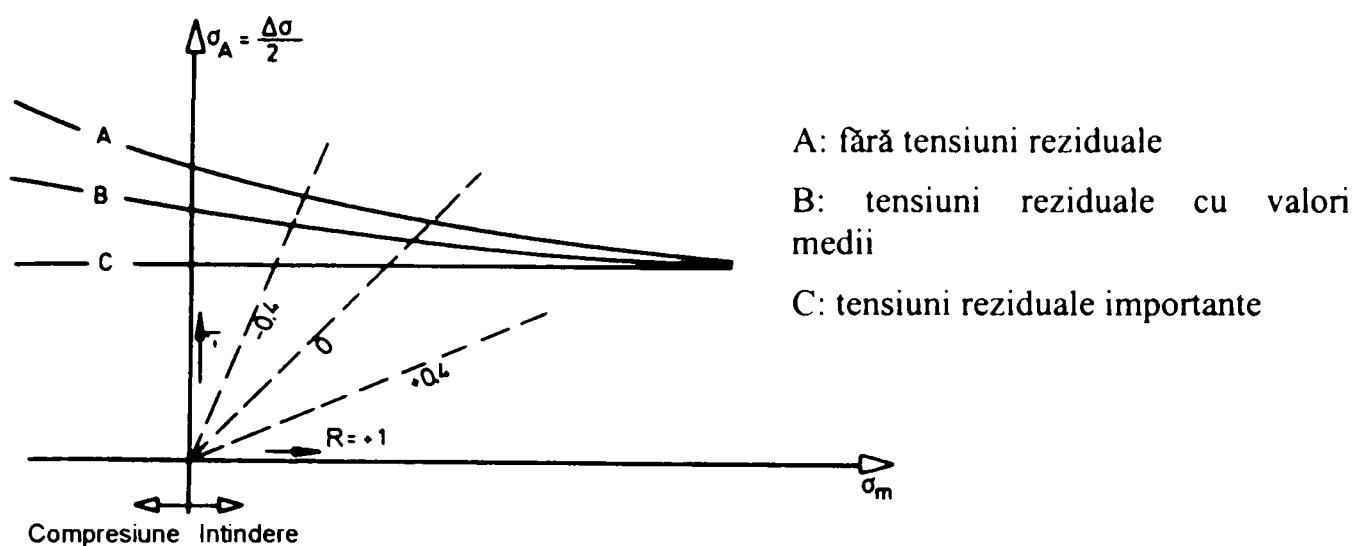


Figura 2.12 Diagrama Haigh

### 2.3.4 Definiții relative ale tensiunilor „σ”

Pentru exemplificare se prezintă în figura 2.13 un caz particular al unei îmbinări sudate. Se observă faptul că se disting trei valori diferite pentru tensiuni și anume [2.14]:

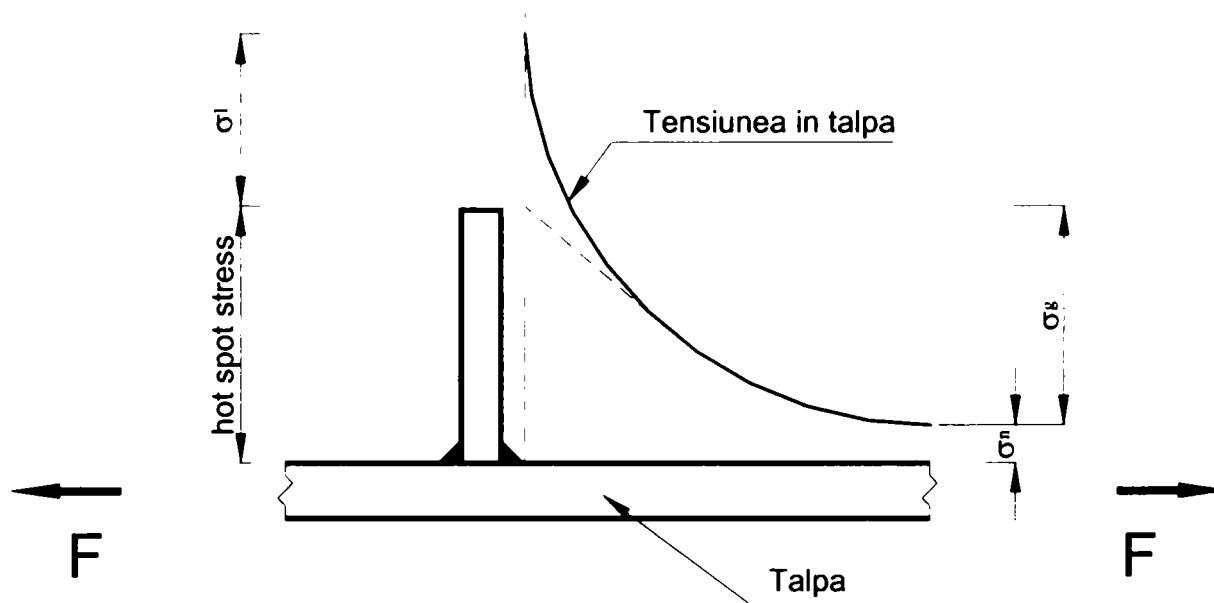
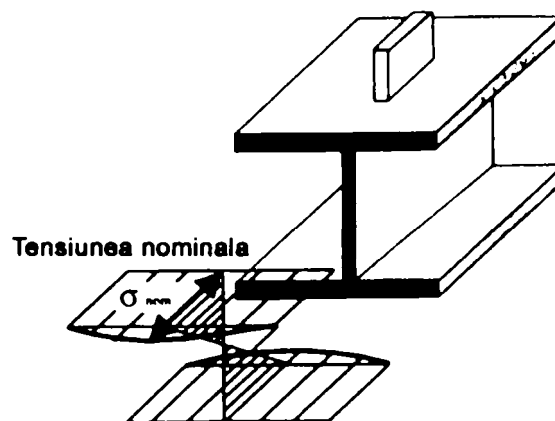


Figura 2.13 Definiții relative ale tensiunilor „σ”

◆  $\sigma_n$  - tensiunea nominală este dată de raportul dintre efortul aplicat și secțiunea nominală, ea fiind tensiunea dintr-o secțiune situată lângă detaliul structural. În calculul valorii tensiunii nominale nu intervin efectele date de concentratori sau de tensiunile reziduale.



**Figura 2. 14** Distribuția tensiunii nominale în cazul unui profil I având o flanșă atașată

Deci, tensiunea nominală în cazul unui element sollicitat la efort axial are următoarea formă:

$$\sigma_n = \sigma_N = \frac{N}{A} \quad (2.13)$$

unde:  $N$  – efortul axial aplicat

$A$  – aria brută a secțiunii

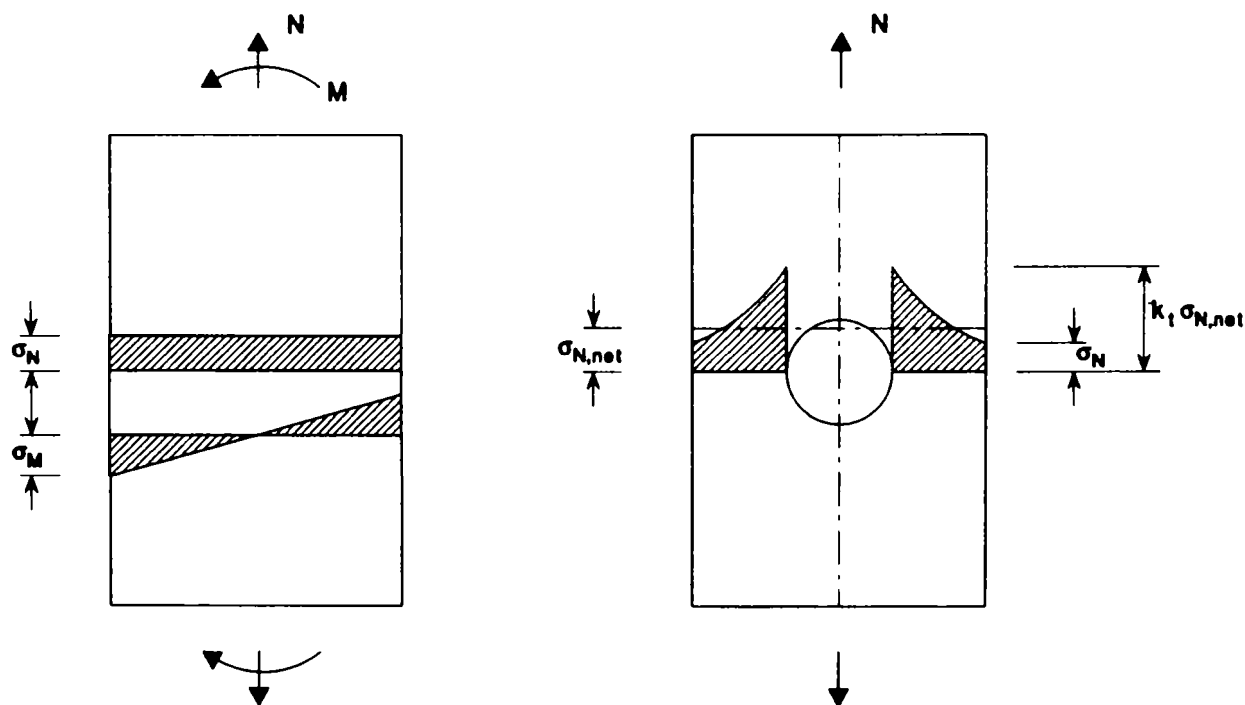
În cazul unui element sollicitat la moment încovoietor relația se scrie:

$$\sigma_n = \sigma_M = \frac{M \cdot y}{I} \quad (2.14)$$

unde:  $M$  – momentul încovoietor aplicat

$I$  – momentul de inerție al secțiunii

$y$  – distanța de la axa neutră la fibra extremă



**Figura 2. 15** Tensiune nominală / concentrator geometric de tensiune

*Tensiunea nominală modificată* reprezintă tensiunea nominală mărită cu un factor care include efectul dat de o discontinuitatea structurală adițională, care nu a fost luată în considerare

în clasificarea unui anumit detaliu, spre exemplu cum ar fi neliniaritate, prezența unui găuri, cut-out, etc.

◆  $\sigma_g$  - *tensiunea geometrică globală*, rezultă din intersecția celor două piese (elemente), este valoarea tensiunii la suprafața detaliului structural și ia în considerare efectele de concentrare ale tensiunilor cauzate de geometria generală (detaliu constructiv) și anume tensiunea de membrană, componentele tensiunii date de încovoiere și toți concentratorii de tensiune datorati discontinuităților structurale, dar ignorând orice concentrator local dictat de mici discontinuități cum ar fi geometria rădăcinii cordonului de sudură, fisuri, etc. Tensiunea geometrică poate fi determinată pe cale analitică sau experimentală.

$$\sigma_g = k_g \cdot \sigma_n \quad (2.15)$$

unde  $k_g \rightarrow$  factor de concentrare al tensiunii geometrice

◆  $\sigma_l$  - *tensiunea locală – hot spot stress*, datorată formei geometrice locale a cordonului de sudură (poate fi evaluată cu ajutorul unui TER poziționat cât mai aproape de rădăcina cordonului de sudură).

$$\sigma_l = k_l \cdot \sigma_g = k_g \cdot k_l \cdot \sigma_n \quad (2.16)$$

unde  $k_l \rightarrow$  factor de concentrare al tensiunii geometrice

Celor trei definiții precedente s-a convenit să li se adauge încă una care se referă la piesele cu defecte (discontinuități fizice cum ar fi: creștări, defecte de sudură, fisuri, sufluri, crateri, șanțuri, etc.), prezente în mai toate structurile și care sporesc riscul cedării prin oboseală.

Astfel, se introduce:

$$\sigma_d = k_d \cdot \sigma_l \quad (2.17)$$

unde  $\sigma_d \rightarrow$  tensiune de creștere

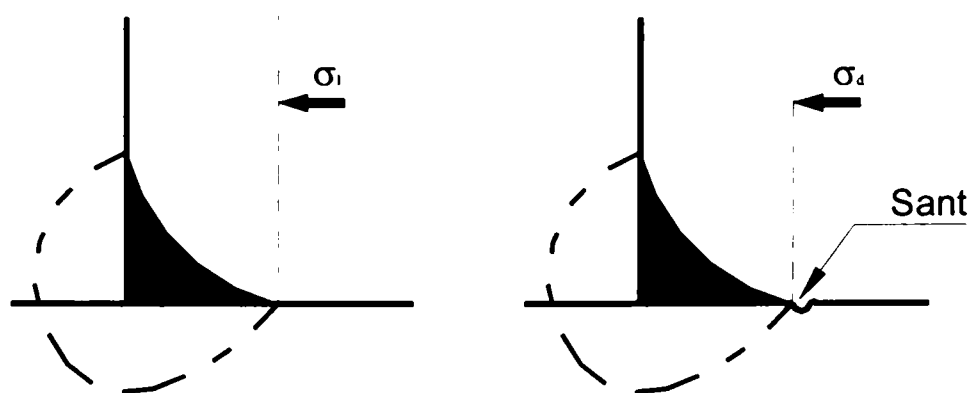


Figura 2.16 Tensiune locală și tensiune de creștere

---

#### Observații:

În practică pot apărea următoarele probleme:

- ☑ Dacă detaliul structural corespunde cu unul standard, atunci se poate aplica metoda de determinare a tensiunilor nominale. În acest caz categoria detaliului structural și curba Wöhler corespunzătoare se găsesc în normă (Eurocode).
- ☑ În cazul în care un detaliu structural se aseamănă cu unul standard, dar conține un concentrator de tensiune adițional se poate folosi metoda tensiunii nominale modificate. Pentru a face acest lucru trebuie să se cunoască valoarea concentrației de tensiune indusă de către concentratorul de tensiune adițional, cum ar fi nealiniere, slăbirea de secțiune în apropierea unui cordon de sudură, etc.
- ☑ Dacă detaliul structural nu se regăsește în tabele cuprinse în normă, atunci se poate folosi în unele cazuri metoda tensiunilor geometrice, adică determinarea tensiunilor locale – hot spot stress. Rezistența la oboseală a detaliului considerat se determină pe baza curbelor Wöhler specifice, care conțin intervalul de tensiuni locale – hot spot stress.

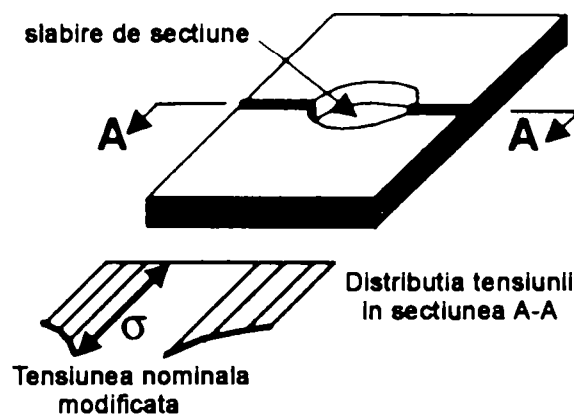


Figura 2. 17 Tensiunea nominală modificată

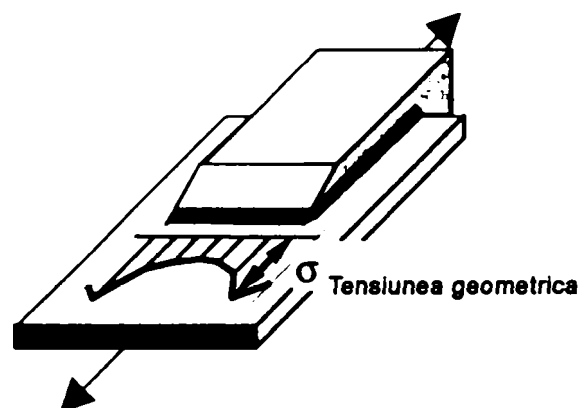


Figura 2. 18 Tensiunea geometrică

### 2.3.5 Principali factori care influențează rezistența la oboseală

În cazul elementelor de structură, există foarte mulți factori care pot avea influențe notabile asupra duratei de viață a elementului supus la încărcări repetabile (oboseală).

#### A) Solicitări

- cicluri de solicitare / tensiuni sau deformații;
- ordinea de aplicare a tensiunilor;

- frecvența;
- tensiunea medie (nu are efect în ZIT datorită tensiunilor reziduale);
- tensiuni reziduale, etc.

Încărcările ciclice care sunt luate în considerare în calculul la oboseală a structurilor determină în structură efecte care se diferențiază de la element la element prin felul, numărul și amplitudinea lor. Aceste încărcări sunt determinate de sarcinile din exploatare care solicită structura pe toată durata ei de viață proiectată.

Acțiunile de oboseală pot îngloba diverse cicluri de solicitare, definite prin secvențe complete, prin frecvența de apariție, mărime și punct de aplicare.

În cazul podurilor, traficul înregistrat în timpul exploatării lui, conduce la un spectru de solicitare care produce oboseala materialului metalic și care depinde de:

- geometria vehiculelor;
- distanța dintre vehicule și compoziția traficului;
- încărcările pe osie;
- efectele dinamice.

Pentru modelarea în calcule a traficului real înregistrat pe pod, în Eurocodul 1, ce reprezintă norma europeană de bază care face referire la acțiuni în construcții, sunt definite cinci modele de încărcare. Aceste modele se bazează pe un trafic simulat, care însă produce o vătămare echivalentă cu cea a traficului real, corespunzător categoriei de trafic existente. Fiecare vehicul standard este definit prin:

- numărul de osii și distanțele dintre ele;
- încărcarea frecventă pe fiecare osie;
- suprafața de contact a roților cu calea de rulare și distanța transversală dintre acestea (la podurile de șosea).

Acțiunile din trafic sunt regăsite și în alte standarde (spre ex. SIA 161), o problemă general valabilă fiind aceea că pentru acțiunile din trecut nu există la ora actuală definiții clare. Mai mult decât atât există impresia generală că traficul adoptat în calculele de oboseală este supraevaluat față de cel real. Informațiile privind încărcările din trafic trebuie actualizate, fiind utilă stabilirea unor aspecte comune și similitudini între țările vecine (de exemplu la nivelul Europei Centrale), cât și elaborarea unor modele de trafic pentru trecut, cât mai simple și unificate.

Spectrul de solicitare și numărul de cicluri pentru ecartul  $\Delta\sigma_i$  cauzate de fiecare vehicul se determină utilizând una din metodele de numărare a ciclurilor: metoda Rainflow sau metoda Rezervorului (vezi paragraful 2.3.6).

## B) Proprietățile materialelor și fabricarea

- comportament tensiune - deformație a materialului;
- dimensiunea și forma granulelor cristaline;
- duritate;
- compoziție chimică;
- omogenitatea microstructurală (dislocări, impurități, incluziuni microstructurale, ...);

- procesul de sudură;
- tratamentul termic aplicat sudurii;
- tratamentul suprafețelor cordoanelor de sudură, etc.

Rezistența la oboseală a oțelului depinde de starea structurală a acestuia, de compoziția chimică, astfel încât pentru a realiza un aliaj cu o comportare optimă trebuie avute în vedere metodele metalurgice. În cazul epruvetelor de dimensiuni mici, fără defecte detectabile cu ochiul liber și având suprafața prelucrată, există o corelație între rezistența ultimă la tracțiune  $S_u$  și rezistența la oboseală în cazul durabilităților HCF  $S_0$ :

$$S_0 \cong 0,5 \cdot S_u \quad (2.18)$$

Utilizarea unui oțel de marcă superioară conduce la îmbunătățirea rezistenței la oboseală și a rezistenței ultime sub încărcări ciclice din domeniul HCF. În schimb, pentru elemente reale de structură efectul slăbirilor de secțiune, al defectelor și coroziunii reduce rezistența la oboseală prin reducerea numărului de cicluri necesare inițierii unei fisuri din oboseală. Acest aspect este semnificativ deoarece viteza de propagare a unei fisuri din oboseală este în mare măsură independentă de rezistența la tracțiune a materialului. Cercetările au demonstrat faptul că rezistența la oboseală a oțelurilor de diferite mărci dar caracterizate de aceleași tipuri de defecte este aproximativ egală. Se poate concluziona că proprietățile la oboseală a oțelurilor în cazul durabilităților mari HCF sunt influențate de prezența unor defecte, precum modul de prelucrare a suprafeței, incluziuni, tensiuni remanente, etc.

Tratamentele termice aplicate pentru obținerea unor oțeluri cu o structură cât mai fină și cu o omogenitate bună, care să conducă la eliminarea defectelor microstructurale și implicit a pericolului ruperilor fragile, au cunoscut o continuă îmbunătățire. Se poate afirma că toate oțelurile suferă un tratament termic în mod:

- ◆ voit: recoacere, călire, revenire;
- ◆ nevoit: răcire neuniformă după laminare, sudare, etc.

### C) Geometrie

- geometria globală a elementului de structură;
- geometria locală a elementului - defecte locale;
- mici discontinuități vizibile cu ochiul liber:
  - mărci de fabricație,
  - striții,
  - pișcături de suprafață;
  - defecte de sudură;
  - neliniarități;

etc.

Forma elementului de construcție reprezintă unul din factorii cei mai importanți în ceea ce privește influența pe care o are asupra rezistenței la oboseală.

Este cunoscut faptul că orice modificare de secțiune provoacă, pe porțiuni mici, concentrări de tensiuni cu vârfuri locale considerabile. Acești concentratori determină amorsarea de

microfisuri care în timp pot duce la ruperea totală a piesei pentru eforturi de valoare redusă în comparație cu cele inițiale.

Detaliile constructive au fost clasificate în așa numitele cazuri de crestare pentru încadrarea lor într-o curbă de rezistență la oboseală (vezi Eurocode 3) [2.7].

O bună proiectare a structurilor din punct de vedere al oboselei materialului, trebuie să aibă în vedere următoarele recomandări:

- dispunerea detaliilor în zona din apropierea axei neutre;
- introducerea cazurilor de crestare acolo unde momentul încovoietor are valori minime, de exemplu evitarea neliniarității sau dezaxărilor care cauzează eforturi secundare de încovoiere;
- evitarea alăturării de mai mulți concentratori de tensiune în aceeași secțiune / zonă, cum ar fi suduri în secțiuni cu slăbiri;
- dispunerea cazurilor de crestare în zone caracterizate de eforturi de compresiune;
- se subliniază faptul că în afara concentratorilor geometrici, elementele construcțiilor metalice, în general a celor sudate, prezintă și concentratori structurali (tehnologici), ce influențează în aceeași măsură sau chiar mai mult rezistența la oboseală. Din acest motiv la construcțiile sudate se va urmări pe cât posibil diminuarea concentratorilor geometrici printr-o concepție constructivă corectă;
- apariția vârfurilor de solicitare – concentratorii de eforturi – are loc în dreptul punctelor de variație ale secțiunilor denumite crestări (noțiunea înglobează și concentratorii tehnologici). Din acest motiv fenomenul de oboseală se studiază pe grupe de crestare.

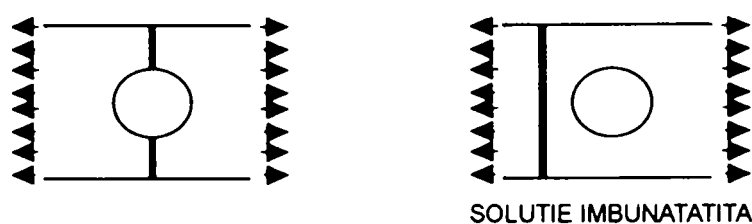


Figura 2.19 Evitarea suprapunerii de concentratori

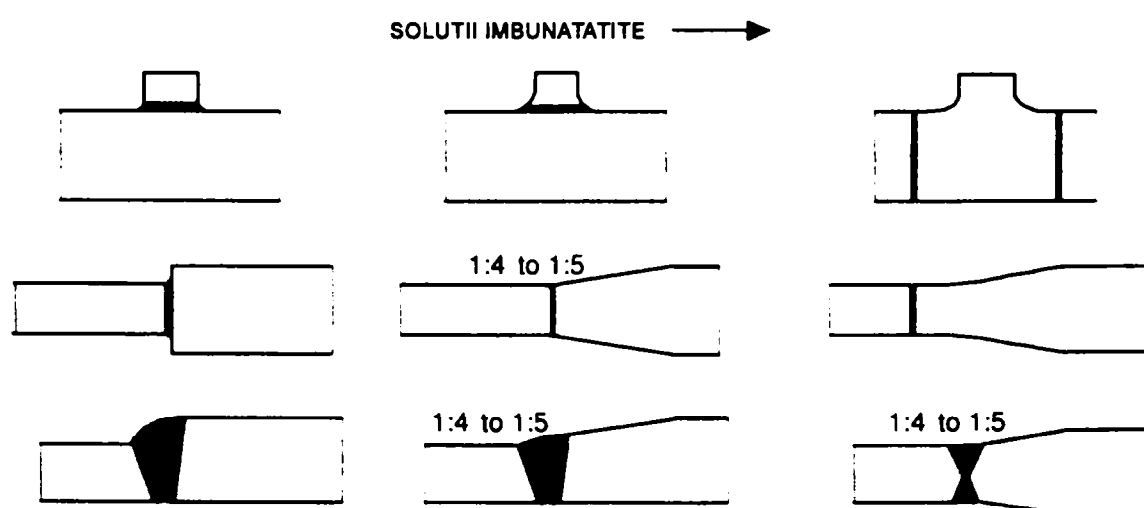


Figura 2.20 Metode de reducere a concentratorilor de tensiune

#### D) Mediul înconjurător

- coroziune;



- temperatura;
- umiditate;
- radiații, etc.

Coroziunea severă a structurii este un defect care conduce la o reducere considerabilă a duratei de viață a structurii sub încărcări ciclice de oboseală. Cu alte cuvinte coroziunea se poate considera ca fiind un caz de crestare, ea micșorând rezistența la oboseală a materialului. Coroziunea peste care se suprapun solicitări variabile conduce la formarea unor ciupituri la suprafața metalului, acestea reprezentând concentratori de tensiune. Astfel, oțelurile trebuie să aibă o protecție adecvată anticorrosivă, cum ar fi:

- acoperiri cu straturi multiple de vopsea;
- închiderea structurii metalice (soluție folosită cu precădere la podurile mixte la care structura metalică este protejată anticorrosiv prin închiderea laterală și la partea inferioară);
- protecție catodică.

Noțiuni privind proprietățile materialelor:

- *Plasticitatea* – proprietatea materialelor de a căpăta sub anumite solicitări deformații permanente.
- *Tenacitatea* – proprietatea materialelor de a se rupe sub acțiunea solicitărilor, după deformații permanente vizibile.
- *Fragilitatea* – proprietatea materialelor de a se rupe brusc sub acțiunea solicitărilor, fără deformații permanente vizibile.

aceste proprietăți ale materialului sunt puse în evidență prin încercări de tracțiune, îndoire, încovoiere prin șoc, etc.

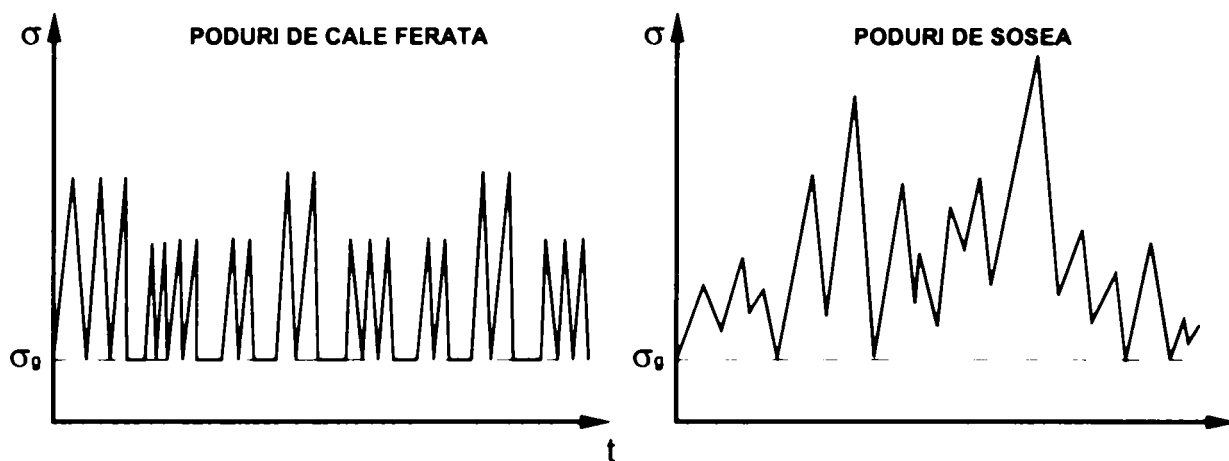
Fragilitatea oțelurilor la temperaturi scăzute era un fapt cunoscut încă de la sfârșitul secolului al XIX-lea, când s-a trecut la înlocuirea treptată a oțelurilor pudlate cu oțelurile de convertizor. La vremea respectivă s-a constatat că platbandele laminate din oțel Thomas se rupeau la temperaturi scăzute dacă erau lovite cu ciocanul. Odată cu introducerea oțelurilor Siemes-Martin s-a reușit elaborarea unor oțeluri cu o tenacitate corespunzătoare și la temperaturi negative. Cu aceste oțeluri s-au executat un număr mare de poduri nituite, și timp de aproape 80 de ani nu s-au semnalat ruperi fragile. S-a tras concluzia că fragilitatea materialului este o problemă legată de elaborarea oțelului. O serie de accidente produse la poduri executate din oțeluri Martin dar îmbinate prin sudură au determinat studierea temperaturilor scăzute asupra comportării oțelurilor. Prin sudură se adaugă efectul unor concentratori (tehnologici) favorizând fragilizarea materialului, în special la temperaturi negative. Spre exemplu, în noaptea de 2-3 ianuarie 1938, pe un ger de  $-12^{\circ}\text{C}$  două grinzi principale ale unui pod peste autostradă, lângă Berlin, se fisurează, pe 2/3 din înălțimea inimii, podul fiind neîncărcat. Una din consecințe a fost introducerea în Germania a probei Komerell [2.10].

Un parametru foarte important rezultat în urma încercărilor de rupere prin șoc este *temperatura de tranziție* – definită ca temperatura la care 50% din secțiune se rupe tenace (aspect mat, fibros, cu deformații plastice vizibile) și 50% casant (aspect strălucitor, cristalin, fără deformații plastice vizibile). Această temperatură constituie limita de la care pericolul dezvoltării rapide a fisurilor devine pronunțat. Prin efectuarea încercării la diferite trepte de temperatură se obține așa numita *curbă de tranziție*. Forma curbei de tranziție depinde de tipul epruvetei (forma crestăturii). Temperatura de tranziție în cazul epruvetelor Charpy cu crestătură în „V” este dată

pentru o valoare a energiei de rupere  $KV = 27 \text{ J}$  [2.15]. Tenacitatea oțelului se consideră cu atât mai bună cu cât temperatura de tranziție este mai scăzută.

### 2.3.6 Istoricul solicitărilor (spectru de solicitare)

Prin măsurători pe elementele de construcție în timpul exploatării, se obțin diagrame de tipul celor din figură alăturată [2.16, 2.17].



$\sigma_g$  – efortul dat de greutatea proprie a structurii

**Figura 2. 21** Spectre de solicitare caracteristice podurilor

Durata de viață la această succesiune neregulată a solicitărilor, se poate determina prin:

- încercări de simulare exactă (mașina de încercat este programată - se utilizează în industria automobilelor și cea aviatică);
- prin valorificarea curbelor Wöhler (cu amplitudini constante) și cu ipoteza cumulării vătămărilor. La valorificarea curbelor Wöhler apar greutăți deoarece fiecare curbă (linie) depinde de doi parametri (de ex.  $\Delta\sigma$  și  $\sigma_m$  sau  $\sigma_{max}$  și  $R$ ).

Pentru a determina numărul și mărimea ciclurilor de solicitare se adoptă o metodă de numărare. În general diferitele normative și standarde adoptă metoda „Rezervorului” sau metoda „Rainflow”, prin care se valorifică diagrama de eforturi unitare - timp.

#### **Metoda „Rezervorului”**

Această metodă [2.5] utilizează un spectru de solicitare de tipul celor prezentate în figura 29. Procedeu care stă la baza acestui principiu utilizează următorul mod de lucru:

- se consideră spectrul de solicitare din figura 2.22;
- diagrama se umple cu apă asemeni unui rezervor, între cele două vârfuri A și B, figura 2.23
- în punctul cel mai de jos 1, se deschide robinetul; înălțimea nivelului apei  $\Delta\sigma_1$  corespunde unui ciclu complet cu diferențe de tensiuni  $\Delta\sigma_1$ , figura 2.24;
- în mod similar se golesc și celelalte compartimente ale rezervorului și se determină nivelele de apă  $\Delta\sigma_2$ ,  $\Delta\sigma_3$ , etc., figura 2.25;
- diferențele deltasigma se reprezintă ca „trepte” într-o diagramă, vezi Figura 2. 27 (în care  $N$  reprezintă numărul de cicluri pentru diferența  $\Delta\sigma$ ).

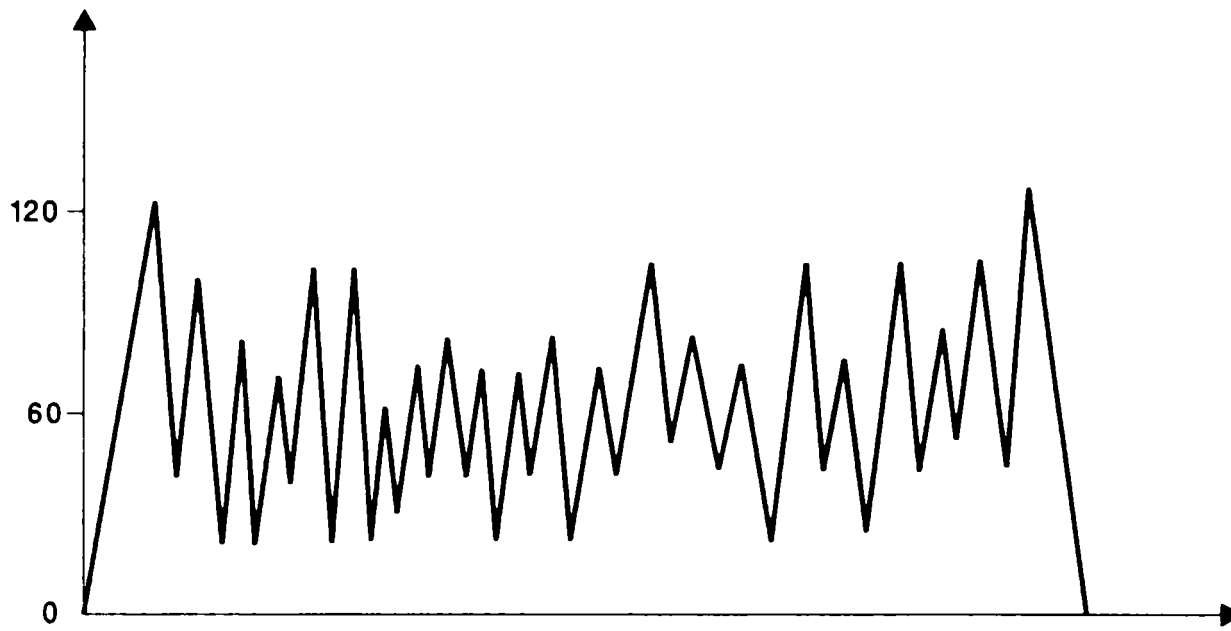


Figura 2.22 Spectrul de solicitare analizat

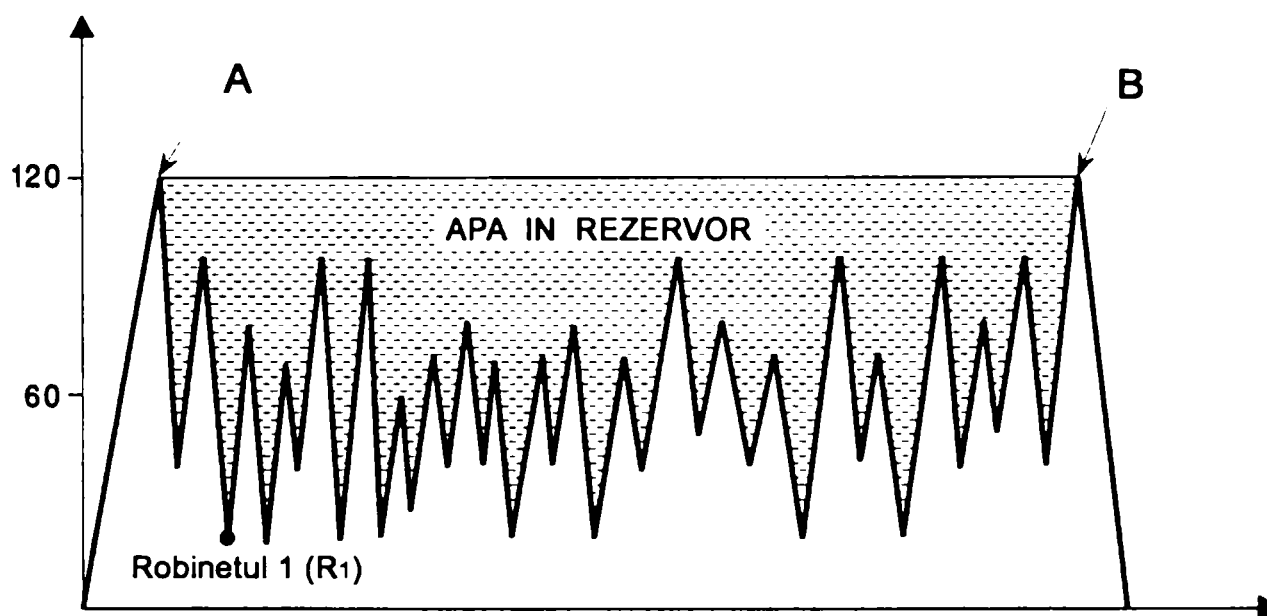


Figura 2.23 Umplerea rezervorului cu apă

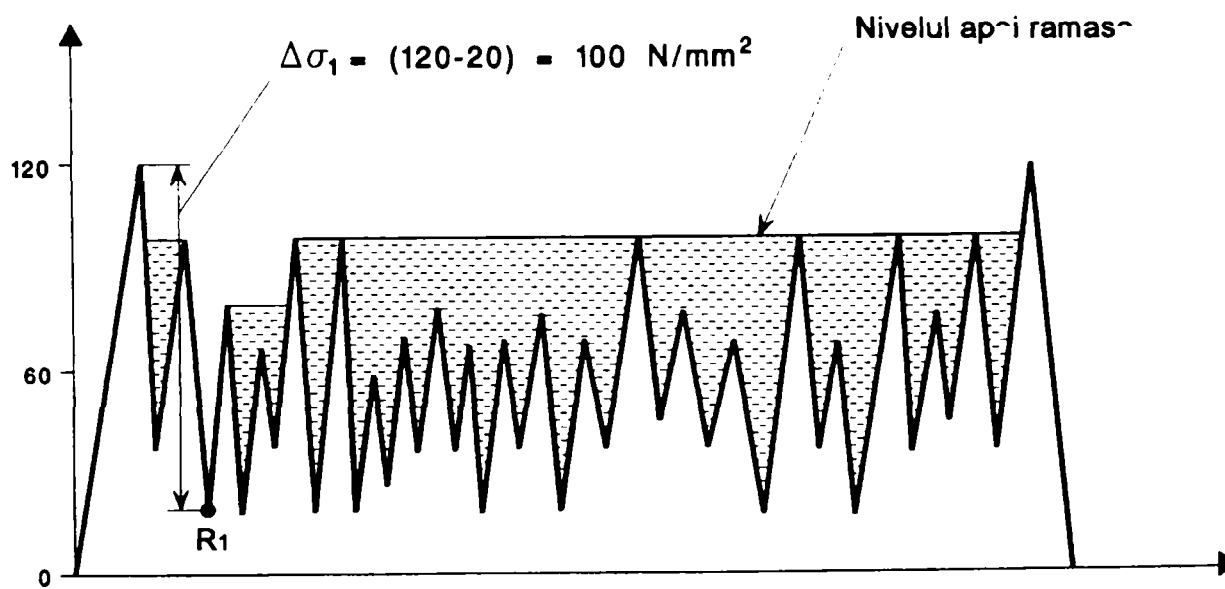


Figura 2.24 Deschiderea robinetului R<sub>1</sub> și stabilirea lui  $\Delta\sigma_1$

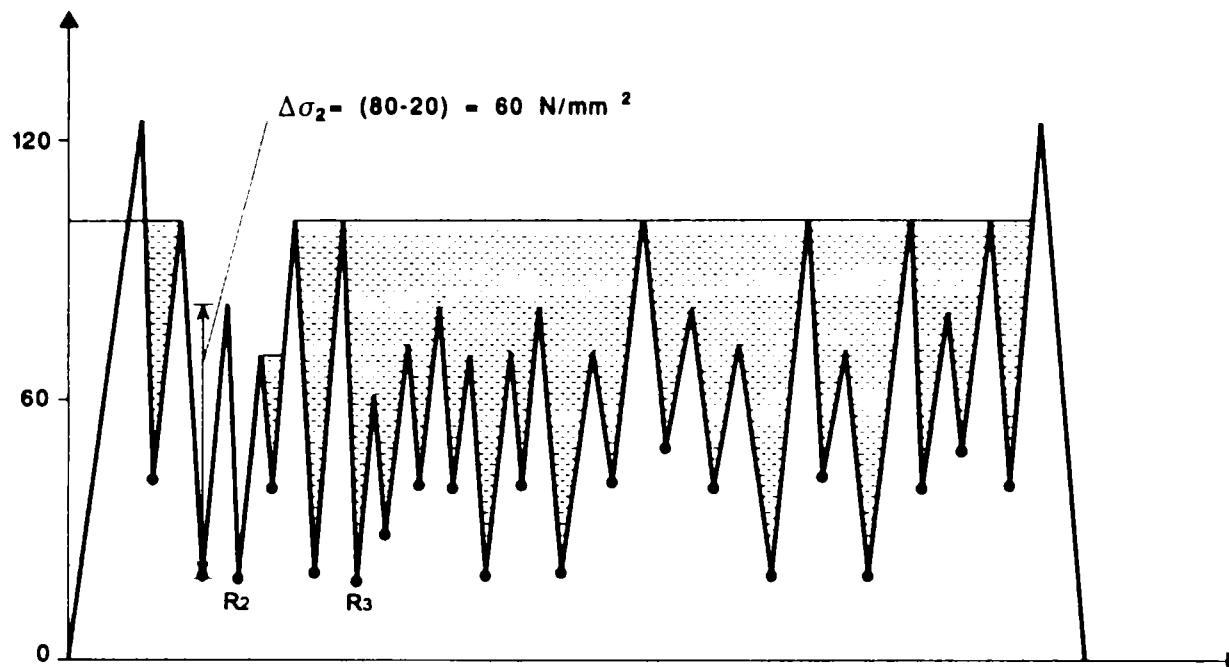


Figura 2. 25 Determinarea celorlalte ecarturi de tensiune  $\Delta\sigma_2, \Delta\sigma_3 \dots$

### Metoda „Rainflow“

Reprezintă o metodă alternativă pentru determinarea numărului și mărimii ciclurilor de solicitare. Principiul metodei este ilustrat în figura 2.26; se consideră în mod succesiv o picătura de apă care se prelinge în lungul diagramei, cazând vertical (există programe de calcul care realizează acest lucru).

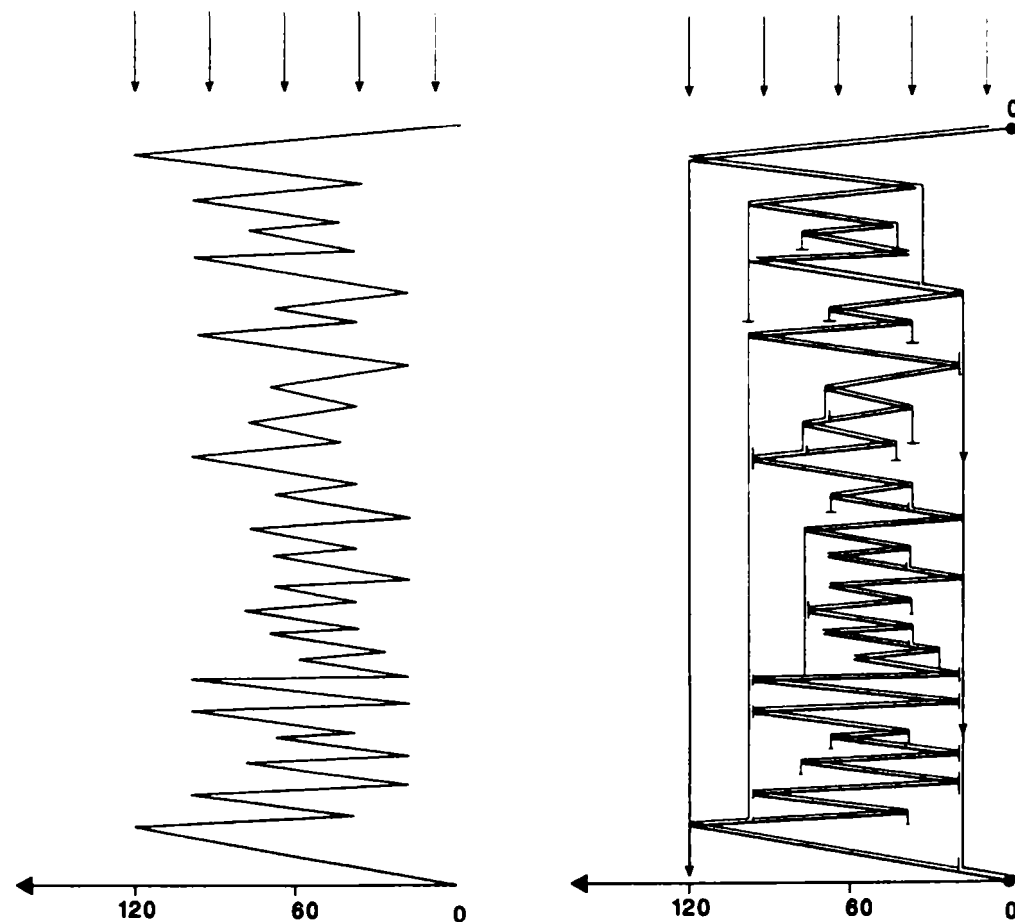


Figura 2. 26 Modelul de determinare a numărului și mărimii ciclurilor – Rainflow

Ecarturile de tensiune  $\Delta\sigma$ , obținute pe baza metodelor mai sus prezentate se reprezintă ca „trepte” într-o diagramă ( $n$  – numărul de cicluri pentru diferența  $\Delta\sigma$ ). În acest fel se stabilește un istoric de solicitare în trepte, utilizat în calculele de oboseală [2.5, 2.18, 2.19].

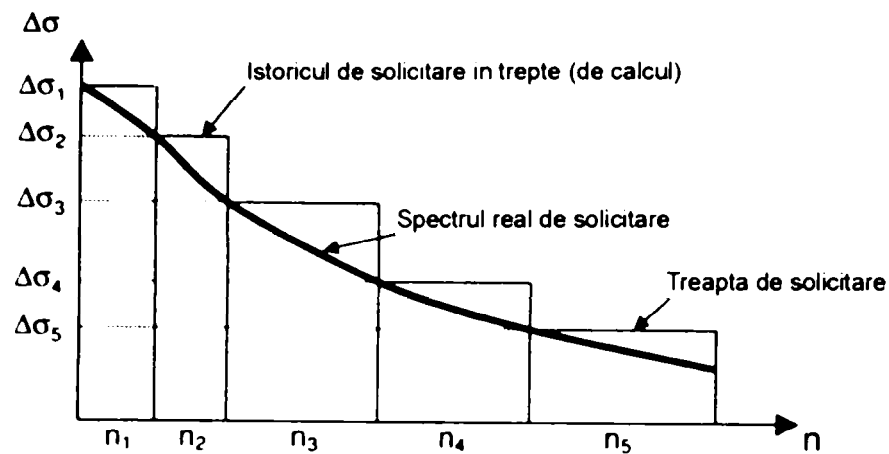


Figura 2. 27 Istoricul de solicitare de calcul

#### Observație:

Din diagrama de mai sus rezultă că nu este rațional să se proiecteze elementul de construcție luând ca bază solicitarea maximă  $\Delta\sigma_{\max}$  pe toată perioada de solicitare  $N_{\max}$  a construcției și nici pe perioada  $n_1$ , deoarece în acest caz nu s-ar lua în considerare efectul defavorabil al solicitărilor variabile mai mici.

### 2.3.7 Curbele Wöhler – Curbele de rezistență la oboseală

Un prim pas în determinarea duratei de viață a elementelor construcțiilor metalice constă în stabilirea curbelor de rezistență la oboseală (curbelor Wöhler).

Obținerea curbelor de rezistență la oboseală, cuprinse în recomandările de calcul, provin dintr-un număr mare de încercări realizate pe corpuri de probă, în general solificate la cicluri de întindere de variație constantă a efortului. Curbele sunt stabilite prin analiză statistică a datelor experimentale asociată unui criteriu probabilistic.

A fost admis faptul că durata de viață a unei construcții depinde de rezistența la oboseală a diverselor detalii constructive (cazuri de crestare).

Rezultatele încercărilor se reprezintă într-un sistem dublu logaritm, funcția Wöhler devenind liniară. Prin regresie liniară se obține curba Wöhler mediană cu o probabilitate de supraviețuire de 50% (ceea ce înseamnă că jumătate din elemente se rup, cealaltă jumătate nu).

Ecuția curbei Wöhler are forma:

$$N_i = \left( \frac{\Delta\sigma_R}{\Delta\sigma_i} \right)^k \cdot N_R \quad (2.19)$$

$$\text{sau } N_i = C \cdot \Delta\sigma_i^{-k} \quad \text{unde } C = N_R \cdot \Delta\sigma_R^k \quad (2.20), (2.21)$$

$$\text{sau } \log N_i = \log(N_R \cdot \Delta\sigma_R^k) - k \cdot \log \Delta\sigma_i \quad (2.22)$$

unde:

$\Delta\sigma_i$  - ecartul de tensiuni din istoricul de solicitare

$N_i$  - numărul ciclurilor de solicitare corespunzător ecartului  $\Delta\sigma_i$  ( $\Delta\sigma_1, \Delta\sigma_2, \dots$ ),

la care se produce ruperea prin oboseală

$N_R = 2 \times 10^6$  cicluri

$\Delta\sigma_R$  - rezistența la oboseală pentru  $N_R$  cicluri

$k$  - panta curbei

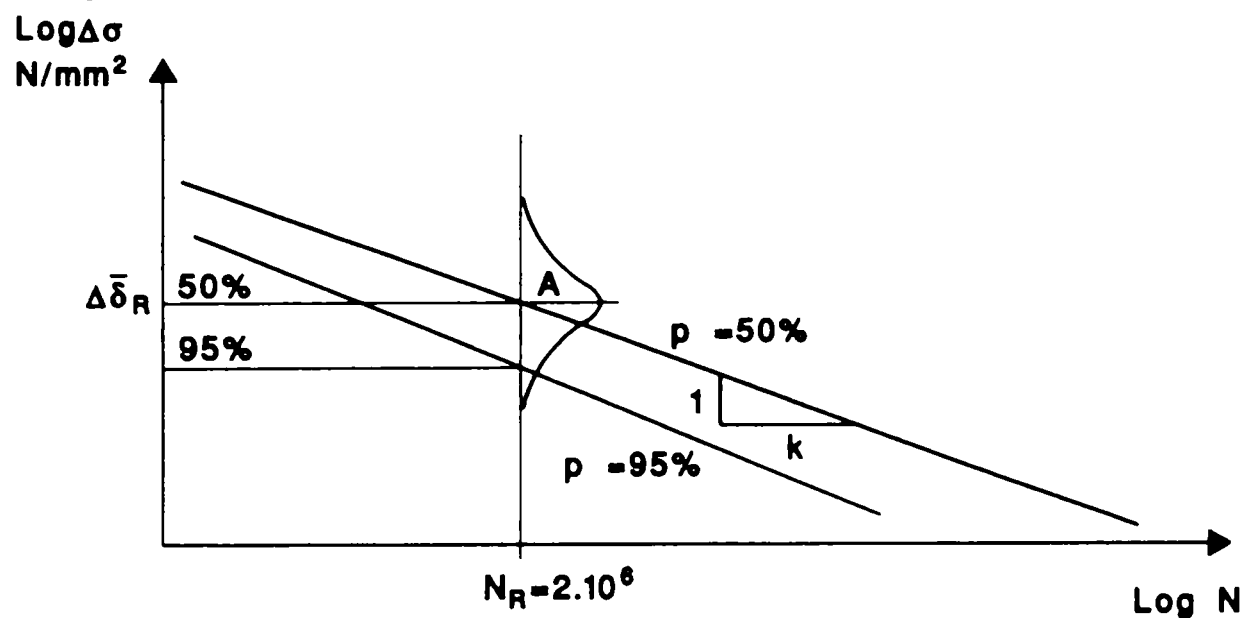


Figura 2.28 Curba Wöhler normalată

### Observații

• În realitate, dispersia mare a rezultatelor obținute (acceptată ca dispersie normală Gauss), determină trasarea unei familii de curbe, în general paralele între ele, pentru diferite probabilități de supraviețuire (de exemplu 10%, 50%, 90%).

• Curbele Wöhler normalate valorifică un număr mare de încercări, asigurate din punct de vedere statistic, astfel încât un număr redus de încercări, nu conduce la modificarea lor.

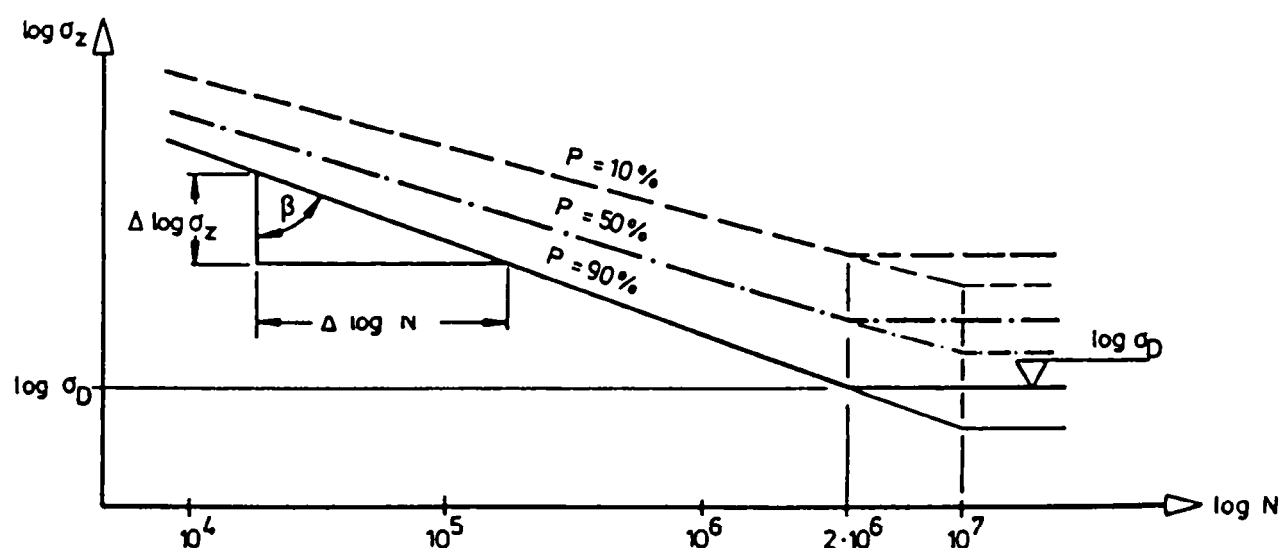


Figura 2.29 Familii de curbe de rezistență la oboseală

Curbele Wöhler folosite pentru calculul la oboseală pot fi:

- ☞ Curbe cu pantă unică – se consideră că și ecarturile mici de eforturi își aduc aportul lor la oboseală.
- ☞ Curbe cu pantă unică și palier după punctul de frângere – se consideră că ecarturile mici după punctul de frângere nu mai produc oboseală.
- ☞ Curbe cu două pante – se ia în considerare aportul la oboseală al ecarturilor mici de eforturi, dar este mai redus.
- ☞ Curbe cu două pante și un palier – curbele propuse de Eurocode.

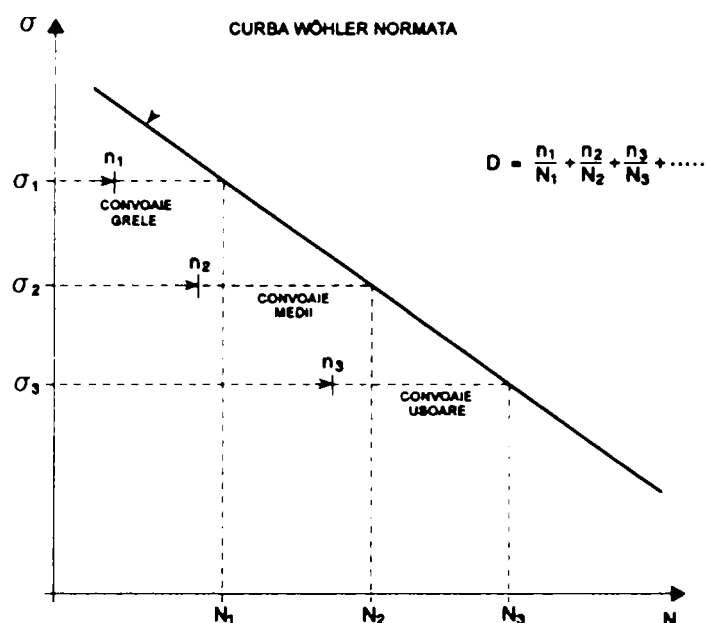


Figura 2.30 Aportul convoaielor la oboseală

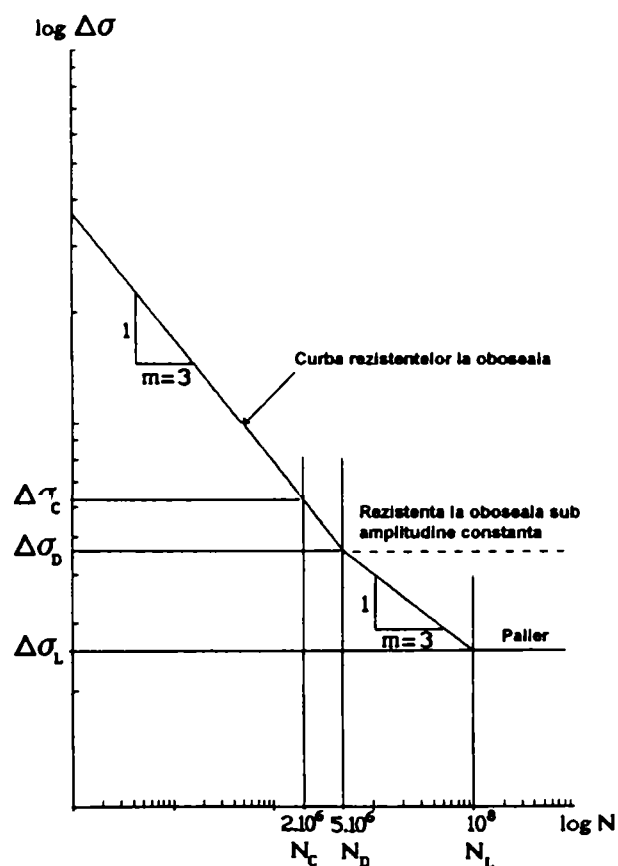


Figura 2.31 Curba rezistențelor la oboseală dată de EC 3

Notații din figura 2.31:

$\Delta\sigma$  - ecartul de tensiuni (pentru tensiuni normale).

$\Delta\sigma_D$  - rezistența de durată la oboseală (rezistența la oboseală sub amplitudine constantă).

$\Delta\sigma_R$  - rezistența la oboseală (pentru tensiuni normale).

$\Delta\sigma_C$  - rezistența la oboseală la 2 milioane de cicluri de solicitare (pentru tensiuni normale).

$\Delta\sigma_L$  - palierul rezistenței la oboseală.

$m$  - panta curbei rezistențelor la oboseală (curba Wöhler) cu valori  $m = 3$  și / sau  $5$ .

$n_i$  - numărul ciclurilor de solicitare de ecart  $\Delta\sigma_i$ .

$N$  - numărul ciclurilor de solicitare (sau numărul total al ciclurilor de solicitare).

$N_C$  - numărul ciclurilor de solicitare (2 milioane), la care se definește valoarea de referință a rezistenței la oboseală a materialului.

$N_D$  - numărul ciclurilor de solicitare (5 milioane), la care se definește rezistența la oboseală sub amplitudine constantă, a materialului.

$N_L$  - numărul de cicluri (100 milioane) la care se definește palierul curbei rezistențelor la oboseală a materialului.

$\log$  - logaritm zecimal.

### 2.3.8 Ipoteza cumulării liniare a vătămărilor Palmgreen-Langer-Miner

Pentru a lua în considerare solicitările reale ce acționează asupra structurii, având amplitudine variabilă Palmgreen (1924), Langer (1937), Miner (1945) au propus un principiu de cumulare liniară a vătămărilor.

Conform acestui principiu (vezi Figura 2. 32), dacă o epruvetă solicitată la nivelul  $\sigma_1$ , se rupe după  $N_1$  cicluri, adică atunci când vătămarea este totală, înseamnă că la un număr mai redus repetări ale solicitării  $n_1 < N_1$ , vătămarea se produce doar în proporție de  $\left(100 \cdot \frac{n_1}{N_1}\right)\%$ . Solicitând apoi epruveta la un alt nivel  $\sigma_2 > \sigma_1$ , de un număr  $n_2 < N_2$  ( $N_2$  fiind numărul de cicluri ce produce ruperea prin oboseală la nivelul  $\sigma_2$ ), se va adăuga vătămarea  $\left(100 \cdot \frac{n_2}{N_2}\right)\%$ . Idem nivelul 3 de solicitare.

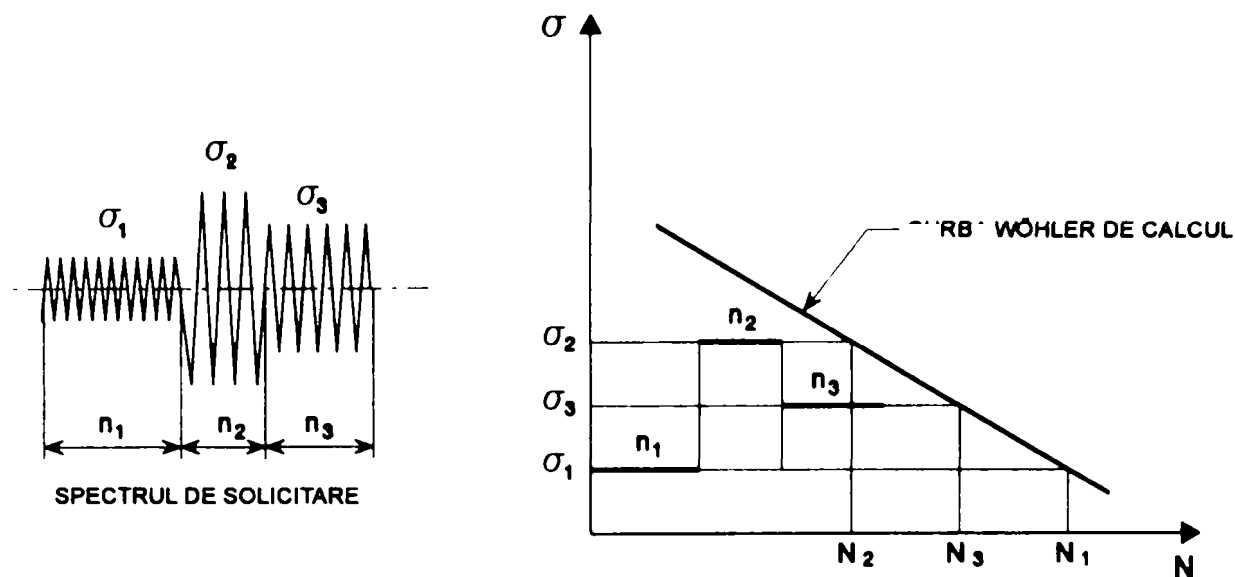
Cumulând liniar vătămările produse de diferite niveluri de solicitare  $\sigma_i$  repetate pentru un număr  $n_i$  de cicluri, ruperea se va produce atunci când vătămarea totală  $D = 1$ .

$$D = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \dots + \frac{n_k}{N_k} = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \quad (2.23)$$

Ipoteza PLM nu ține seama de istoricul solicitărilor și de caracterul lui neliniar, ordinea sumanzilor în expresia lui  $D$  fiind indiferentă.

Această ipoteză nu poate fi verificată direct pe cale experimentală; există o serie de alte ipoteze care nu conțin atâtea simplificări, dar metoda de lucru se complică însă esențial, iar rezultatele finale nu diferă mult față de cumularea liniară a vătămărilor.





**Figura 2. 32** Reprezentarea schematică a principiului cumulării liniare a vătămărilor

Principiul Miner permite și determinarea duratei de viață a unui element de construcție. Spre exemplu, în cazul în care istoricul solicitărilor a fost determinat pe durata unui an, și dacă:

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} = P < 1 \quad (2.24)$$

înseamnă că în decurs de un an s-a consumat doar  $(100 \cdot P)\%$  din viața elementului și că durata de viață poate fi apreciată la  $1/P$  ani.

### 2.3.9 Calculul la oboseală a structurilor de poduri metalice

Deoarece volumul de calcule pentru determinarea duratei de viață pe baza convoaielor caracteristice este foarte mare și complicat și ar conduce la o durată mare de elaborare a proiectelor, pentru structurile de rezistență a podurilor metalice, s-a adoptat soluția de a găsi un coeficient care să transforme ecartul de efort maxim dat de convoiul de calcul în ecartul de efort echivalent dat de traficul real pe pod.

Astfel, se introduce un coeficient adimensional, care pentru un trafic standard alcătuit din convoaiele caracteristice  $C_1, C_2, \dots, C_i$ , ce circulă cu frecvența  $n_1, n_2, \dots, n_i$  într-un an, are expresia:

$$\lambda_T = \frac{\Delta\sigma_i}{\Delta\sigma_C}, \quad (2.25)$$

unde:

$\Delta\sigma_i$  – ecartul de tensiune maxim obținut pe baza liniei de influență pentru convoiul caracteristic

$\Delta\sigma_C$  – ecartul de tensiune obținut pe baza liniei de influență pentru convoiul de calcul

Se poate scrie relația:

$$\Delta\sigma_i = \lambda_i \cdot \Delta\sigma_C \quad (2.26)$$

Un istoric oarecare al solicitărilor, având trepte multiple de solicitare  $(\lambda_i, n_i)$ , se poate transforma într-un istoric echivalent cu o singură treaptă, în baza ipotezei cumulării liniare a vătămărilor PLM.

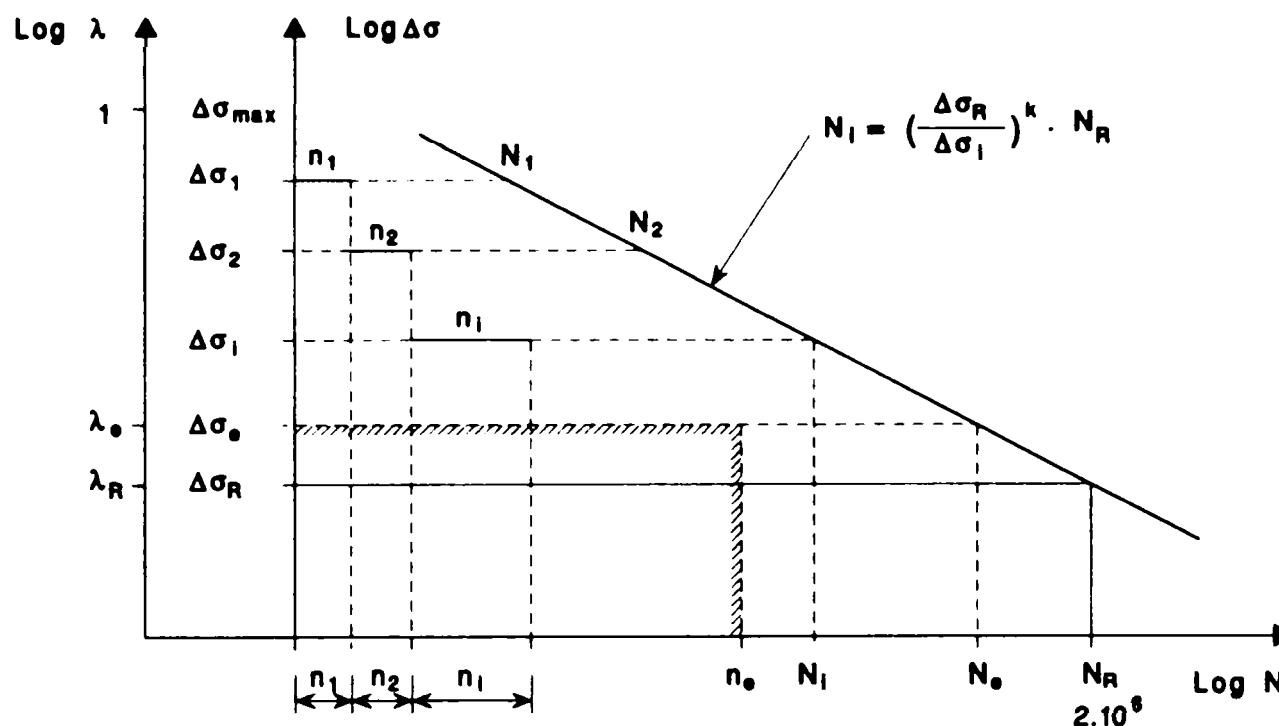


Figura 2.33 Transformarea istoricului solicitărilor

Prin aceasta rezultă că expresia vătămarilor cumulate se poate scrie:

$$D = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \dots + \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_e}{N_e} \leq 1 \quad (2.27)$$

Ecuația curbei Wöhler se scrie sub forma:

$$N_i = N_R \cdot \Delta\sigma_R^k \cdot \frac{1}{\Delta\sigma_i^k} = C \cdot \frac{1}{\Delta\sigma_i^k}; \quad C = N_R \cdot \Delta\sigma_R^k \quad (2.28)$$

$$N_e = N_R \cdot \Delta\sigma_R^k \cdot \frac{1}{\Delta\sigma_e^k} = C \cdot \frac{1}{\Delta\sigma_e^k} \quad (2.29)$$

Pe baza acestor relații (2.27 – 2.29) se poate scrie:

$$\frac{n_1 \Delta\sigma_1^k}{C} + \frac{n_2 \Delta\sigma_2^k}{C} + \dots + \frac{n_i \Delta\sigma_i^k}{C} = \frac{n_e \Delta\sigma_e^k}{C_e} \quad (2.30)$$

$$\text{sau, în final} \quad \sum n_i \Delta\sigma_i^k = n_e \Delta\sigma_e^k \quad (2.31)$$

Dacă în ultima relație (2.31) se introduce pentru tensiuni valoarea raportată  $\lambda$ , rezultă:

$$\begin{aligned} \sum n_i \Delta\sigma_i^k &= \Delta\sigma_c \sum n_i \lambda_i^k = \Delta\sigma_c n_e \Delta\sigma_e^k \\ \sum n_i \lambda_i^k &= n_e \lambda_e^k \end{aligned} \quad (2.32)$$

iar relația lui  $\lambda_e$  este:

$$\lambda_e = \left[ \frac{\sum n_i \lambda_i^k}{n_e} \right]^{\frac{1}{k}} \quad (2.33)$$

Dacă se consideră traficul pentru un interval de timp dat reprezentat prin:

$$\text{- numărul total de convoaie pe an} \quad n_T = \sum_{j=1}^{n_T} n_{Tj}; \quad (2.34)$$

- componența traficului din diverse tipuri de convoaie „j”.

Dacă se consideră succesiv, pentru fiecare din aceste convoaie,  $n_{Tj} = 1$ , adică câte o trecere a convoiului „j”, și luând în considerare influența încărcărilor pe osie  $i$ , rezultă:

$$1 \cdot \lambda_j^k = \sum_{i=1}^m n_i \lambda_i^k \quad (2.35)$$

unde  $n_i$  și  $\lambda_i$  se determină din istoricul solicitărilor corespunzătoare convoiului tip „j”.

Pentru intervalul de timp considerat și pentru convoiul de tip „j” rezultă:

$$n_{Tj} \cdot \lambda_j^k = n_{Tj} \cdot \sum_{i=1}^m n_i \lambda_i^k \quad (2.36)$$

Pentru traficul corespunzător intervalului de timp considerat (alcătuit din  $n_T = \sum_{j=1}^{n_T} n_{Tj}$  convoaie) se poate scrie:

$$n_T \cdot \lambda_T^k = \sum_{j=1}^{n_T} n_{Tj} \lambda_j^k \quad (2.37) \quad \Rightarrow \quad \lambda_T = \left[ \frac{1}{n_T} \cdot \sum_{j=1}^{n_T} n_{Tj} \lambda_j^k \right]^{\frac{1}{k}} \quad (2.38)$$

și dacă se înlocuiește valoarea lui  $\lambda_j$ , rezultă:

$$\lambda_T = \left[ \frac{1}{n_T} \cdot \sum_{j=1}^{n_T} n_{Tj} \sum_{i=1}^m n_i \lambda_i^k \right]^{\frac{1}{k}} \quad (2.39)$$

Totodată se mai poate scrie:

$$\lambda_T = \lambda_e \cdot \left( \frac{n_e}{n_T} \right)^{\frac{1}{k}} \quad (2.40)$$

Pentru determinarea lui  $\lambda_T$  este necesară doar panta „k” a curbei Wöhler și nu mărimea rezistenței la oboseală.

Cu alte cuvinte, *metoda*  $\lambda_T$  constă în determinarea unui coeficient cu care ecarturile de eforturi unitare calculate la trecerea convoiului tip de calcul adoptat pentru dimensionare trebuie să fie reduse pentru a obține o solicitare la nivel unic generatoare de vătămări identice celor cauzate de solicitările la nivele multiple ale traficului real. Pe baza valorii  $\lambda_T$  se poate determina

ecartul  $\Delta\sigma_T = \lambda_T \cdot \Delta\sigma_C$ , iar din curba de rezistență la oboseală (Wöhler), pentru cazul de creștere luat în considerare, se poate stabili  $N_T$  care conduce la ruperea prin oboseală:

$$N_T = 2 \times 10^6 \cdot \frac{\Delta\sigma_R}{\Delta\sigma_T} \quad (2.41)$$

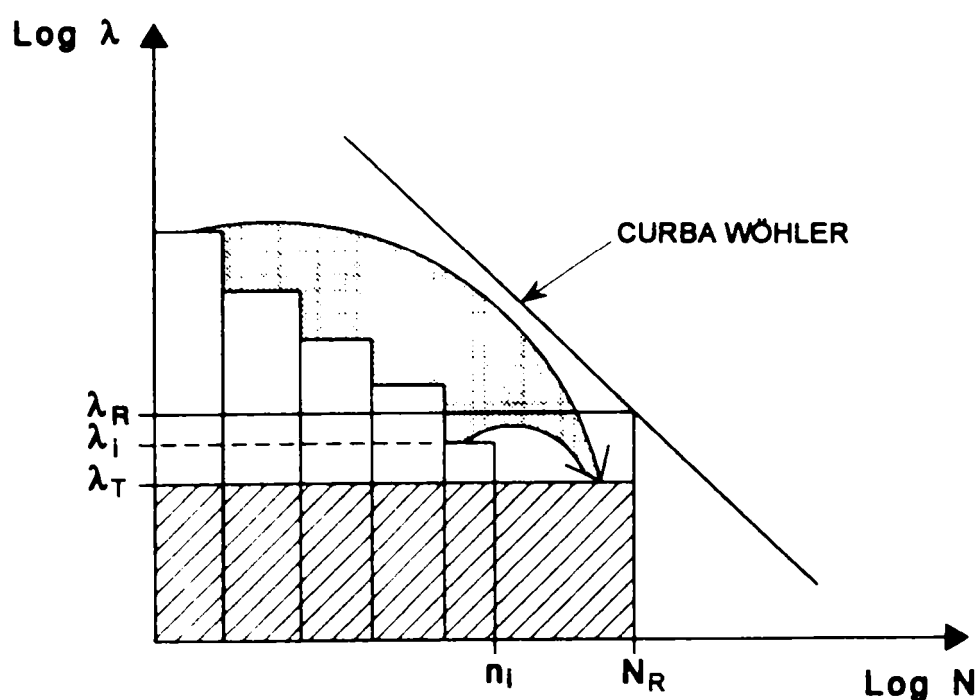


Figura 2.34 Istoricul de solicitare în cadrul metodei  $\lambda_T$

Durata de viață în ani se stabilește prin raportul:

$$D_T = \frac{n_T}{N_T} \quad (2.42)$$

## 2.4 Stabilirea duratei de viață

Principalele etape în stabilirea duratei de viață a podurilor existente [2.20, 2.22] se descriu în ceea ce urmează:

© Cumularea vătămarilor produse de trecerea convoaielor pe baza ipotezei de cumulare liniară a vătămarilor PLM:

$$D_d = \sum_i \frac{n_i}{N_i}, \quad (2.43)$$

unde:  $n_i$  = numărul de cicluri corespunzătoare ecartului  $\Delta\sigma_i$ ;

$N_i$  = numărul de cicluri ce precede ruperea detaliului constructiv analizat corespunzător ecartului  $\gamma_{Ff} \gamma_{Mf} \Delta\sigma_i$ ;

$\gamma_{Ff}$  și  $\gamma_{Mf}$  sunt coeficienți parțiali de siguranță privind încărcarea de oboseală respectiv rezistența la oboseală.

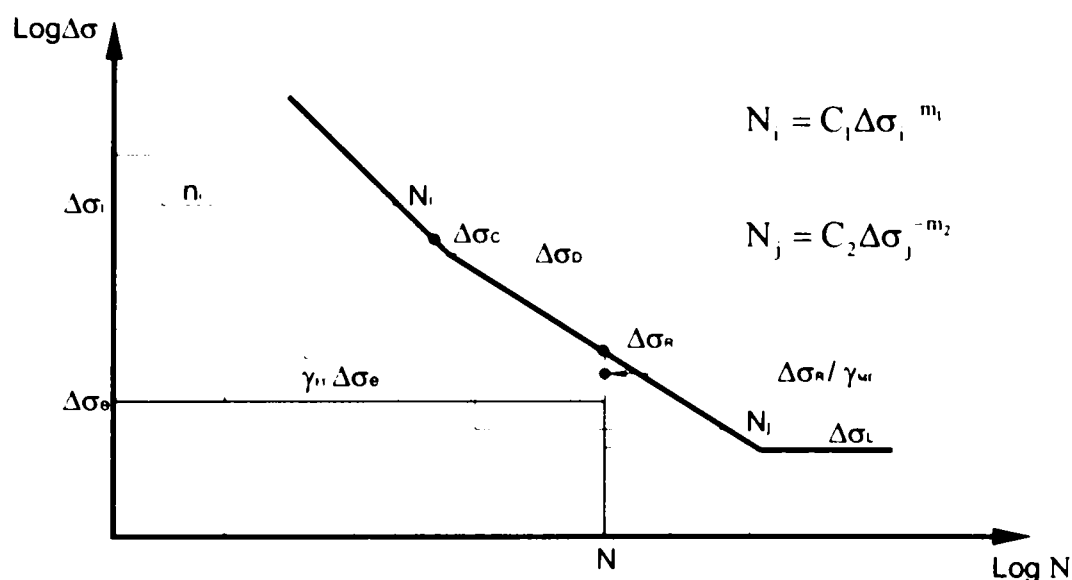


Figura 2. 35 Ipoteza cumulării liniare a vătămărilor PLM

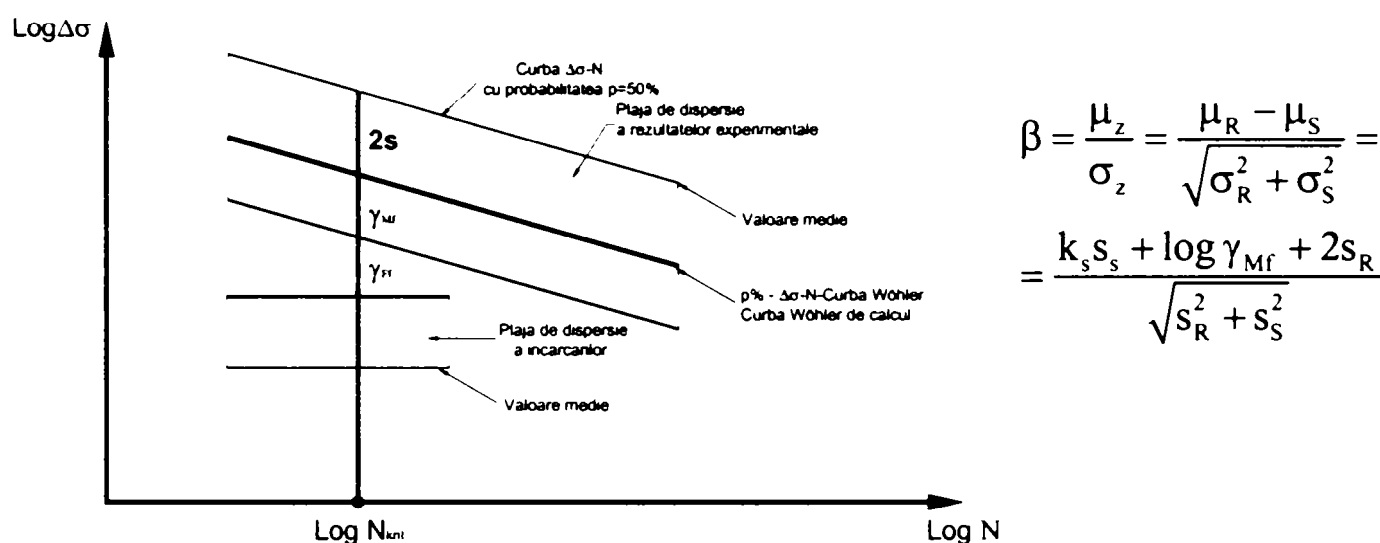


Figura 2. 36 Interdependența dintre coeficientul de fiabilitate și coeficienții parțiali de siguranță în cazul verificării la oboseală pentru un ciclu de încărcare critic

⊙ Relația între numărul de cicluri  $N$  și ecartul de tensiuni – Curba Wöhler – se exprimă prin:

$$N_i = \left(\frac{\Delta\sigma_R}{\Delta\sigma_i}\right)^k \cdot N_R \tag{2.44}$$

unde:

$\Delta\sigma_R$  – ecartul de tensiuni la un număr de  $N_R = 2 \times 10^6$  cicluri, amendat de un coeficient de siguranță  $1/\gamma_R$

$\Delta\sigma_i$  – ecartul de tensiuni pentru un număr de cicluri  $N_i$

⊙ Ecarturile de tensiuni se raportează la  $\Delta\sigma_{UIC}$

$$\text{unde } \Delta\sigma_{UIC} = \max \sigma_{UIC} - \min \sigma_{UIC} \tag{2.45}$$

$$\Rightarrow \lambda_i = \frac{\Delta\sigma_i}{\Delta\sigma_{LIC}} \quad \lambda_R = \frac{\Delta\sigma_R}{\Delta\sigma_{LIC}} \quad (2.46),(2.47)$$

© Introducerea tensiunilor raportate în ecuația curbei Wöhler:

$$N_i = \left(\frac{\lambda_R}{\lambda_i}\right)^k \cdot N_R \quad (2.48)$$

© Introducând relația (2.48) în regula PLM, rezultă:

$$D_P = \sum_i \frac{n_i \lambda_i^k}{N_R \lambda_R^k} = \frac{1}{N_R \lambda_R^k} \sum_i n_i \lambda_i^k \quad (2.49)$$

© Expresia  $\sum_i n_i \lambda_i^k$  cuprinde toate convoaiele, care au circulat în trecut; pentru calculul vătămării cumulate de la punerea în funcțiune a podului și până în prezent  $D_P$ , ecarturile raportate de tensiuni  $\lambda_i$  se transformă într-un ecart raportat pe tip de tren „j”. Această valoare se notează cu  $\lambda_{Tj}$ .

© Notând numărul de trenuri de tip „j” care trec într-o zi pe podul considerat cu  $N_j$ , și cu  $T_n$  intervalul de timp în ani în care circulă aceste trenuri, rezultă numărul total de trenuri din perioada analizată  $Z_{Tn}$ :

$$Z_{Tn} = 365 \cdot T_n \sum_j N_j \quad (2.50)$$

© Vătămare cumulată pentru perioada de timp considerată devine:

$$D_{Tn} = \frac{365}{N_R \lambda_R^k} \cdot T_n \sum_j N_{jn} \cdot \lambda_{Tjn}^k \quad (2.51)$$

© Însușind pe intervalele de timp  $T_n$ , cu  $n = 1, 2, \dots, m$ , se poate scrie vătămarea totală acumulată până în prezent:

$$D_P = \frac{365}{N_R \lambda_R^k} \sum_{n=1}^m T_n \sum_j N_{jn} \cdot \lambda_{Tjn}^k \quad (2.52)$$

### Concluzii:

↳ Dacă  $D_P < 0,8$  se consideră că structura prezintă o siguranță suficientă la oboseală, iar apariția unor fisuri rezultate din oboseala materialului este improbabilă. Totodată cât timp vătămarea cumulată a structurii nu depășește valoarea 0,8, intervalele de inspecție a structurii nu trebuie stabilite pe criterii de oboseală a materialului.

- ☞ Dacă  $0,8 \leq D_p < 1,0$  se consideră că există posibilitatea apariției unor fisuri din oboseală. Intervalul dintre două inspecții succesive va trebui astfel stabilit, încât urmărirea detaliilor constructive cu risc sporit de fisurare prin oboseală să se facă cu o deosebită atenție și să existe posibilitatea decelării eventualelor fisuri, pentru care trebuie întocmite relevee, iar apoi urmărit progresul acestora.
- ☞ Dacă  $D_p \geq 1,0$  atunci se consideră că nu mai prezintă siguranță din punct de vedere a obosealii!

## 2.5 Prevederile normativelor actuale

Principalele norme care conțin metodologii de evaluare a capacității portante a structurilor în exploatare din domeniul podurilor metalice (în principal a structurilor sudate) sunt date în tabelul următor.

<i>Normativ-Anul</i>	<i>Denumire</i>
SR 1911-98	<i>Poduri metalice de cale ferată. Prescripții de proiectare. Capitolul 11 Verificarea și consolidarea suprastructurilor metalice ale podurilor existente.</i>
DS 804-83	<i>Deutsche Bundesbahn. Vorschrift für Eisenbahnbrücken und sonstige Ingenieurbauwerke. Teil 6 : Bewertung der Tragfähigkeit bestehender Bauwerke.</i>
DS 805-91	<i>Bestehende Eisenbahnbrücken. Bewertung der Tragsicherheit und konstruktive Hinweise.</i>
DS 805-99	<i>Tragsicherheitsnachweis bestehender Eisenbahnbrücken.</i>
DIN 1073-74	<i>Stählerne Straßenbrücken. Berechnungsgrundlagen.</i>
DIN 1079-70	<i>Stählerne Straßenbrücken. Grundsätze für bauliche Durchbildung.</i>
DIN 4101-74	<i>Geschweißte stählerne Straßenbrücken. Berechnung und bauliche Durchbildung.</i>
DIN 1076-99	<i>Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen, Überwachung und Prüfung.</i>
SIA 161-90	<i>Stahlbauten. Kapitel zum Ermüdungsnachweis.</i>
BS 5400-80	<i>Steel, Concrete and Composite Bridges. Part 10 – Code of practice for fatigue.</i>
Eurocode 3-03	<i>Design of steel structures. Part 1.9 Fatigue. Part 2 Steel Bridges. Chapter 9 Fatigue assessment.</i>
IIW	<i>Design Recommendations for Cyclic Loaded Welded Steel Structures.</i>
AASHO	<i>Standard Specifications for Highway Bridges.</i>
ECCS TC6 - 2000	<i>Good Design Practice. A Guideline for Fatigue Design.</i>

**Tabelul 2. 1** Norme privind calculul la oboseală al podurilor

Aprecierea capacității portante a unui pod existent constituie o problemă complexă fiind necesară analiza mai multor aspecte. Începând cu 1986 o verificare sistematică a podurilor cu vechime în exploatare a fost inițiată în România.

↓ **Standardul român** din domeniul podurilor metalice de cale ferată **SR 1911-1998**

În domeniul podurilor metalice de cale ferată există o metodologie elaborată pe baza experienței acumulate la verificarea unui număr mare de poduri (SR 1911) și care se racordează

la recomandările Uniunii Internaționale a Căilor Ferate [2.33] și la standardul german de specialitate [2.22]. Aceasta cuprinde următoarele faze:

**FAZA I:** determinarea capacității portante a structurii bazată pe o inspecție detaliată la fața locului, analiza documentației existente, intervențiile structurale în timp (reparații, consolidări) precum și determinarea comportării generale în exploatare a structurii (fisuri, coroziune, vibrații). În această fază eforturile în structură se pot calcula cu metodele uzuale simplificate. Această fază se poate încheia în situația în care expertul consideră satisfăcătoare rezultatele obținute referitoare la starea tehnică a structurii. În caz contrar se trece la faza următoare.

**FAZA II:** determinarea stării de eforturi din structură utilizând modele de calcul complexe (structură spațială) precum și determinarea siguranței în exploatare a structurii. În această etapă se pot efectua încercări de material. Siguranța la oboseală a structurii se determină pe baza istoricului solicitărilor (respectiv cu regula cumulării liniare a vătămărilor).

**FAZA III:** Încercări statice și dinamice in situ. Acestea fiind costisitoare, se recomandă a fi efectuate doar în cazul unor structuri complexe, când există incertitudini asupra comportării acestora.

Metodologia adoptată de standardul românesc este prezentată în figura 2.37.

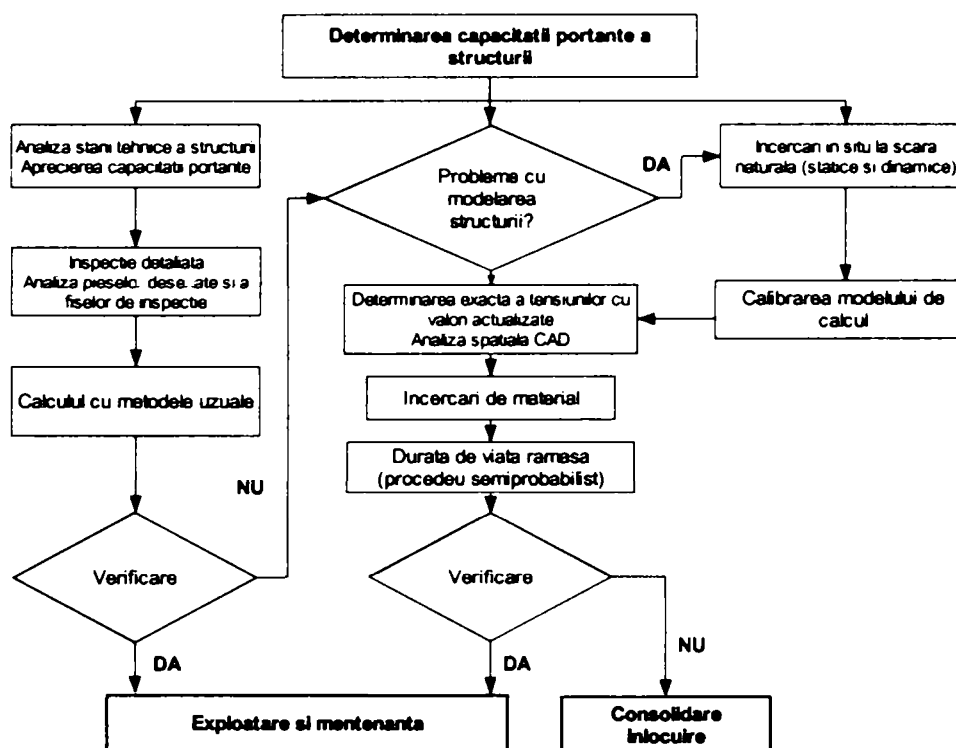


Figura 2. 37 Metodologia standardului românesc

Se subliniază că vătămarea cumulată indusă de diversele convoaie care au circulat pe structură este dată de criteriul Palmgreen – Langer – Miner.

Conceptul de siguranță ce stă la baza acestui normativ este unul determinist în care parametrii de bază care intervin în calcule (rezistențe, acțiuni, mărimi geometrice, etc.) sunt considerați nealeatori de mărimi certe. În această categorie se înscrie metoda rezistențelor admisibile (MRA), cunoscută în literatură și prin denumirea de

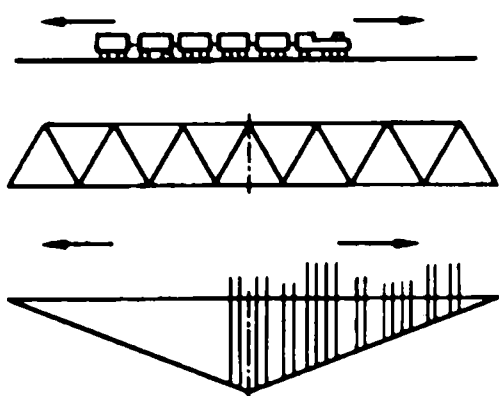
„Conceptul  $\sigma_a$ ”  $\rightarrow \sigma \leq \sigma_a \rightarrow$  „determinist”

↓ Normele germane DS 805 – 1991

În conformitate cu acestea, principalele etape pentru stabilirea capacității portante a podurilor metalice de cale ferată existente sunt:



ⓐ Stabilirea datelor privind traficul scurs pe pod [2.17].



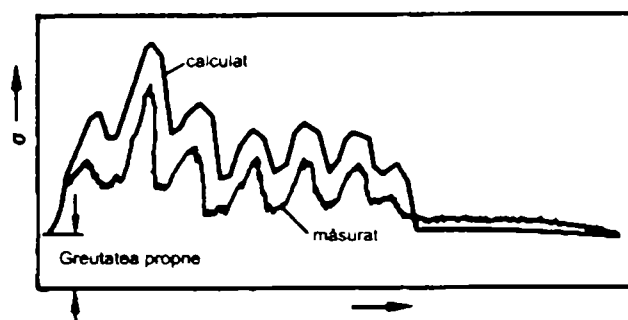
Traficul pe pod

Caracteristici:

- geometria vehiculelor;
- distanța dintre vehicule;
- încărcările pe osie;
- efectele dinamice.

Detaliul constructiv

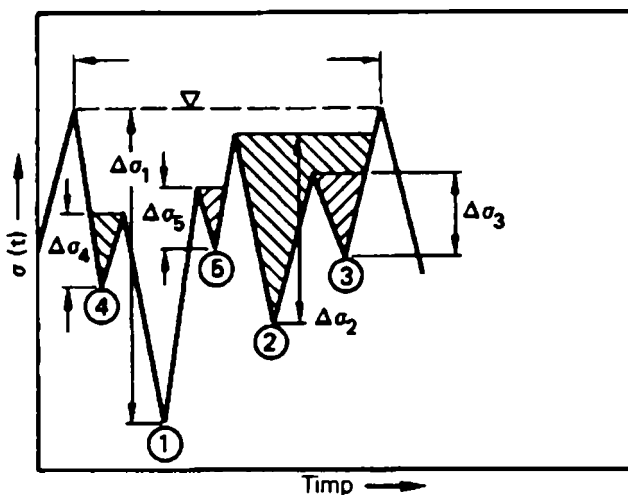
Amplitudinea tensiunilor din trafic



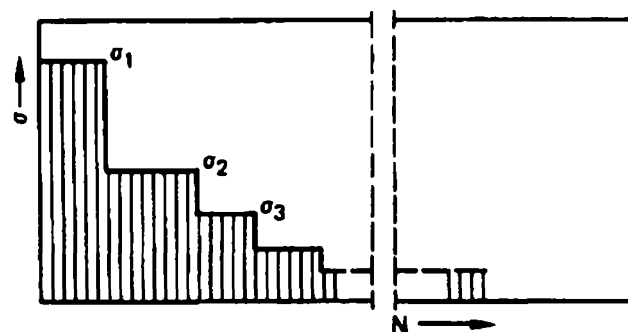
Diagramă de eforturi unitare - timp

- prin modelarea în calcule a traficului real scurs pe pod;
- prin înregistrări ale traficului.

*Notă: Există impresia generală că traficul adoptat în calculele de oboseală este supraevaluat față de cel real. Informațiile privind încărcările din trafic trebuie actualizate, fiind utilă stabilirea unor surse comune și amplitudinea (într-o țară veche (de exemplu în nivelul Europei Centrale), cât și elaborarea unor modele de trafic pentru trecul, cât mai simple și simple.*



Utilizarea unei metode de numărare (în ex. de față met. Rezervorului) pentru stabilirea colectivului de solicitare.



Colectivul de solicitare.

Ecarturi de tensiuni vs. număr de cicluri.

Figura 2. 38 Determinarea istoricului de solicitare

ⓐ Pentru a determina numărul și mărimea ciclurilor de solicitare se adoptă o metodă de numărare. În general diferitele normative și standarde adoptă metoda „Rezervorului“ sau metoda „Rainflow“, prin care se valorifică diagrama de eforturi unitare - timp. Pe baza acestor date se întocmește istoricul de solicitare.

- ⓐ Stabilirea curbei Wöhler.
- ⓐ Aplicarea regulii cumulării liniare a vătămărilor PLM:

$$D_d = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (2.53)$$

unde,  $D_d$  – vătămarea cumulată.

#### ✚ Normele elvețiene SIA 161/1990

Verificarea la oboseală constă în:

- $\Delta\sigma_e \leq \Delta\sigma_C$  (2.54)

unde  $\Delta\sigma_e$  este ecartul de tensiuni echivalent

$\Delta\sigma_C$  este rezistența la oboseală

- Ecartul de tensiuni echivalent se obține cu ajutorul unui factor de încărcare  $\alpha$ , care exprimă „plinătatea” istoricului solicitărilor (real) față de convoiul standard (UIC).

$$\Delta\sigma_e = \alpha \Delta\sigma \quad (2.55)$$

unde  $\Delta\sigma$  reprezintă ecartul de tensiuni obținut cu ajutorul tensiunilor maxime

$$\sigma_{\max} - \sigma_{\min}$$

- Coeficientul  $\alpha$  a fost calculat pentru un trafic tip și este dat în figura de mai jos:

#### FACTORUL DE INCARCARE PENTRU LINII CU ECARTAMENT NORMAL

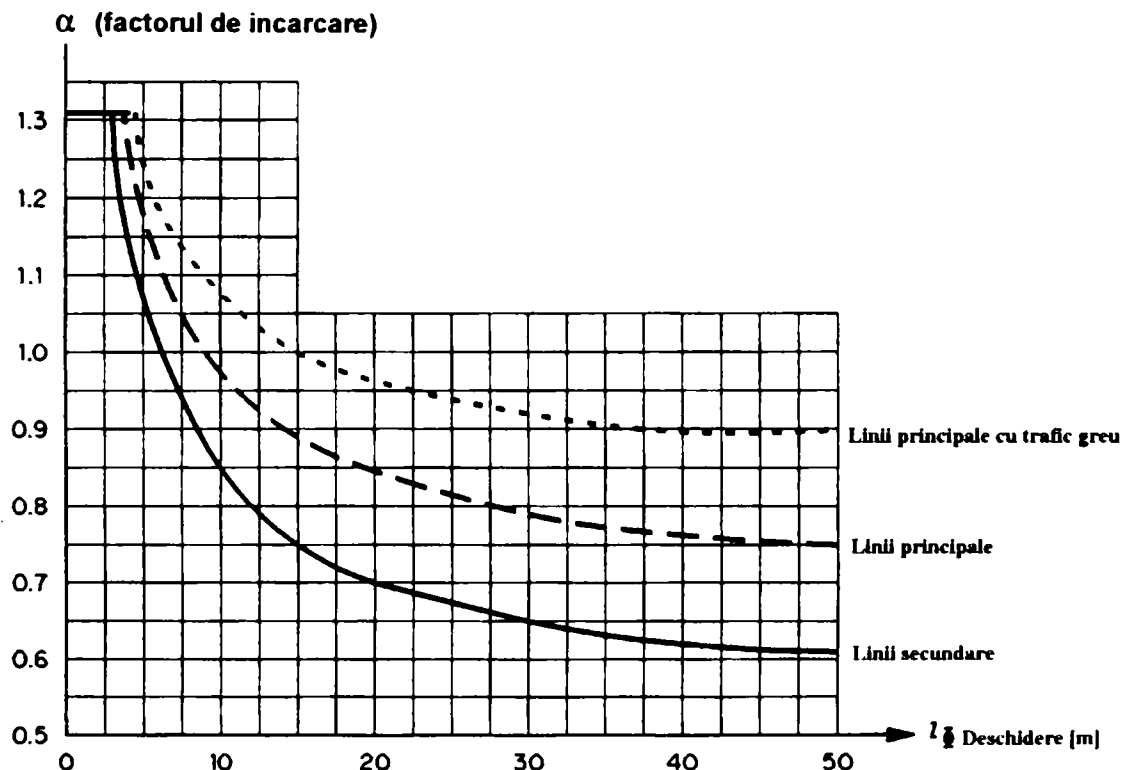


Figura 2.39 Factorul de încărcare  $\alpha$

- $\Delta\sigma_C$ , rezistența la oboseală este dată în norme pentru diferite cazuri de crestare. Podurile nituite nu sunt cuprinse în mod explicit. Pentru elemente îmbinate cu șuruburi SIR se propune:

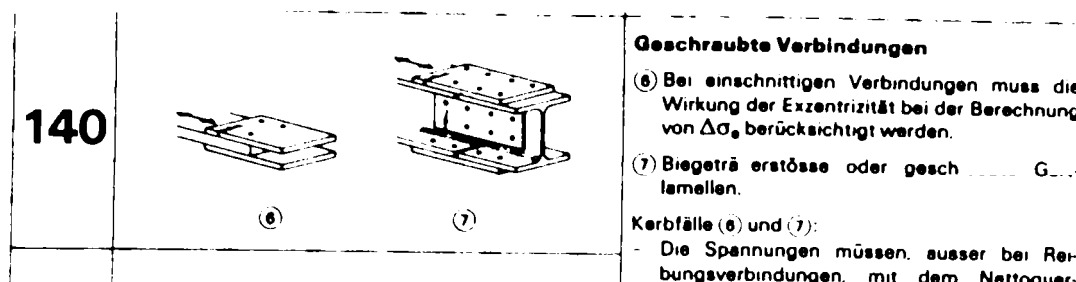


Figura 2. 40 Cazul de crestare 140

Evident valoarea de 140 este prea mare; în literatura se recomandă reducerea acesteia la 80 sau chiar 70.

Obs. 1. Calculul este simplu; cunoscând ecartul efectiv  $\Delta\sigma$  și încadrând traficul în unul din cele trei cazuri se poate face verificarea !

2. În mod evident normele de mai sus se referă la poduri noi și la traficul specific Elveției, dar pot fi utilizare, ca valoare orientativă și pentru alte poduri.

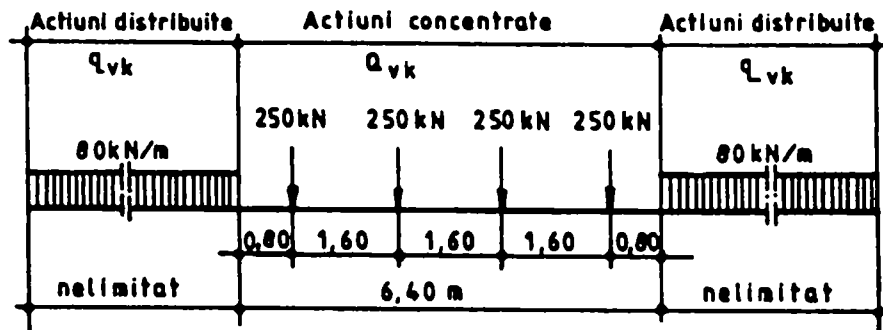
- Pentru poduri vechi există o directivă specială editată de TSCHUMI; mecanismul de verificare este identic; diferă valorile coeficientului  $\alpha$  și a rezistenței la oboseală.

Mod de calcul:

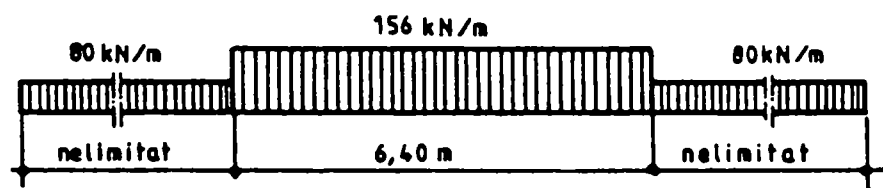
①



②



Convoiu UIC 71



Convoiu UIC 71 simplificat

Figura 2. 41 Convoiu UIC 71

$\Rightarrow \sigma_{max}$

$\Rightarrow \Delta\sigma = \sigma_{max \text{ UIC}}$

③  $\alpha$  se determină în funcție de deschiderea L și de caracterul liniei.

④ se face verificarea cu relația 2.54

### Observații

- ✎ Metodologia cuprinsă în SR 1911-98 are un caracter orientativ, având la bază un calcul probabilist.
- ✎ Problema cea mai dificilă constă în stabilirea istoricului real de solicitare pentru elementul structural verificat (lonjeron, antretoază, grinda principală, etc.).
- ✎ Acest istoric se poate reconstitui cu o acuratețe destul de bună pe baza analizei trenurilor reale care au circulat în trecut (acest lucru s-a făcut de către INCERTRANS București pentru unele linii CF din vestul țării).
- ✎ Normele germane DS 805 prevăd un număr de trenuri caracteristice din trecut cu ajutorul cărora se poate reconstitui traficul scurs pe pod. Acest calcul este relativ laborios.
- ✎ O metodă alternativă constă în măsurarea la ora actuală a unei vătămări specifice pe tona transportată și reconstituind histograma tonajului transportat de la darea în folosință a structurii se poate determina vătămarea totală. Metoda are un caracter aproximativ, deoarece nu ține seama de alcătuirea reală a convoaielor (distanță dintre osii, etc.).
- ✎ La ora actuală există tendința introducerii unei metode moderne, complementare bazate pe principiile mecanicii ruperii. Prin stabilirea vitezei de propagare a unei fisuri existente se poate determina durata de viață rămasă a elementului analizat.

### ✎ Normele europene EUROCODE

Normele europene, deși foarte voluminoase și acoperind întreaga gamă a calculului construcțiilor nu prevăd în mod explicit o metodologie de calcul pentru aprecierea capacității portante a structurilor existente, ele referindu-se doar la construcții noi.

Având în vedere observațiile înscrise mai sus, precum și importanța problemei, unele țări au elaborat normative în domeniu. În ultimele două până la trei decenii acestea au evoluat mult; dacă primele prescripții aveau la bază doar criterii simple de cumulare a degradărilor produse de traficul scurs pe pod, ulterior au apărut criterii care țin seama de apariția și dezvoltarea fisurilor produse de oboseala materialului. În acest sens se poate da ca exemplu noua ediție a standardului german **DS 805** apărută în anul 1999, care are la bază un concept de siguranță semiprobabilist, denumit și

$$\text{„Conceptul EC”} \rightarrow \gamma_S S_k \leq \frac{R_k}{\gamma_M} \rightarrow \text{„semiprobabilist”} \quad (2.56)$$

O corespondența între vechiul concept de siguranță (MRA – SR 1911-98) și metoda semiprobabilistă a stărilor limită (DS 805, Eurocode) se prezintă succint în cele ce urmează.

$$\text{„Conceptul } \sigma_a \text{”} \quad \sigma_{ef} \leq \sigma_a$$

unde valorile eforturilor unitare  $\sigma$  efective și admisibile au fost stabilite pe baza unui coeficient unic de siguranță -  $\gamma_{gl}$

✎ În cazul încărcărilor valorile cuprinse în norme sunt *valori caracteristice*.

☞ Pentru verificări de rezistență la limita de curgere, cu valoarea caracteristică  $f_{y,k}$  este valabilă următoarea formulă:

$$\sigma_{cf} \leq \frac{f_{y,k}}{\gamma_{gl}} \quad (2.57)$$

în care dacă  $\gamma_{gl}$  se desparte într-un coeficient parțial de siguranță  $\gamma_M$  pentru material și într-unul parțial de siguranță vizând încărcările  $\gamma_F$  așa încât:

$$\gamma_{gl} = \gamma_M \times \gamma_F \quad (2.58)$$

rezultă:

$$\sigma_d = \sigma_{cf} \times \gamma_F \leq \frac{f_{y,k}}{\gamma_M}, \text{ unde:} \quad (2.59)$$

$\sigma_d$  – reprezintă valoarea de calcul a solicitării

$\frac{f_{y,k}}{\gamma_M}$  - reprezintă valoarea de calcul a capacității portante

În norma germană DS 805-1999 se mai utilizează încă un coeficient parțial de siguranță  $\gamma_B$ , care ține cont de vechimea (starea reală) a elementului și-l modifică pe  $\gamma_M$ ; astfel se poate scrie relația:

$$\gamma_{gl} = \gamma_M \times \gamma_B \times \gamma_F \quad \rightarrow \quad \begin{aligned} \sigma_{cf} &= \frac{\sigma_d}{\gamma_F} \\ \sigma_a &= \frac{f_{y,k}}{\gamma_{gl}} \end{aligned} \quad (2.60)$$

### ↓ Normele germane DS 805 – 1999

În continuare se vor descrie succint prevederile noilor norme germane DS 805-1999, pentru stabilirea siguranței în exploatare a podurilor metalice nituite de cale ferată cu durată mare de exploatare. Se subliniază faptul că normele conțin și o parte referitoare la podurile sudate.

Aprecierea capacității portante a structurilor se realizează pe baza unei metodologii în patru etape de intensități diferite:

- ☞ Aprecierea siguranței în exploatare.
- ☞ Determinarea siguranței în exploatare.
- ☞ Calculul exact al siguranței în exploatare.
- ☞ Determinarea siguranței în exploatare pe baza încercărilor „in situ”.

La baza acestei metode stă factorul de încărcare  $\beta_{UIC}$  [2.21].

În cazul în care se verifică structuri a căror sisteme statice sunt simple și clare se poate uza de primele două etape; dacă acestea nu dau rezultatele corespunzătoare se trece la etapa a treia și a patra. Dacă structura a fost calculată la convoaie mult mai reduse decât cele de astăzi (modelul de încărcare UIC 71), atunci se trece direct la etapele trei și patru. În aceeași situație intră și structurile care prezintă degradări mari. Pentru structurile cu o durată de viață  $T > 60$  ani se va face și o verificare la oboseală, cu criteriul PLM. Pentru elemente degradate puternic, ce

prezintă fisuri, în situația în care determinarea duratei de viață rămase prin metoda clasică nu conduce la rezultate satisfăcătoare, se va determina intervalul de exploatare pe baza conceptelor mecanicii ruperii.

Determinarea duratei de viață rămase pentru structurile de cale ferată nituite se realizează în următoarele etape:

- ✓ Determinarea coeficientului de încărcare relevant pentru oboseală  $\beta_{D,UIC}$

$$\beta_{D,UIC} = \frac{adm\Delta\sigma_{Be,\kappa}}{\Phi \cdot \max \Delta\sigma_{UIC}} \quad (2.61)$$

unde:

$\Phi$ - coeficient dinamic, conform DS 804

$\max\Delta\sigma_{UIC}$  - ecartul de tensiuni maxim pentru convoiul UIC 71

$adm\Delta\sigma_{Be,\kappa}$  - conform DS 804, tabelele 4 și 5, luând în considerare

$$\kappa = \frac{\sigma_g + \Phi \cdot \min \sigma_{UIC}}{\sigma_g + \Phi \cdot \max \sigma_{UIC}} \quad (2.62)$$

- ✓ Determinarea vătămării cumulate în trecut, pentru perioada de timp scursă de la darea în exploatare a podului, pe baza traficului real scurs pe pod

$$D_{Trecut} = \rho_1 \cdot \rho_2 \cdot \rho_3 \cdot \rho_4 \cdot D_{Trecut,1876} \quad (2.63)$$

unde  $D_{Trecut}$  – reprezintă vătămările cumulate în trecut până în anul 1996, luându-se în considerare anul de construcție al podului, traficul anual scurs pe pod, raportul solicitărilor și viteza admisă de circulație pe pod.

$\rho_1$  – factor de corecție al vătămării cumulate  $D_{Trecut,1876}$  în funcție de anul de construcție a structurii și de deschiderea podului, conform diagramei din figura 2.42.

$\rho_2$  – factor de corecție ce ține seama de gradul de încărcare al liniei pe care este situată structura, tonajul brut / linie / an

$$\rho_2 = \frac{\text{tonaj maxim brut pe an în tone}}{25 \cdot 10^6} \quad (2.64)$$

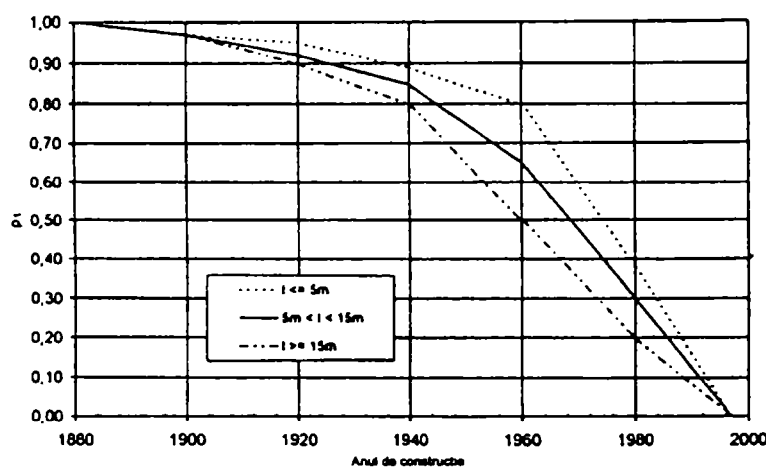


Figura 2. 42 Factorul de corecție  $\rho_1$

$\rho_3$  – Factor de corecție ce ține seama de frecvența de întâlnire a convoaielor pe structuri cu mai multe linii (la structurile cu o singură linie  $\rho_3 = 1,0$ )

$\rho_4$  – Factor de corecție ce ține seama de viteza de circulație admisă pe pod, în funcție de lungimea caracteristică a elementului structural în [m]

✓ Determinarea duratei de viață rămase

$$R = \frac{1 - D_{Trecut}}{0,01 + D_{Viitor}} - A \leq 50 \text{ ani} \tag{2.65}$$

unde:  $D_{Viitor}$  – vătămarea anuală cumulată în viitor stabilită cu una din formulele:

$D_{Viitor} = 0,025 \cdot D_{Trecut}$  - în cazul în care nu sunt luate măsuri de consolidare, nu există modificări de trafic pe structură în viitor

$$D_{Viitor} = 0,025 \cdot \frac{\rho_{2,Viitor}}{\rho_{2,Trecut}} \cdot \frac{\rho_{4,Viitor}}{\rho_{4,Trecut}} \cdot \left( \frac{\beta_{D,UIC,Viitor}}{\beta_{D,UIC,Trecut}} \right)^5 \cdot D_{Trecut} \tag{2.66}$$

în cazul în care în viitor se iau diverse măsuri, de exemplu – consolidarea grinzilor ( $\beta_{D,UIC,Viitor}$ ), sau vor exista modificări ale tonajului brut anual ( $\rho_{2,Viitor}$ ), sau limitarea vitezei admise de circulație pe pod – restricții de viteză ( $\rho_{4,Viitor}$ ).

✓ Determinarea intervalului de exploatare pe baza principiilor mecanicii ruperii

Această determinare se face pentru elemente constructive ce prezintă degradări (vătămări) – fisuri, sau pentru elemente constructive solicitate la întindere în cazul în care determinarea duratei de viață rămase prin metoda clasica PLM nu a condus la rezultate satisfăcătoare.

$$I = \frac{(\Phi \cdot \max \Delta \sigma_{UIC} \cdot \sqrt{a_0})^3 \cdot 10^8 \cdot \rho_{BM}}{1,5 \cdot T_{Viitor}} \tag{2.67}$$

$\max \Delta \sigma_{UIC}$  - ecartul de tensiuni maxim pentru convoiul UIC 71, conform DS 804

$\Phi$ - coeficient dinamic, conform DS 804

$a_0$  - Lungimea inițială a fisurii [mm]; în general se acceptă o lungime inițială egală cu  $(D + 10) / 2$  unde  $D$  – este diametrul nitului

$\rho_{BM}$  - Factor de tonaj exprimat în  $10^6$  tone, depinde de lungimea elementului, grosimea modelului și tipul de fisură; valoarea se obține din diagramele din figura 2.43

$T_{Viitor}$  - Tonajul brut anulă în viitor, exprimat în  $10^6$  tone

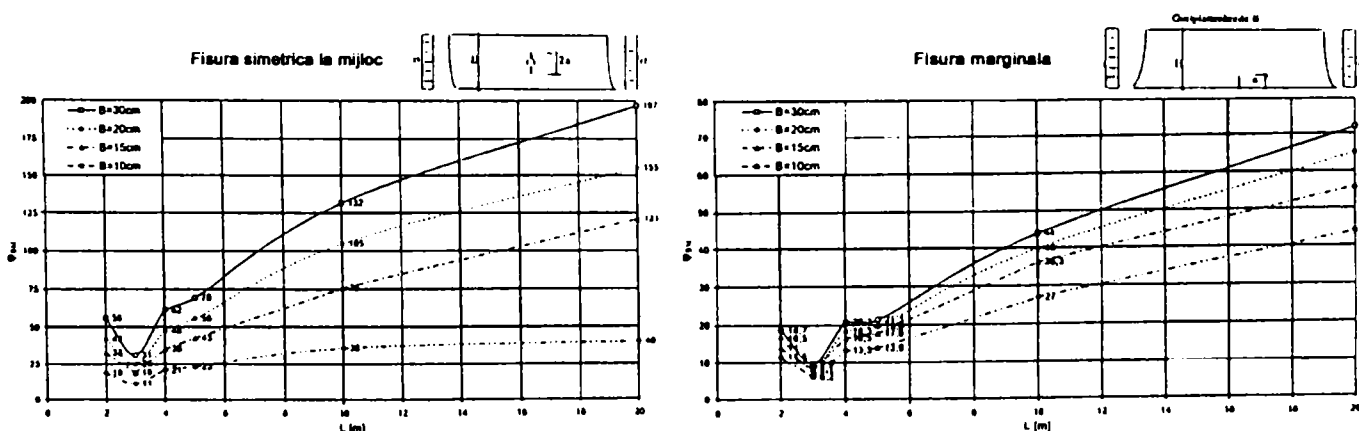


Figura 2. 43 Factorul  $\rho_{BM}$

✚ Normele românești în domeniul podurilor de șosea ?

Analiza stării tehnice a podurilor de șosea se efectuează la ora actuală în conformitate cu instrucțiunile elaborate de către Administrația Națională a Drumurilor [2.34]. Acestea prevăd că: “Starea tehnică a unui pod se determină în scopul stabilirii lucrărilor de întreținere respectiv a lucrărilor de reparații necesare pentru aducerea structurii de rezistență a podului în condiții tehnice corespunzătoare cerințelor traficului.” Se definesc o serie de indici de calitate și funcționabilitate, starea tehnică generală a unui pod fiind exprimată de un indice total de calitate:

$$I_{ST} = \sum_{i=1}^{i=5} C_i + \sum_{i=1}^{i=5} F_i \quad (2.68)$$

În relația de mai sus indicele de calitate a stării tehnice a podului se calculează pe baza următoarei expresii:

$$C_i = C_1 + C_2 + C_3 + C_4 + C_5$$

Indicele de calitate al principalelor caracteristici funcționale ale podului se calculează conform relației:

$$F_i = F_1 + F_2 + F_3 + F_4 + F_5$$

Pentru fiecare indice se acordă un punctaj; starea tehnică a unui pod se exprimă prin valoarea totală a indicelui de calitate și se clasifică în cinci clase tehnice.

Metodologia de mai sus are un pronunțat *caracter calitativ*.

În ceea ce privește podurile metalice de șosea, având în vedere faptul că în țara noastră nu există un normativ care să reglementeze în mod specific metodologia de apreciere a capacității portante a podurilor existente, există o propunere [2.35] bazată pe experiența acumulată în domeniu, pe normele existente în domeniul podurilor de cale ferată și pe baza consultării standardului german de profil DIN 1076 / 1999.

✚ Normele germane DIN 1076-1999

Această normă prevede o metodologie modernă și completă (vezi tabelul 2.2) de verificare a podurilor. Pe baza unei grile complexe se acordă un punctaj, abordându-se în principiu trei aspecte: siguranța în exploatare (d.p.d.v. al traficului), durabilitatea și capacitatea portantă a structurii.



## VERIFICAREA LA OBOSEALĂ A PODURILOR METALICE DE ȘOSEA

## TREAPTA 1 VERIFICAREA LA OBOSEALĂ

$$\gamma_{Ff} \cdot \max \Delta\sigma \leq \frac{\Delta\sigma_D}{\gamma_{Mf}}$$

unde:  $\gamma_{Ff}$  – coeficientul parțial de siguranță al acțiunilor (de regulă = 1,0)  
 $\gamma_{Mf}$  – coeficient parțial de siguranță al materialului (cf. EC3 = 1,0.....1,35)  
 $\max\Delta\sigma$  - ecartul maxim de tensiuni produs de convoi  
 $\Delta\sigma_D$  – valoarea de palier a rezistenței la oboseală pentru detaliul considerat

**Obs.** Această verificare este acoperitoare, deoarece valoarea  $\max\Delta\sigma$  apare relativ rar; dacă nu este implicată se trece la treapta următoare.

## TREAPTA 2 VERIFICAREA LA OBOSEALĂ SUB SARCINI DE EXPLOATARE

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \leq 1$$

unde:  $D$  – vătămarea cumulată  
 $n_i$  – numărul de cicluri ale ecarturilor  $\Delta\sigma_i$  pe durata de exploatare (spectrul de tensiuni)  
 $N_i$  – numărul maxim de cicluri de mărime  $\gamma_{Ff} \Delta\sigma_i$  pentru detaliul constructiv respectiv, față de valorile curbei Wöhler reduse cu  $\gamma_{Mf}$

**Obs.** Dacă condiția de mai sus nu este îndeplinită datorită faptului că nu s-a realizat reconstituirea istoricului solicitărilor, s-au dacă  $D > 1,0$  atunci se recomandă o evaluare pe baza *meccanicii ruperii*. Aceasta este de asemenea necesară dacă s-au observat fisuri.

## TREAPTA 3 UTILIZAREA PRINCIPIILOR MECANICII RUPERII

$$K_{\max} \leq \frac{K_c}{\gamma_{Mf}}$$

$$(\Delta K)_{\max} \leq \frac{(\Delta K)_c}{\gamma_{Mf}}$$

Factorul de intensitate al tensiunilor:

$$K_{\max} = \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \sigma_{\max} \cdot y(a)$$

unde  $a$  – lungimea fisurii determinată din ecuația PARIS

$$da / dn = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)$$

(viteza de propagare a fisurii pentru un ciclu de solicitare)

$C, m$  – constante ale materialului

$$\Delta K = \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \Delta\sigma \cdot Y(a)$$

$\Delta K_{th}$  – valoare de prag; sub această valoare fisura nu progresaază;

$K_c$  – tenacitatea materialului

$\Delta K_c$  – valoarea critică a ecartului factorului de intensitate a tensiunilor

**Obs.** Dacă verificarea de mai sus nu este îndeplinită se trece la treapta 4.

## TREAPTA 4 APLICAREA PRINCIPIILOR MECANICII RUPERII PE BAZA VALORILOR OBTINUTE PRIN MĂSURĂTORI IN SITU

Măsurătorile se referă atât la valorile parametrilor materialului (factorul de intensitate al tensiunilor, și parametrii vitezei de propagare a fisurii) cât, mai ales, la solicitările reale ale structurii.

Tabelul 2. 2

**Concluzii**

Având în vedere importanța domeniului cât și cele prezentate în cadrul acestui capitol se consideră ca fiind necesară actualizarea normelor pentru aprecierea siguranței în exploatarea podurilor metalice existente, cu abordarea următoarelor probleme:

- ↗ reformularea conceptului clasic în ideea unei abordări mai exacte și ușoare („prietenoase”) a problemei;
- ↗ completarea conceptului clasic cu metoda bazată pe principiile mecanicii ruperii.

**Bibliografie – Capitolul 2**

- [2.1]. Schütz, W., „*A History of Fatigue*”, Eng. Fract. Mech., vol.54 (2), p.263-300, 1996.
- [2.2]. Brozzetti, J., Hirt, A., „*Concepts de dimensionnement a la fatigue des ouvrages metalliques selon les recommandations de la CECM*”, Construction Metallique 1/1997.
- [2.3]. Sedlacek, G., „*Ermüdung – Vorlesung*”, Technische Hochschule Aachen, 2001.
- [2.4]. Dalban, C., Chesaru, E., Dima, S., Serbescu, C., „*Construcții cu structură metalică*”, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1997.
- [2.5]. \* \* \*, ESDEP - European Steel Design and Education Programme, „*Fatigue I*”, Vol. 18 Londra – 1995.
- [2.6]. \* \* \*, STAS 1911-75, „*Poduri de cale ferată. Prescripții de proiectare*”; Institutul Român de Standardizare, București, 1975.
- [2.7]. \* \* \*, EUROCODE 3, „*Design of Steel Structures*”, Part 1, 2, CEN - prEN 2003.
- [2.8]. Ekberg, A., „*Fatigue – Some Notes*”, Dep. Of Solid Mechanics, Chalmers University of Technology, 1997.
- [2.9]. Bondariuc, V., Băncilă, R., „*Poduri metalice*”, I.P.T. – 1990.
- [2.10]. Bondariuc, V., Băncilă, R., „*Poduri metalice*” volumul I, I.P.T. – 1987.
- [2.11]. Bondariuc, V., Băncilă, R., Bolduș D., „*Poduri metalice*”, vol. I și II, Ed. Trefla – 1997.
- [2.12]. Petersen, C., „*Stahlbau*”, Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, Braunschweig / Wiesbaden, 1993.
- [2.13]. Corneliu, B., „*Verificarea calității, siguranței și durabilității construcțiilor*”, Ed. Facla, Timișoara 1989.
- [2.14]. \* \* \*, ECCS-TC6, „*Good Design Practice – A Giudeline for Fatigue Design*”, 105/2000.

- [2.15]. \* \* \*, STAS 500/2-80, „*Oțeluri de uz general pentru construcții. Mărci*”, Institutul Român de Standardizare, București, 1980.
- [2.16]. Fujiwara, M, et. Al., „*Stress Histograms and Fatigue Life Evaluation of Highway Bridges*”, Bericht IVBH – Colloq. Copenhagen, p. 301-308, 1993.
- [2.17]. Kosteas, D., „*Stahlbau Handbuch*”, Band 1, Sonderbuch, Für Studium und Praxis, Stahlbau Verlag, Köln, 1982.
- [2.18]. \* \* \*, ESDEP - European Steel Design and Education Programme, „*Fatigue II*”, Vol. 19 Londra – 1995.
- [2.19]. \* \* \*, ESDEP - European Steel Design and Education Programme, „*Structural Systems - Refurbishment*”, Vol. 16 Londra – 1995.
- [2.20]. Kosteas, D., „*Stahlbau Handbuch – Sonderbuch*”, Für Studium und Praxis, Stahlbau Verlag, Köln, 1996.
- [2.21]. \* \* \*, DS 804 „*Vorschrift für Eisenbahnbrücken und sonstige Ingenieurbauwerke*”, 1983.
- [2.22]. \* \* \*, DS 805, „*Bestehende Eisenbahnbrücken. Bewertung der Tragsicherheit und konstruktive Hinweise*”, Hauptverwaltung der Deutschen Bundesbahn, 1991.
- [2.23]. \* \* \*, DS 805, „*Tragsicherheitsnachweis bestehender Eisenbahnbrücken*”, Hauptverwaltung der Deutschen Bundesbahn, 1999.
- [2.24]. \* \* \*, SR 1911-98, „*Poduri metalice de cale ferată. Prescripții de proiectare*”, Institutul Român de Standardizare, București, 1998.
- [2.25]. \* \* \*, DIN 1073, „*Stählerne Straßenbrücken. Berechnungsgrundlagen*”, 1974.
- [2.26]. \* \* \*, DIN 1079, „*Stählerne Straßenbrücken, Grundsätze für bauliche Durchbildung*”, 1970.
- [2.27]. \* \* \*, DIN 4101, „*Geschweißte stählerne Straßenbrücken. Berechnung und bauliche Durchbildung*”, 1974.
- [2.28]. \* \* \*, DIN 1076, „*Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen, Überwachung und Prüfung*”, 1999.
- [2.29]. \* \* \*, SIA 161, „*Stahlbauten*”, 1990.
- [2.30]. \* \* \*, BS 5400, „*Steel, Concrete and Composite Bridges*”, 1980.
- [2.31]. \* \* \*, „*Design Recommendations for Cyclic Loaded Welded Steel Structures*”, IIW-Document, 2003.
- [2.32]. \* \* \*, AASHTO LRFD „*Bridge Design Specifications*” . American Association of State Highway and Transportation Officials, First Edition, 1994.
- [2.33]. \* \* \*, Code UIC 778-2R; „*Recommandations pour la détermination de la capacité portante des structures métalliques existantes*”, Union Internationale des Chemins de fer, Paris, 1986.
- [2.34]. \* \* \*, „*Stabilirea stării tehnice a podurilor de șosea*”, AND.
- [2.35]. Petzek E., Băncilă R., „*Un punct de vedere asupra expertizării unui pod metalic existent*”, Zilele Academice Timișene, Timișoara, 1999.
- [2.36]. \* \* \*, AASHTO, „*Guide Specifications for Fatigue of Steel Bridges*”, 13<sup>th</sup> edition. Washington, D.C., 1989.

- [2.37]. Băncilă. R., et. al., „*Direcții actuale în calculul și proiectarea podurilor*”, Ed. Mirton, Timișoara – 1995.
- [2.38]. Băncilă. R., et. al., „*Direcții actuale în calculul și proiectarea podurilor*”, Ed. Mirton, Timișoara – 1996.
- [2.39]. Băncilă. R., et. al., „*Direcții actuale în calculul și proiectarea podurilor*”, Ed. Mirton, Timișoara – 1997.
- [2.40]. Băncilă. R., et. al., „*Direcții actuale în calculul și proiectarea podurilor*”, Ed. Mirton, Timișoara – 1999.
- [2.41]. Băncilă. R., et. al., „*Aspecte actuale din domeniul podurilor metalice*”, Ed. Mirton, Timișoara – 1998.
- [2.42]. Hudson, R. M., Ramsay, W., "The Importance and Influence of Protection Systems Maintenance and Whole Life Costings" 4<sup>th</sup> International Symposium on Steel Bridges, Leipzig – 1999.
- [2.43]. Kunz, P., "Remaining Life of Existing Steel Bridges" 3<sup>th</sup> International Symposium on Steel Bridges, Rotterdam – 1996.
- [2.44]. Brandes, K., „*Experimentelle Absicherung von Untersuchungen zur Restnutzungsdauer älterer Stahlbrücken*“ Stahlbau 63 / 1994.
- [2.45]. Sedlacek, G., „*Die Tragsicherheit, die Ermüdungssicherheit und das Sprödbruchproblem*“ Stahlbau 65, 1996.
- [2.46]. Bassetti, A., Liechti, P., Nussbaumer, A., „*Fatigue Resistance and Repairs of Riveted Bridge Members*“ ICOM / EPF Lausanne, 1998.
- [2.47]. Walser, R., Steiner, W., „*Strengthening a Bridge with Advanced Materials*“ IABSE Publication, 1998.
- [2.48]. \* \* \*, „*Stahlbau Handbuch*”, Für Studium und Praxis, Vol. 1, 2, Stahlbau Verlag, Köln, 1982.
- [2.49]. Hirt, M. A., Bez R., „*Stahlbau – Grundbegriffe und Bemessungsverfahren*”, Ernst & Sohn Verlag, Berlin 1998.
- [2.50]. \* \* \*, „*Stahlbau Kalender*”, Ernst & Sohn Verlag, Berlin 1999.
- [2.51]. Moga M., „*Contribuții la studiul comportării și elaborarea metodelor de calcul la oboseală al structurilor de poduri*”, Teză de doctorat, București – 1999.
- [2.52]. Roik, K.-H., „*Vorlesungen über Stahlbau*”, Ernst & Sohn, Berlin 1983.
- [2.53]. Maddox, S.J., „*Fatigue Strength of Welded Structures*”, Cambridge, Abington Publishing, 1991.
- [2.54]. Quoos, V., Geißler, K., Sedlacek, G., Hensen, W., „*Zum Restnutzungsdauernachweis für stählerne Eisenbahnbrücken*”, Der Stahlbau, 69/2000.
- [2.55]. Petzek, E., „*Probleme actuale privind oboseala structurilor metalice*”, Referat de doctorat, München, dec. 1999 – ian. 2000.

## CAPITOLUL 3. PRINCIPIILE DE BAZĂ ALE MECANICII RUPERII.

### 3.1 Introducere

Producerea unui număr însemnat de evenimente [3.1] la majoritatea construcțiilor ingineresti cum ar fi: *nave maritime* (de ex. navele Liberty, tancurile petroliere T-2), *avioane* (de ex. De Havilland Comet, F-111 și multe altele), *poduri metalice* (de ex. Point Pleasant – USA, Kings Bridge – Australia, Vierendeel – Belgia, poduri de autostradă sudate – Germania), etc. soldate cu importante pierderi materiale și uneori de vieți omenești (la cedarea podului Point Pleasant murind 46 de oameni), poluări grave ale mediului înconjurător, au condus la inițierea unor ample studii și cercetări ce au avut drept scop elucidarea cauzelor acestor cedări, înțelegerea fenomenelor produse, cât și elaborarea unor metode de proiectare perfecționate.

O contribuție esențială în înțelegerea procesului de rupere a avut-o în ultimele decenii mecanica ruperii. Aceasta a arătat faptul că datorită interdependenței dintre materiale, fabricare, proiectare și încărcări, ruperile fragile nu pot fi eliminate numai prin utilizarea unor materiale cu o tenacitate mai bună. Proiectantului îi revine responsabilitatea fundamentală în ceea ce privește siguranța structurală, respectiv fiabilitatea acesteia.

Prezența unor defecte microstructurale rezultate la fabricarea materialului metalic, cât și posibilitatea prezenței unor fisuri din oboseala materialului în cadrul elementelor structurale, constituie concentratori de eforturi și modifică esențial comportarea acestora. Mecanica ruperii, constituită ca o știință interdisciplinară, a permis, prin preluarea unor cunoștințe din rezistența materialelor, teoria elasticității și metalurgia aplicată, fundamentarea unor noi criterii de rupere bazate pe metode de evaluare a capacității reale de încărcare a structurilor caracterizate de defecte. Posibilitatea efectuării unor analize bazate pe astfel de concepte, atât în stadiul de proiectare cât și în serviciu, a determinat ca metodele de analiză ale mecanicii ruperii să fie introduse și în unele norme de proiectare.

O comparație între metodele tradiționale de proiectare și o abordare bazată pe principiile oferite de mecanica ruperii este ilustrată în figura 3.1. Se poate observa faptul că abordarea bazată pe metodele convenționale de proiectare (cazul a) ce utilizează ca valori de comparație (a eforturilor calculate în structură) eforturi critice (limita de curgere, respectiv rezistența la tracțiune) este completată în cazul b prin introducerea unui termen variabil adițional ce vizează mărimea defectului structural, respectiv prin înlocuirea caracteristicii de rezistență a materialului cu tenacitatea la rupere a acestuia. În termeni generali, prin tenacitatea la rupere a materialului se înțelege rezistența pe care acesta o opune tendinței de creștere a unei fisuri.

Metodele de calcul clasice se bazează pe verificări de rezistență și stabilitate a structurii, admitând o comportare elastică, elasto-plastică sau plastică a materialului, dar ele devin inaplicabile în cazul unor elemente structurale care prezintă fisuri.

Cu alte cuvinte, mecanica ruperii este o metodă de caracterizare a ruperii și a comportamentului la oboseală a elementelor structurale cu defecte ascuțite de tipul fisuri în termeni care pot fi utilizați de ingineri și anume: eforturi unitare ( $\sigma$ ) și mărimea defectului ( $a$ ).

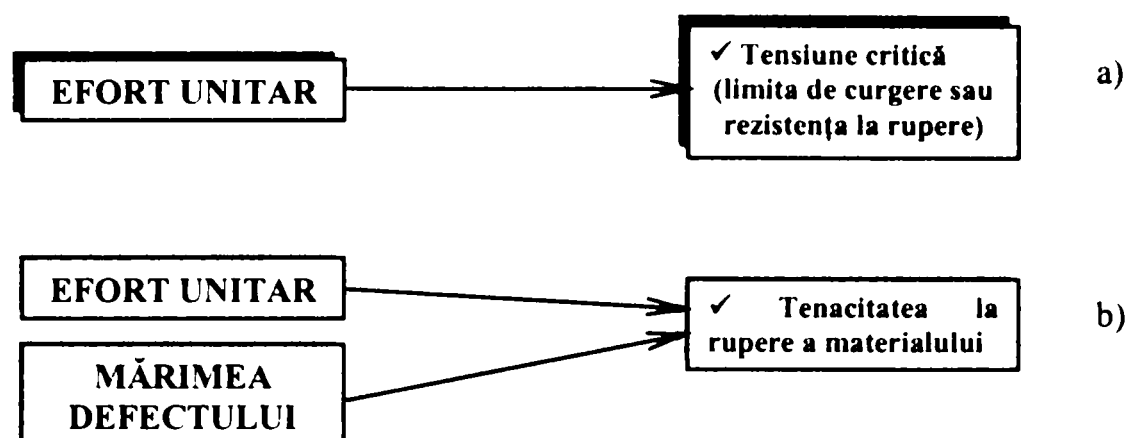


Figura 3. 1 Abordare tradițională vs. abordare pe baza mecanicii ruperii

### 3.2 Scurt istoric

Fondarea disciplinei de mecanica ruperii are loc în anul 1920, când **Griffith** a pus bazele unui nou concept privind extensia unei fisuri existente având la bază comparația dintre forța de extensie a fisurii și valoarea critică a acesteia [3.2].

Abia numărul mare de cedări prin rupere fragilă a unor vase în perioada celui de al II-lea război mondial conduce la tratarea cu maximă atenție a problemei ruperii fragile de către ingineri. Dintre cele aproximativ 5000 de vase comerciale construite de către americani în timpul celui de al II-lea război mondial, mai mult de 1000 dintre ele au prezentat fisuri de dimensiuni considerabile până în anul 1946. Între anii 1942 – 1952 mai bine de 200 de vase au prezentat fisuri serioase, iar cel puțin 9 tancuri petroliere T2 și 7 vase Liberty s-au rupt pur și simplu în două ca urmare a ruperilor fragile.

În 1955 apar conceptele [3.4] de „fail safe” și „safe life”. „Safe life” înseamnă că o componentă este proiectată să dureze o perioadă predefinită, iar „fail safe” înseamnă că cedarea unei părți a componentei proiectate nu are voie să pună în pericol siguranța acesteia. În practică acest concept „fail safe” trebuie să conțină un program riguros de inspecție pentru a asigura ca fisurile să nu se propage până la atingerea unor dimensiuni critice în perioada dintre două inspecții consecutive. În cazul în care o fisură se propagă, tensiunea asupra celorlalte componente structurale (la care de asemenea au putut apărea fisuri în timpul exploatării) poate crește, iar în această situație rezultatul poate fi colapsul total al structurii, chiar dacă această componentă este proiectată a rezista fără componenta care a cedat prima oară.

La sfârșitul anilor '50 se efectuează un număr mare de teste de propagare a fisurilor și se enunță primele ipoteze primitive cu privire la legea de propagare a fisurilor. George Rakine **Irwin** redescoperă la mijlocul anilor '50 ideile lui Griffith și înlocuiește analiza bazată pe considerente energetice cu studiul stării de tensiune situată la vârful fisurii, introducând pentru prima dată noțiunea de factor de intensitate a tensiunii  $K$ . Studiile lui Irwin s-au bazat pe soluția lui **Westergaard** care descrie câmpul de tensiuni din vecinătatea unei fisuri cu ajutorul unor funcții de variabilă complexă.

Irwin descoperă „rezistența la rupere”, astfel luând naștere domeniul liniar elastic al mecanicii ruperii (LEFM). Această abordare liniar elastică din mecanica ruperii este adoptată în domeniul oboselii în anul 1962 odată cu publicarea legii lui Paris. Legea leagă creșterea unei fisuri rezultate din oboseala materialului în timpul unui ciclu de solicitări de ecartul factorului de intensitate a tensiunii.

În 1968 germanul Ellber descoperă că fisurile expuse la încărcări mari de întindere se închid înainte ca tensiunea să fie nulă (crack closure effect).

Dezvoltarea teoretică a mecanicii ruperii a cunoscut noi valențe în anii '60, când Wells introduce conceptul de deschidere critică la vârful fisurii (1966), iar cercetările lui Rice conduc la introducerea unui nou parametru denumit integrala - J (1968).

În anul 1970, se realizează prima încercare experimentală de determinare a factorului de intensitate de la vârful fisurii  $K_{Ic}$  pe probe conținând defecte ascuțite de tip fisură (fatigue precrack), odată cu introducerea normei americane ASTM E 399 - 1970. Norme similare au fost dezvoltate și de către Institutul Britanic de Standardizare (British Standards Institute, BSI) în anul 1977, respectiv Organizația Internațională de Standardizare (International Standards Organization, ISO) în anul 1996.

În anii care au urmat au fost dezvoltate și alte metode de încercare experimentală și anume: în 1978 ASTM pentru determinarea vitezei de propagare a fisurii (*Fatigue crack growth*), respectiv pentru determinarea unor parametri adiționali ai mecanicii ruperii din domeniul elasto - plastic, deschiderea critică la vârful fisurii (Crack tip opening displacement - CTOD) - BSI, 1979 și determinarea integralei J (J Integral) - ASTM, 1981.

În ultimele decenii au fost efectuate numeroase cercetări ce au avut drept scop corectarea și perfecționarea conceptelor mecanicii ruperii, precum și dezvoltarea aplicațiilor acesteia în diferite domenii ingineresti.

### 3.3 Comportarea ductilă vs. fragilă a oțelului

Capacitatea portantă a unui element structural depinde atât de rezistența materialului utilizat cât și de capacitatea acestuia de deformare - de tenacitatea sa [3.5].

#### Observație

Noțiuni privind proprietățile materialelor:

- **Plasticitate** - proprietatea materialelor de a cădea sub anumite solicitări deformații permanente.
- **Tenacitate** - proprietatea materialelor de a se rupe sub acțiunea solicitărilor, după deformații permanente vizibile.
- **Fragilitate** - proprietatea materialelor de a se rupe brusc sub acțiunea solicitărilor, fără deformații permanente vizibile.

Ruperile fragile sunt caracterizate de alungiri respectiv reducții ale secțiunii foarte mici sau inexistente, cu o absorbție foarte mică de energie, fără deformații plastice și cu viteze extrem de mari (pentru oțel > 2000 m/s).

Astfel, alături de celelalte încercări convenționale de material ce pun în evidență rezistența acestuia, ductilitatea, modulul de elasticitate, etc. sunt disponibile o serie de încercări pentru determinarea tenacității influențate de un defect al materialului (notch toughness) [3.6],

[3.23]. Aceasta este definită ca fiind capacitatea materialului de a absorbi energie, de obicei în cazul încărcărilor dinamice, în prezența unui defect. Influența pe care o au defectul (crestătura), temperatura și viteza de deformare asupra modului de rupere a materialului poate fi determinată pe o varietate de probe (de ex. probe Charpy cu crestătură în „V”) în baza unor încercări de încovoiere prin șoc. Acest tip de încercare, cunoscută și sub numele de încercarea Charpy, constă în ruperea la încovoiere prin lovire a unei epruvete caracterizate prin prezența unei crestături în formă de „V” cu adâncimea de 2,0 mm. Testul se realizează cu ajutorul unui ciocan, principiul metodei de încercare experimentală fiind arătat în figura 3.2 [3.7].

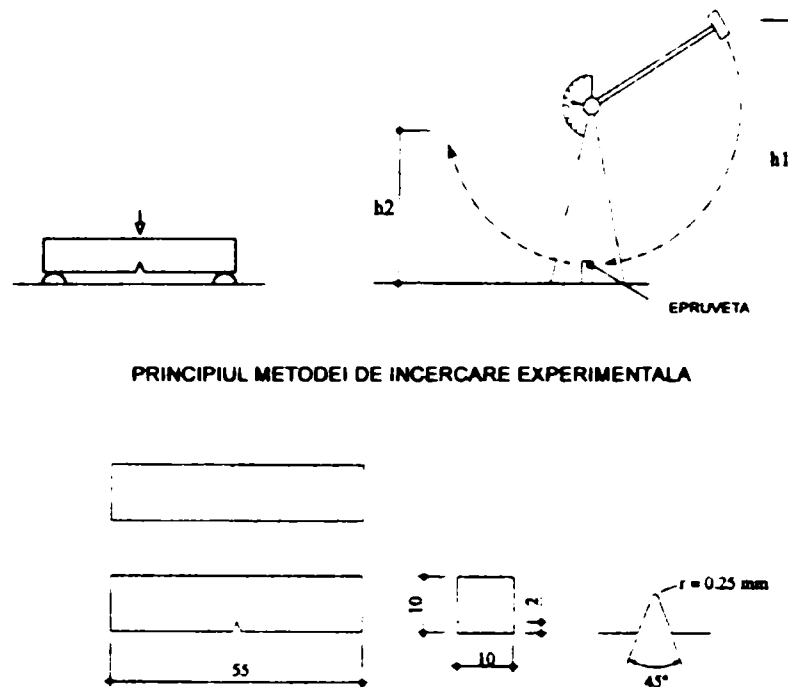


Figura 3. 2 Încercare de încovoiere prin șoc Charpy „V” (CVN)

La poduri unde temperatura poate coborî până la valori foarte scăzute, siguranța față de pericolul ruperii fragile trebuie atent cuantificată. Aceasta depinde de următorii parametri: nivelul și viteza de solicitare, mărimea defectelor și a discontinuităților existente în elementul metalic, temperatura, caracteristicile materialului de bază. Astfel încercările de laborator (încercarea de reziliență și încercarea de încovoiere prin șoc) contribuie la stabilirea nivelului de siguranță la rupere fragilă a structurilor metalice.

Încercările de încovoiere prin șoc se realizează la diferite trepte de temperatură astfel putând fi trasată o curbă numită curba de tranziție ductil – fragil, respectiv putând să se pună în evidență temperatura numită de tranziție la care se înregistrează o scădere bruscă a energiei consumate la rupere.

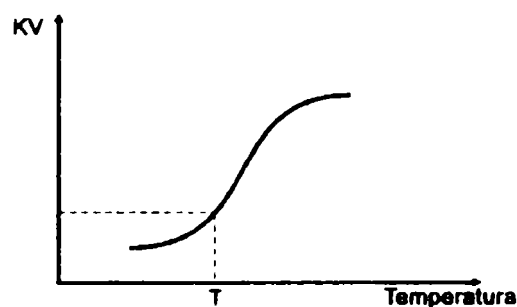


Figura 3. 3 Curba de tranziție ductil - fragil

Analizând această diagramă se poate remarca faptul că se observă trei zone distincte și anume: o zonă superioară în care ruperea are un caracter tenace, o zonă de tranziție în care ruperea are loc în condiții de deformării plastice limitate, casura prezentând o zonă centrală cu



aspect cristalin caracterizată de ruperi fragile încadrată de o zonă cu aspect fibros.

La alegerea materialului structural, în vederea evitării pericolului apariției ruperilor fragile se face comparația dintre temperatura minimă de serviciu și temperatura de tranziție a materialului [3.9]. După cum se poate observa, este destul de dificil de definit o temperatură de tranziție, deoarece energia consumată la rupere prezintă de regulă o variație continuă cu temperatura în cadrul așa zisei zone de tranziție de pe curbă, iar domeniul este destul de larg. Există o serie de criterii pentru definirea temperaturii de tranziție, dintre acestea se indicându-se: temperatura la care energia consumată la rupere atinge o valoare prescrisă. Temperatura de tranziție în cazul epruvetelor Charpy cu creștătură în „V” este dată pentru o valoare a energiei de rupere  $KV = 27 \text{ J}$  [3.10]. Tenacitatea oțelului se consideră cu atât mai bună cu cât temperatura de tranziție este mai scăzută.

Caracteristica comună a acestor încercări de laborator utilizate pentru determinarea tenacității materialului pe probe crestate este că ruperea lor survine în condiții de laborator atent controlate. Încrederea este că aceste rezultate pot fi corelate cu performanțele structurale din serviciu [3.6] astfel încât să se poată stabili nivelurile de performanță ale structurii. Cu toate acestea, chiar dacă astfel de corelații au fost dezvoltate, ele nu pot fi aplicate în cazul unor structuri, a unor noi condiții de exploatare sau a unor materiale noi, deoarece rezultatele exprimate în termeni de energie sau deformație, nu pot fi întotdeauna introduse în proiectarea structurală sau în parametrii ingineresti cum ar fi tensiuni și dimensiunea defectului. Astfel, o modalitate mult mai bună de măsurare a tenacității la rupere a materialului este bazată pe principiile propuse de mecanica ruperii.

### 3.4 Domeniul liniar – elastic al mecanicii ruperii

#### 3.4.1 Analiza tensiunii elementelor conținând defecte

Acest paragraf prezintă diferența dintre factorii de concentrare a tensiunii, utilizați la analiza de eforturi unitare din apropierea unui defect cunoscut și factorii de intensitate ai tensiunii, utilizați la analiza câmpului de tensiune situat la vârful unui defect ascuțit de tip fisură.

Majoritatea elementelor structurale prezintă discontinuități de diferite forme, tipuri (ex. găuri de nit, șurub, etc.). Dacă aceste discontinuități prezintă o formă geometrică bine conturată, de obicei este posibilă determinarea factorului de concentrare  $k_t$ . În aceste condiții, se poate ține seama de creșterile de tensiune locală, prin utilizarea unei relații bazate pe tensiunea nominală aplicată și concentratorul de tensiune:

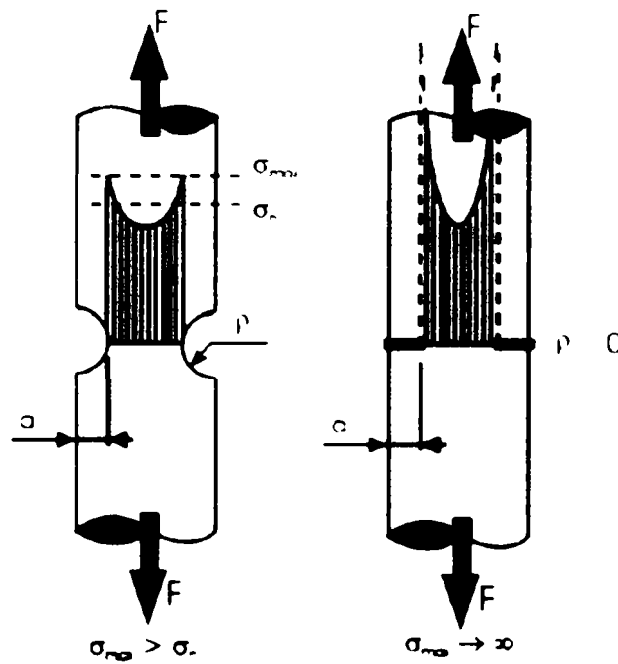
$$\sigma_{\max} = k_t \cdot \sigma_{\text{nom}} \quad (3.1)$$

Distribuția tensiunilor într-o placă caracterizată de prezența unui orificiu și supusă la o sollicitare de tracțiune uniformă este influențată de acesta. Astfel, eforturile unitare maxime se găsesc la marginea defectului eliptic, având valoarea:

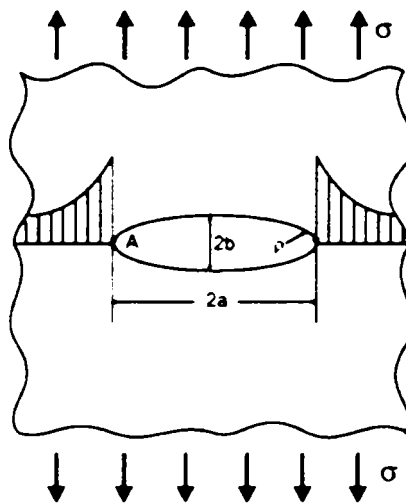
$$\sigma_{\max} = \sigma \left( 1 + \frac{2a}{b} \right) \quad (3.2)$$

$$\sigma_{\max} = \sigma \cdot k_t \quad (3.3)$$

unde  $k_t = \sigma_{\max} / \sigma$ , este un factor de concentrare a tensiunilor.



(a) Diferența dintre crestătură și fisură



(b) Diferența dintre un orificiu eliptic și unul circular

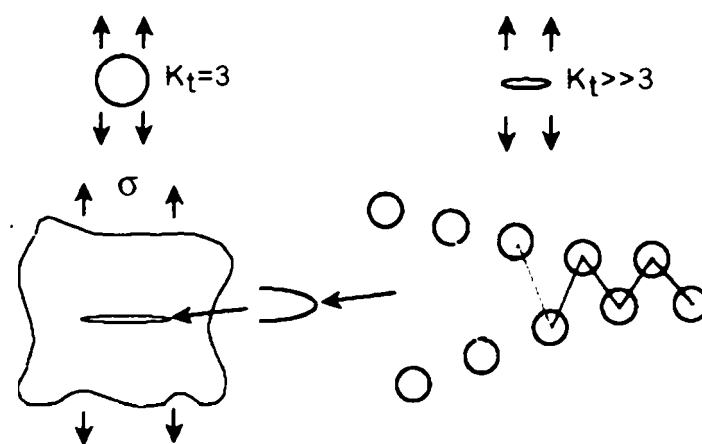


Figura 3.4 Efectul unui orificiu eliptic asupra tensiunilor dintr-o placă

Pentru un orificiu circular, unde  $a = b$ , valoarea factorului  $k_t$  va fi 3, reprezentând valoarea de concentrare locală a tensiunii. Această concentrare de tensiuni este mult mai mare pentru un orificiu de formă eliptică; ea tinde către infinit în timp ce semi-axa  $b$  tinde către zero.

Scriind raza de curbură  $\rho = b^2 / a$ , tensiunea maximă va avea relația:

$$\sigma_{\max} = \sigma \left( 1 + \sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \quad (3.4)$$

În cazul  $a \gg b$ , devine:

$$\sigma_{\max} = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (3.5)$$

astfel când  $\rho \rightarrow 0 \Leftrightarrow \sigma_{\max} \rightarrow \infty \rightarrow$  cazul defectelor ascuțite de tip fisură

Fisura reprezintă o discontinuitate bidimensională, ea fiind nucleată într-un element fie de neuniformități ale suprafeței pieselor sau prezența unor găuri executate în elemente pentru realizarea prinderilor acestora prin mijloace de îmbinare specifice (nituri, șuruburi), fie de concentrările de tensiuni de la nivelul grăunților, care produc defecte în domeniul microscopic și care se pot extinde datorită tensiunilor interne, respectiv a încărcărilor exterioare. Prezența unor astfel de defecte de tip fisură, conduce implicit la o redistribuire a tensiunilor în element, acestea fiind, în mod evident, caracterizate de o concentrare în zona adiacentă vârfului de fisură. Prezența fisurilor în elemente, ce dezvoltă astfel de concentrări de tensiuni, reprezintă sursa generatoare de extindere a fisurii, care conduce în final, prin propagare, la ruperea totală a elementului. În aceste condiții, ruperea este definită ca un proces evolutiv de extindere a fisurilor sub acțiunea sarcinilor exterioare, având ca rezultat separarea corpului în două sau mai multe fragmente.

În această situație, abordarea bazată pe concentratorii de tensiune  $k_t$  nu are aplicabilitate în cazul defectelor ascuțite; nici un material nu poate practic rezista la eforturi atât de mari  $\sigma_{\max} \rightarrow \infty$ . Prin urmare, este necesară aplicarea unui alt tip de abordare pentru caracterizarea comportamentului elementelor structurale ce conțin defecte ascuțite – fisuri. La ora actuală, acest lucru se realizează pe baza tehnologiei propuse de mecanica ruperii.

### 3.4.2 Factorul de intensitate al tensiunii, $K_I$

Domeniul liniar – elastic al mecanicii ruperii conține metode de analiză bazate pe factorul de intensitate a tensiunii.

George Rakine IRWIN a dezvoltat în 1957 o teorie fundamentală în mecanica ruperii bazată pe analiza stării de solicitare și deformație la vârful fisurilor. Această teorie demonstrează faptul că zona de solicitare de la vârful unei fisuri este determinată de factorul  $K$  (notat așa în onoarea colaboratorului său Joseph KIES, 1952 – 1954), cunoscut sub denumirea de *factorul de intensitate a tensiunii*.

Prin adoptarea noțiunii de câmp de tensiune la vârful unei fisuri și prin definirea parametrilor care descriu acest câmp, este posibilă explicitarea condițiilor în care se produce amorsarea unei fisuri într-un element cu geometrie și mod de încărcare cunoscută.

În cazul corpurilor cu fisuri, având comportament liniar – elastic, singurul parametru care descrie câmpul de tensiuni și deformații de la vârful fisurii este factorul de intensitate a tensiunii  $K_I$ . Acest parametru este dependent atât de nivelul de tensiune din element ( $\sigma$ ), cât și de mărimea defectului / fisurii ( $a$ ), având ca unitate de măsură [ $\text{Nmm}^{-3/2}$ ], [ $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ] sau [ $\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ ]. Pentru corelațiile dintre diferitele unități de măsură a se consulta anexa 3.1 [3.11].

Astfel, se poate afirma că elementele structurale sau epruvetele care conțin defecte pot fi solificate la diferite niveluri ale lui  $K$ . O situație asemănătoare se întâlnește în cazul elementelor structurale fără defect, ce pot fi solificate la diferite niveluri ale lui  $\sigma$ .

Dacă se definește un sistem de axe în coordonate polare, cu originea în vârful fisurii, câmpul de tensiuni pentru un corp solid cu comportament liniar – elastic, fisurat, este descris de tensorul tensiunilor  $\sigma_{ij}$ , prin relația:

$$\sigma_{ij} = \frac{k}{\sqrt{r}} f_{ij}(\theta) + \text{alți termeni de ordin superior} \quad (3.6)$$

unde,

$k$  – constantă

$r, \theta$  - coordonate polare

$f_{ij}(\theta)$  - funcție adimensională dependentă de unghiul  $\theta$

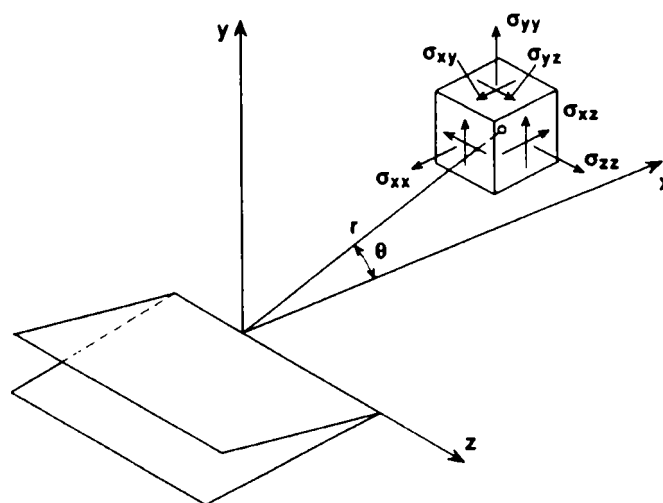


Figura 3. 5 Fisura în sistem de coordonate polare

În relația (3.6), dacă  $r \rightarrow 0 \Rightarrow \sigma_{ij} \rightarrow \infty$ . Această relație descrie așa numita singularitatea a tensiunii; tensiunea crește asimptotic în raport cu  $r = 0$ .

Pentru a stabili metoda de analiză a tensiunilor în cazul unui corp solid elastic cu fisuri este necesară definirea modurilor de deplasare. În funcție de deplasarea relativă a suprafețelor de rupere situate de o parte și alta a planului în care se extinde fisura, propagarea acesteia se poate face în următoarele trei moduri fundamentale:

*Modul I* – fisura se extinde prin deschidere, deplasările punctelor de pe suprafața fisurată se realizează după o direcție perpendiculară pe planul acesteia.

*Modul II* – fisura se extinde prin alunecare frontală, deplasările punctelor de pe suprafața fisurată se fac în planul fisurii, perpendicular pe frontul fisurii și în sensul acesteia de înaintare.

*Modul III* – fisura se extinde prin alunecare laterală, deplasările punctelor de pe suprafața fisurată se fac în planul fisurii, paralel cu frontul acesteia.

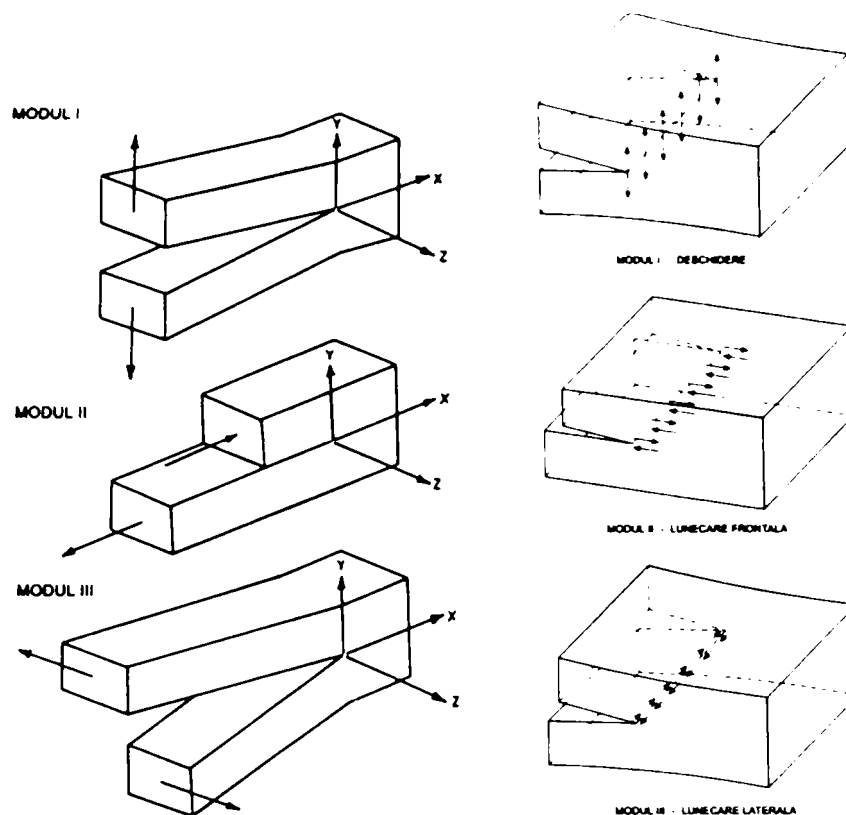


Figura 3.6 Modurile fundamentale de deplasare a suprafețelor de rupere

### Observații

- În practică, încărcările pot conduce la deplasări, fie numai după unul dintre aceste moduri, fie după combinații de două sau trei moduri. Relația (3.6) își păstrează valabilitatea în orice mod de deplasare, constanta  $k$ , respectiv funcția  $f_{ij}(\theta)$  depinzând de modul de deplasare.
- Cele mai multe situații de proiectare, respectiv cedări structurale corespund modului I, întrucât acestea au loc de regulă prin deschiderea fisurii.

Dacă în relația (3.6) este înlocuită constanta  $k$  cu expresia:

$$k = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (3.7)$$

atunci poate fi definit factorul de intensitate a tensiunii  $K$ , pentru orice mod de deplasare a suprafețelor de rupere ale fisurii.

Analizând modelul clasic de solicitare și folosind expresiile lui Westergaard din teoria elasticității, Irwin a caracterizat câmpul de solicitare elastic din vecinătatea unei fisuri prin relațiile:

### ✗ Modul I

#### *Tensiuni*

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right)\end{aligned}\tag{3.8),(3.9),(3.10}$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) - \text{cazul stării de deformații plane}\tag{3.11}$$

$$\sigma_z = 0 - \text{cazul stării de tensiuni plane}$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0\tag{3.12}$$

în care,

$K$  – factorul de intensitate a tensiunii

$r, \theta$  - coordonatele polare în planul  $x-y$

$\nu$  - coeficientul lui Poisson

#### *Deplasări*

$$u_x = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left( \kappa - 1 + 2 \sin^2 \left( \frac{\theta}{2} \right) \right)\tag{3.13}$$

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left( \kappa + 1 - 2 \sin^2 \left( \frac{\theta}{2} \right) \right)\tag{3.14}$$

în care,

$\mu$  - modulul de forfecare

$\kappa = 3 - 4\nu$  în cazul stării de derormății plane

$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu}$  în cazul stării de tensiuni plane

## ✘ Modul II

*Tensiuni*

$$\sigma_x = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left( 2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \quad (3.15)$$

$$\sigma_y = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (3.16)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (3.17)$$

$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y)$  – cazul stării de deformații plane

$\sigma_z = 0$  - cazul stării de tensiuni plane

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (3.18)$$

*Deplasări*

$$u_x = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left( \kappa + 1 + 2 \sin^2 \left( \frac{\theta}{2} \right) \right) \quad (3.19)$$

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left( \kappa - 1 - 2 \sin^2 \left( \frac{\theta}{2} \right) \right) \quad (3.20)$$

## ✘ Modul II

*Tensiuni*

$$\tau_{xz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \quad (3.21)$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \quad (3.22)$$

*Deplasări*

$$u_z = \frac{K_{III}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \quad (3.23)$$

În planul fisurii, atunci când  $\theta = 0$ , efortul tangențial devine nul iar componentele directe ale tensiunii sunt date de relația:

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (3.24)$$

Această relație are valabilitate doar într-un domeniu limitat de la vârful fisurii, unde singularitatea  $1/\sqrt{r}$  domină câmpul de tensiuni.

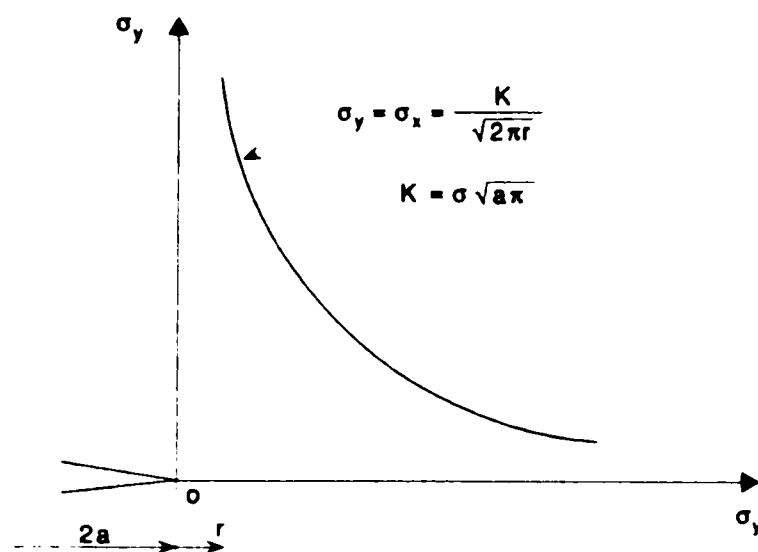


Figura 3.7 Componentele directe ale tensiunii

Zona de singularitate se poate delimita prin calcularea valorilor  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  și compararea lor cu valorile calculate la distanță față de vârful fisurii  $\sigma_x$ . Astfel, se poate defini *zona de singularitate* ca fiind locul geometric unde ecuațiile (3.8 – 3.23) descriu câmpul de tensiune de la vârful fisurii.

#### Observație

Acest mod de descriere a condițiilor de la vârful fisurii pe baza unui unic parametru  $K$  reprezintă unul dintre cele mai importante concepte din mecanica ruperii.

#### 3.4.3 Relații pentru calculul factorului de intensitate a tensiunii, $K$

Pentru ca descrierea uniparametrică a condițiilor din imediata vecinătate a vârfului unei fisuri să poată fi utilizată, trebuie să existe posibilitatea calculării factorului de intensitate a tensiunii  $K$  pe baza sarcinilor aplicate elementului investigat, respectiv geometria corpului caracterizat de prezența defectului.

În acest paragraf sunt prezentate soluții de calcul ale lui  $K$  [3.6], [3.13], caracteristice modului I de deplasare, deduse analitic pentru câteva configurații simple de corpuri, fisuri și încărcări.

☞ Placă cu fisură străpunsă pe toată grosimea acesteia (through – thickness crack). În cazul în care se ia în discuție o placă infinită (figura 3.8), ce conține un defect de tip fisură cu lungimea  $2a$  și este supusă la o solicitare de întindere  $\sigma$ , relația de calcul pentru factorul de intensitate a tensiunii  $K$ , va fi de forma:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (3.25)$$

*Notă:* Denumirea de „placă infinită” indică faptul că dimensiunile plăcii sunt mult mai mari în comparație cu cele ale defectului (fisurii).

Prin analiza relației (3.25) se poate observa faptul că valoarea parametrului  $K_I$  este direct proporțională cu tensiunile la distanță  $\sigma$ , care caracterizează comportarea globală a plăcii analizate.



Dacă se ia în discuție cazul unei plăci cu lățime finită  $2b$ , atunci pentru aproximarea factorului de intensitate a tensiunii la vârful fisurii  $K$ , va fi folosită relația:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \left( \frac{2b}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2b} \right)^{1/2}$$

în care s-a utilizat un factor tangent de corelație.

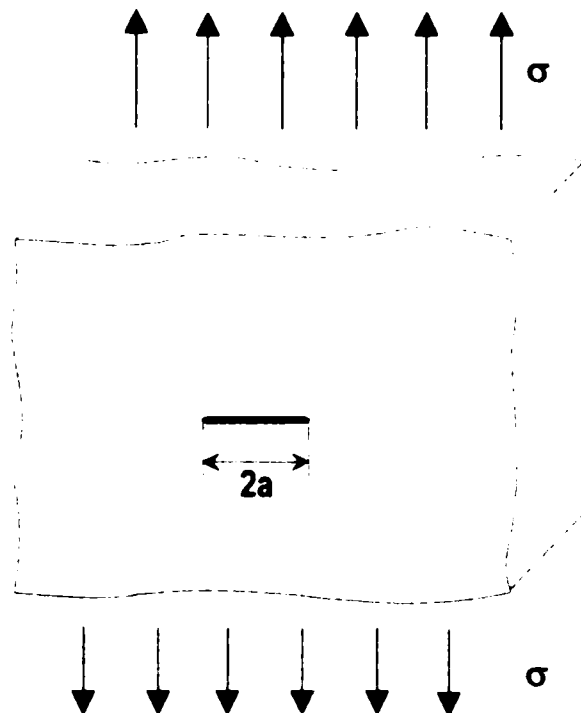


Figura 3. 8 Placă infinită cu fisură străpunsă

a/b	Y
0,074	1,00
0,207	1,02
0,275	1,03
0,337	1,05
0,410	1,08
0,466	1,11
0,535	1,15
0,592	1,20

Tabelul 3. 1 Factorul de corecție Y

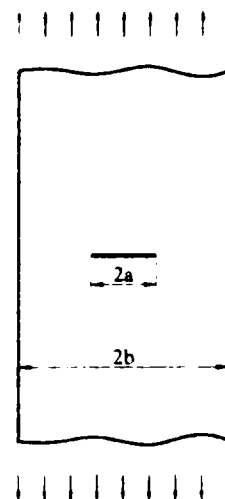


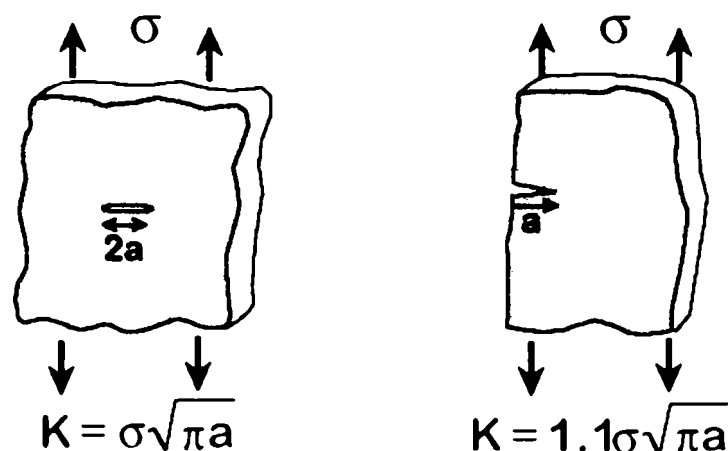
Figura 3. 9 Placă cu lățime finită și fisură străpunsă

☞ Placă cu o fisură laterală (single – edge crack). Pentru o placă cu lățime infinită, factorul  $K_I$  are relația:

$$K_I = 1,12 \cdot \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.26)$$

*Notă:* Cu toate că lungimea defectului de margine – fiind vorba despre un defect ce străpunge întreaga grosime a plăcii – este considerată ca fiind doar  $a$  (ceea ce înseamnă că defectul central de tip *through thickness crack* este redus la jumătate pentru a forma un defect marginal de tip *edge crack*), valoarea parametrului  $K$  crește cu 12%. Această diferență survine faptului că în

cazul defectului marginal tendința de deschidere a fisurii este mai puțin împiedicată decât în cazul unei fisuri centrale.



**Figura 3. 10** Comparație între parametrii K (fisură centrală / fisură laterală)

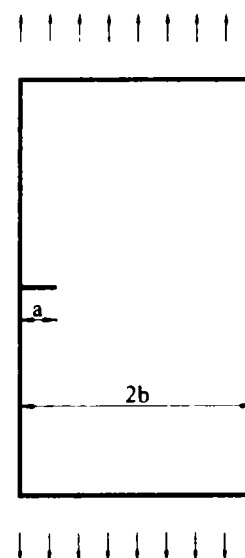
În situația unei plăci semi-infinite, cu fisură laterală, în calculul parametrului K mai intervine și un factor de corecție, necesar pentru a ține cont de efortul de încovoiere ce ia naștere datorită nesimetriei defectului. Astfel, relația se scrie:

$$K_1 = 1,12 \cdot \sigma \sqrt{\pi a} \cdot k \left( \frac{a}{b} \right) \quad (3.27)$$

Valoarea funcției  $k(a/b)$  este dată în tabelul 3.2.

a/b	Y
0,00	1,00
0,10	1,03
0,20	1,07
0,30	1,15
0,40	1,22
0,50	1,35
0,60	1,50
0,70	1,69
0,80	1,91
0,90	2,20
1,00	2,55

**Tabelul 3. 2** Factorul de corecție  $k(a/b)$



**Figura 3. 11** Placă cu lățime finită și fisură marginală

☐ **Fisură eliptică sau circulară înglobată (embedded elliptical or circular crack).** În cazul corpurilor infinite, supuse la solicitări de întindere și conținând defecte înglobate (eliptice sau circulare), factorul de intensitate a tensiunii se calculează cu relația:

$$K_1 = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{Q} g(\beta), \text{ unde}$$

$$g(\beta) = \left( \sin^2 \beta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \beta \right)^{1/4} \quad (3.28)$$

Valoarea lui  $K_I$  este aceeași pentru toate punctele de pe perimetrul eliptic sau circular al defectului.

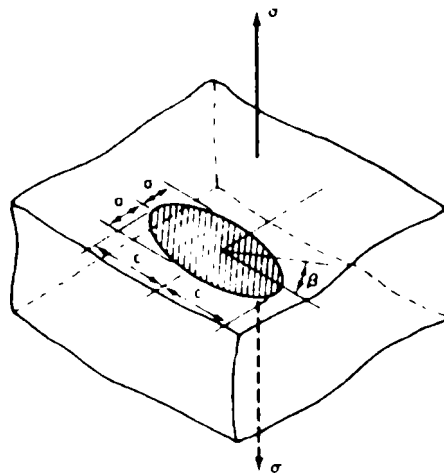


Figura 3. 12 Fisură eliptică în corp infinit

Q este un parametru care depinde de rapoartele  $\sigma / \sigma_y$ , și  $a / 2c$ , după cum se arată în diagrama alăturată.

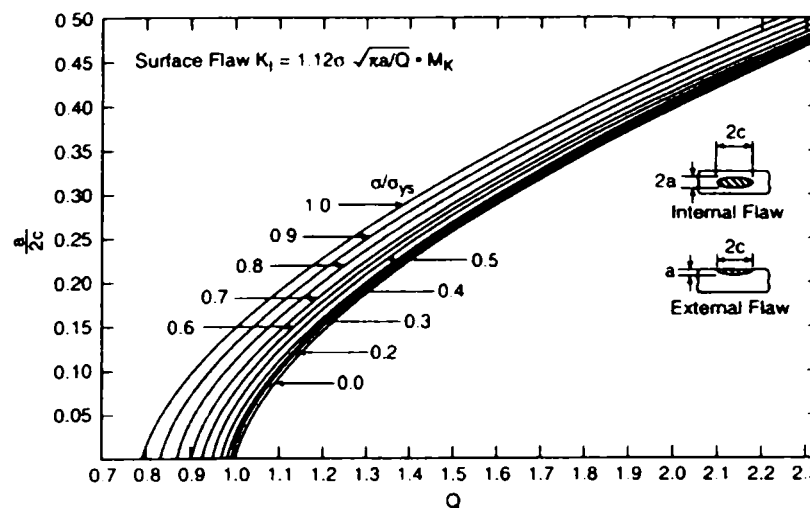


Figura 3. 13 Parametrul Q

$K_I$  ia valoare maximă în cazul fisurilor eliptice înglobate, pentru  $\beta = 90^\circ$ , având formula:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} \tag{3.29}$$

Pentru defecte circulare, unde  $a = c$  și  $Q = 2,4$ , factorul de intensitate a tensiunii se calculează cu relația:

$$K_I = 0,65 \cdot \sigma \sqrt{\pi a} \tag{3.30}$$

**Fisură de suprafață (surface crack).** În acest caz descris în figura 3.14, parametrul  $K_I$  se calculează cu relația (3.29), care se mai multiplică cu un factor de corecție al suprafeței libere egal cu 1,12. Factorul maxim de intensitate a tensiunii este dat pentru  $\beta = 90^\circ$  prin relația:

$$K_I = 1,12 \sigma \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} \cdot M_k \tag{3.31}$$

unde  $M_k$ , poate fi aproximat prin relația:

$$M_k = 1,0 + 1,2 \left( \frac{a}{t} - 0,5 \right) \quad (3.32)$$

Această prezentare nu epuizează toate configurațiile simple pentru care se poate calcula factorul  $K$ , ce sunt conținute în manualele de calcul de specialitate. Pentru configurațiile complexe se utilizează tehnici experimentale precum și analize numerice.

#### 3.4.4 Zona plastică de la vârful fisurii

Analiza tensiunilor elastice la vârful fisurii (acolo unde  $r \ll a$ ) pe baza relațiilor (3.1 – 3.5) arată că acestea pot lua valori foarte mari, infinite. Această predicție făcută de către teoria elastică, este evitată în cazul materialelor reale, așa cum este și oțelul structural, de formarea unor zone plastice ce înconjoară vârful fisurii, datorate concentrării puternice a tensiunilor în această zonă [3.39].

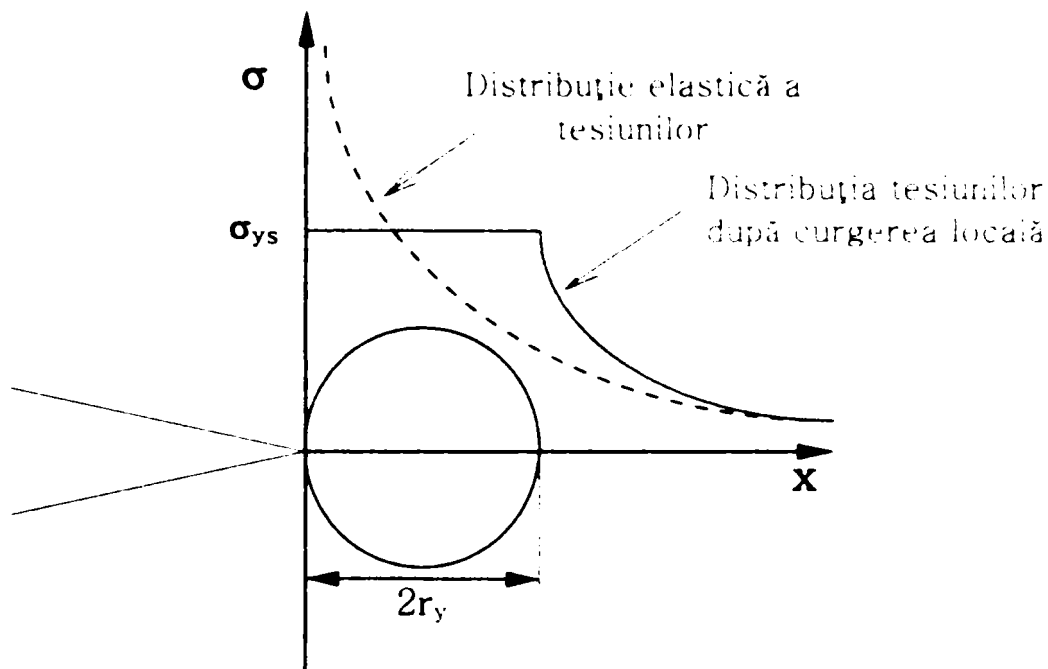


Figura 3. 14 Distribuția eforturilor de curgere la vârful fisurii

Și în ipoteza liniar – elastică a mecanicii ruperi, soluțiile de determinare a factorului de intensitate a tensiunii la vârful unei fisuri cu ajutorul relațiilor (3.8 – 3.10), conduc la valori infinite în situația în care raza vârfului fisurii se consideră că tinde către zero; aceste relații fiind bazate de asemenea pe teoria liniar – elastică. Astfel, aplicarea conceptelor bazate pe tensiuni rezultate din deformații elastice se reduce direct proporțional cu extinderea zonei caracterizată de formarea de deformații plastice la vârful fisurii. Este, deci, necesară evaluarea dimensiunii acestor zone plastice pentru a se putea stabili condițiile de valabilitate ale ipotezei liniar – elastice a mecanicii ruperi.

Dimensiunea zonei plastice situată la vârful fisurii poate fi estimată pe baza propunerii făcută de către Irwin, și anume: utilizând relația tensiunii elastice  $\sigma_y$  la vârful fisurii, în lungul axei  $x$  (conform ecuației 3.9) și egalând-o la limită cu limita elastică a materialului.

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi x}}; \quad \text{unde} \quad (3.33)$$

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi x}} \leq \sigma_{ys} \quad (3.34)$$

$$\Rightarrow r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (3.35)$$

unde,  $\sigma_{ys}$  – reprezintă limita de curgere a materialului.

Relația (3.35) estimează dimensiunea zonei plastice în cazul stării de tensiuni plane. În cazul stării de deformații plane, aceasta ia valoarea:

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (3.36)$$

Evaluarea dimensiunii zonei plastice pe baza modelului benzilor de curgere, conduce la obținerea unei relații similare:

$$r_y = \frac{8}{\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (3.37)$$

Zona plastică ce se desfășoară în lungul frontului fisurii pe grosimea materialului este subiectul unor condiții de deformare plană în punctul central al frontului de fisurare, unde  $w = 0$ , respectiv a condițiilor de tensiune plană, situate lângă suprafața elementului placă, la limita marginală, unde  $\sigma_z = 0$ . În acest sens, relațiile (3.35) și (3.36) indică faptul că zona de deformații plastice aflată la mijlocul grosimii elementului este mai mică decât cea situată la marginea acestuia, figura 3.15 [3.15].

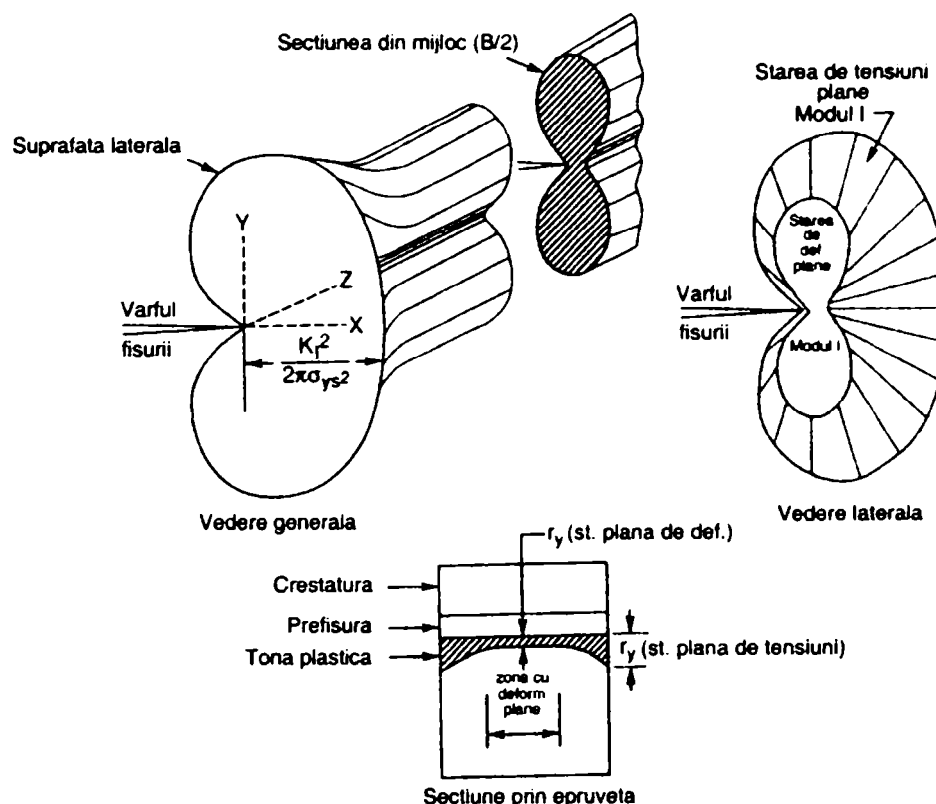


Figura 3.15 Reprezentarea schematică a zonei plastice de la vârful fisurii, pe grosimea elementului

Prin evaluarea dimensiunii zonei plastice de la vârful fisurii poate fi corectată formula de calcul a factorului de intensitate a tensiunii, în această situație lungimea efectivă a fisurii devenind:

$$a_{\text{eff}} = a + r_y \quad (3.38)$$

Această corecție este valabilă doar pentru deformații plastice mici. Astfel, pe baza acestei noi dimensiuni corectate a fisurii, se poate deduce valoarea efectivă a parametrului  $K_{I\text{eff}}$ .

În cazul unei plăci infinite, supusă la solicitări de întindere și caracterizată de prezența unei fisuri ce străpunge întreagă grosime a corpului (figura 3.16) [3.1], lungimea efectivă a fisurii ia valoarea:

$$2a_{\text{eff}} = 2a + 2r_y \quad (3.39)$$

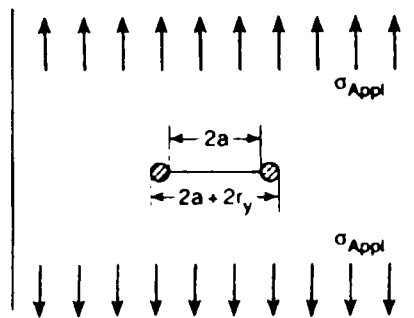


Figura 3. 16 Lungimea efectivă a fisurii

iar parametrul  $K_{I\text{eff}}$  se estimează cu relația:

$$K_{I\text{eff}} \cong \sigma_{\text{appl}} \sqrt{\pi a_{\text{eff}}} \quad (3.40)$$

$$K_{I\text{eff}} \cong \sigma_{\text{appl}} \sqrt{\pi \left( a + \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_{I\text{eff}}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \right)} \quad (3.41)$$

$$\left( \frac{K_{I\text{eff}}}{\sigma_{\text{appl}}} \right)^2 = \pi a + \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{K_{I\text{eff}}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (3.42)$$

$$(K_{I\text{eff}})^2 \left( 1 - \frac{1 \cdot \sigma_{\text{appl}}^2}{2 \cdot \sigma_{ys}^2} \right) = \pi a \cdot \sigma_{\text{appl}}^2 \quad (3.43)$$

$$K_{I\text{eff}} = \frac{\sigma_{\text{appl}} \sqrt{\pi a}}{\left[ 1 - \frac{1}{2} \left( \frac{\sigma_{\text{appl}}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \right]^{1/2}} \quad (3.44)$$

În cazul unui nivel de solicitare normal pentru structurile de poduri, și anume,  $\sigma_{\text{appl}} \cong 0,75 \cdot \sigma_{ys}$ , factorul de intensitate a tensiunii efectiv rezultă:

$$K_{\text{Ieff}} = \frac{\sigma_{\text{appl}} \sqrt{\pi a}}{\left[1 - \frac{1}{2} (0,75 \cdot \sigma_{ys})^2\right]^{1/2}} \cong 1,18 \cdot \sigma_{\text{appl}} \sqrt{\pi a} \quad (3.45)$$

### Observații

Se observă faptul că acest  $K_I$  corectat este cu 18% mai mare decât  $K_I$  corespunzător cazului  $r_y = 0$ .

De asemenea o analiză efectuată în [3.4] arată că pentru niveluri de solicitare  $\sigma_{\text{appl}} \leq 0,5 \cdot \sigma_{ys}$ , relația de liniaritate dintre valorile parametrilor  $K_I$ , calculați pentru condițiile liniar elastice cât și pe baza corecțiilor de zonă plastică și tensiuni se păstrează. În cazul unor niveluri de solicitare  $> 0,85 \sigma_{ys}$  apar diferențe între valorile  $K$  corectate calculate cu relațiile propuse de Irwin și cele determinate prin corecția bazată pe modelul benzilor de curgere.

### 3.4.5 Criteriul de rupere bazat pe factorul de intensitate a tensiunii la vârful fisurii.

#### Conceptul $K$

Verificarea de bază în cadrul mecanicii ruperii este dată de relația:

$$K_{\text{appl}} \leq K_{\text{crit}} = K_{Ic} \quad (3.46)$$

unde

$K_{\text{appl}}$  – factorul de intensitate a tensiunii; depinde atât de intensitatea tensiunilor aplicate cât și de dimensiunile și geometria fisurii;

$K_{\text{crit}}$  – valoarea critică a factorului de intensitate a tensiunii (tenacitate); este o constantă de material ce exprimă inițierea instabilă a fisurii și se determină în baza unor încercări experimentale.

Cu alte cuvinte, **criteriu de rupere** se traduce prin: *ruperea unui corp caracterizat de prezența unei fisuri ce se produce atunci când valoarea factorului de intensitate a tensiunii atinge o valoarea critică.*

Se menționează faptul că cele mai multe probleme practice se rezolvă în modul I de deplasare când  $K_{\text{appl}} = K_I$ . După cum s-a arătat, parametrii  $K$  iau valori diferite funcție de modul de deplasare ( $K_I \neq K_{II} \neq K_{III}$ ). Conform observațiilor practice s-a arătat că, în general, valorile critice  $K_{Ic}$  sunt cele mai mici pentru un corp fisurat [3.16].

Astfel criteriul de rupere poate fi scris, pentru majoritatea aplicațiilor inginerești:

$$K_{I\text{appl}} \leq K_{Ic} \quad (3.47)$$

Valoare de comparație critică,  $K_{Ic}$ , se determină experimental pe corpuri de probă prelevate din elementul (structura) analizat(ă), pe baza metodelor conținute în standardele de specialitate (vezi paragraful 3.6 și 3.6.1).

Valorile de laborator, obținute în urma încercărilor experimentale de mecanica ruperii, trebuie atent echivalate la condițiile elementului structural analizat [3.17]. Principiul unei astfel de transferări este arătat în figura 3.17.

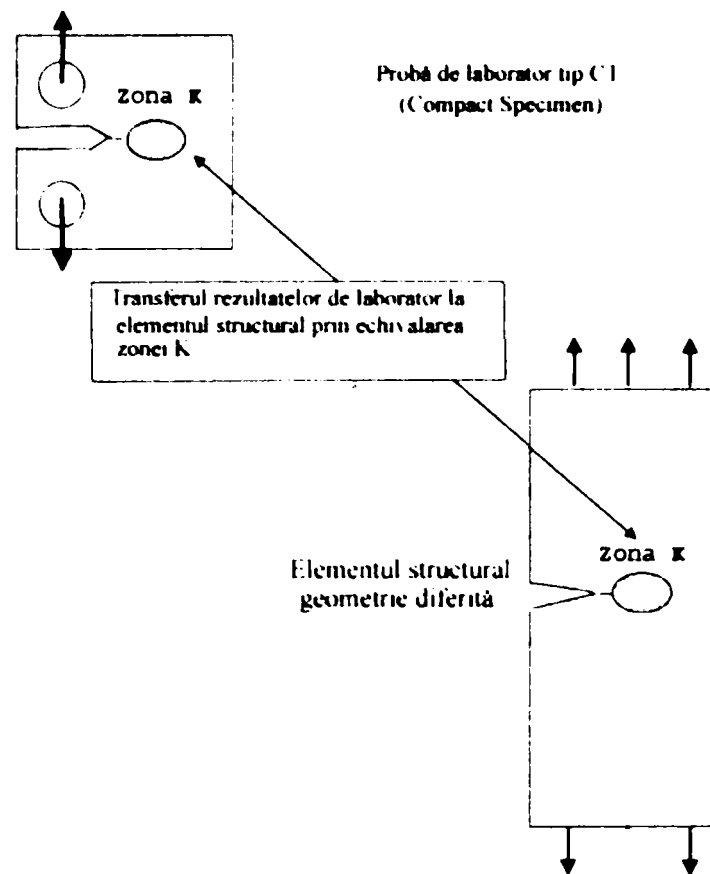


Figura 3. 17 Echivalarea rezultatelor de laborator

### 3.5 Domeniul elasto – plastic al mecanicii ruperii

Majoritatea oțelurilor structurale ce sunt utilizate la executarea structurilor complexe cum sunt podurile, rezervoarele sub presiune, etc. prezintă o grosime insuficientă pentru a menține (asigura) starea plană de solicitare. Astfel în cazul acestor aplicații structurale analiza liniar – elastică a mecanicii ruperii folosită la calcularea valorii critice  $K_{Ic}$  este invalidată de formarea unor zone plastice extinse și comportament elasto – plastic.

Așadar domeniul mecanicii ruperii cu aplicabilitate la structurile de poduri este cel elasto – plastic (EPFM). Trei dintre cele mai promițătoare extinderi [3.1] ale domeniului LEFM în domeniul elasto - plastic sunt următoarele:

- deschiderea la vârful fisurii (crack – opening displacement COD),
- integrala J,
- curba de rezistență - R.

Toate aceste trei tehnici sunt relativ noi, iar valorile critice ale integralei J sau a deschiderii critice la vârful fisurii CTOD pot fi folosite ca valori comparative în cadrul unor criterii de rupere. Aceste valori pot fi determinate chiar pentru dimensiuni relativ mari ale zonei plastice, evident existând și în acest caz limitări, dar care sunt mult mai puțin restrictive decât cerințele de validare ale parametrului domeniului elastic K [3.36].



### 3.5.1 Deschiderea la vârful fisurii

Deschiderea la vârful fisurii a fost introdusă de către Wells. Acesta a notat că în urma aplicării unei solicitări normale pe planul fisurii rezultă o deplasare a flancurilor acesteia, respectiv o rotunjire a vârfului ascuțit al fisurii. Mai mult decât atât, Wells a observat că gradul de rotunjire de la vârful fisurii crește proporțional cu tenacitatea materialului. Aceste observații au constituit baza propunerii ca deschiderea la vârful fisurii să fie adoptată ca parametru de evaluare a tenacității materialului atât în zona de solicitare elastică cât și în cea plastică.

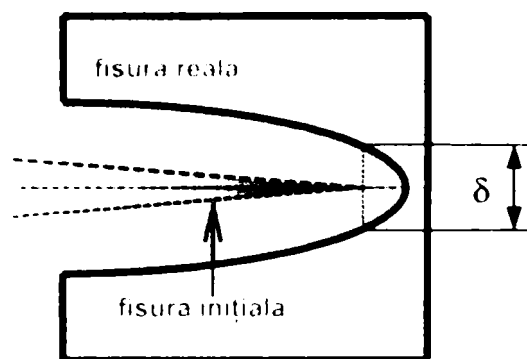


Figura 3.18 Descrierea deschiderii la vârful fisurii

În lucrarea sa Wells a realizat o analiză aproximativă prin care a pus în legătură parametrul CTOD cu factorul de intensitate a tensiunii  $K$ , în limita unor deformații plastice reduse. În acest sens, dacă se consideră o fisură cu o zonă plastică limitată, poate fi făcută accepțiunea că prezența câmpului de deformație plastică la vârful fisurii face ca aceasta să se comporte ca și când ar avea o lungime mai mare (observația îi aparține lui Irwin).

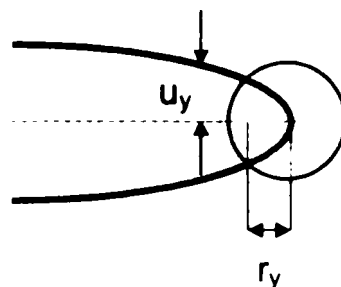


Figura 3.19 Estimarea deschiderii la vârful fisurii din deschiderea efectivă a acesteia

Astfel, se poate estima pe baza lungimii majorate a fisurii, numită lungime efectivă, valoarea deplasării prin deschidere a vârfului acesteia. În acest scop sunt utilizate relațiile (3.13) și (3.14) și lungimea efectivă a fisurii de forma  $a + r_y$ , așa încât rezultă:

$$u_y = \frac{\kappa + 1}{2\mu} K_I \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}}; \text{ în care} \quad (3.48)$$

$\mu$  - modulul de forfecare

$\kappa = 3 - 4\nu$  în cazul stării de deformații plane

$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu}$  în cazul stării de tensiuni plane

$\nu$  - coeficientul lui Poisson

Corecția plastică la vârful fisurii în cazul stării de tensiuni plane este dată de relația (3.35). Introducând această valoare în (3.48) rezultă valoarea deschiderii la vârful fisurii -  $\delta$ :

$$\delta = 2u_y = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{K_I^2}{\sigma_{ys} \cdot E} \quad (3.49)$$

O metodă alternativă de analiză a deschiderii la vârful fisurii CTOD o oferă modelul benzilor de curgere [3.4]. Conform acestui model în zona plastică de la vârful fisurii sunt prezente eforturi care produc curgerea materialului și acționează în sensul închiderii fisurii.

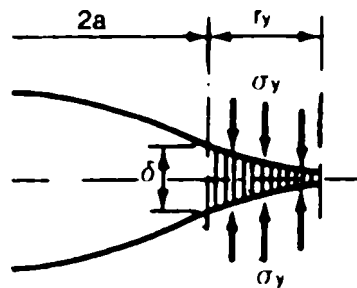


Figura 3.20 Estimarea deschiderii la vârful fisurii pe baza modelului curgerii în bandă

Conform acestui model, deschiderea la vârful fisurii, în cazul unei plăci infinite sollicitată la tracțiune, este dată de relația:

$$\delta = 8 \cdot \frac{\sigma_{ys} a}{\pi E} \ln \sec \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right) \quad (3.50)$$

Folosind o dezvoltare în serie a expresiei  $\ln \sec \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)$ , rezultă relația:

$$\delta = 8 \cdot \frac{\sigma_{ys} a}{\pi E} \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^2 + \frac{1}{12} \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^4 + \frac{1}{45} \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^6 + \dots \right] \quad (3.51)$$

Pentru tensiuni nominale a căror valoare este  $\sigma \ll \sigma_{ys}$ , termenii de ordin superior din relația (3.51) iau valori neglijabile, astfel încât deschiderea la vârful fisurii se poate scrie:

$$\delta = \frac{K_I^2}{\sigma_{ys} E} \quad (3.52)$$

Se poate observa că relația (3.52) diferă de (3.49). Aceasta se explică prin faptul că modelul benzilor de curgere presupune starea de tensiuni plane într-un material care nu se durifică prin deformare. Relația de legătură între parametrii  $\delta$  și  $K$ , trebuie însă să țină seama de modul în care se ecrusează materialele prin deformare, așa încât relația corectă se scrie sub forma:

$$\delta = \frac{K_I^2}{m \sigma_{ys} E} \quad (3.53)$$

unde  $m$  este o constantă adimensională care este  $\approx 1,0$  în cazul stării de tensiuni plane și  $\approx 2,0$  în cazul stării de deformării plane.

### 3.5.2 Criteriul de rupere $\delta$

Criteriul de rupere bazat pe deschiderea critică la vârful fisurii are ca relație de calcul:

$$\delta_I \leq \delta_{crit} = \delta_{Ic} \quad (3.54)$$

De asemenea, valorile de comparație  $\delta_{crit}$  se determină pe cale experimentală, în această situație trebuind să se aibă în vedere faptul că valabilitatea valorii obținute experimental este strict limitată de grosimea epruvetei pe care s-a executat încercarea.

### 3.5.3 Integrala J



Ce reprezintă integrala J?

Consultând literatura de specialitate, unui inginer constructor îi va fi relativ dificil să se lămurească în privința integralei J. O interpretare simplă a acestei problematice este deosebit de utilă. Rice [3.18], cercetând în anii '70 în domeniul a aerodinamică finită, nu a găsit altă J după cum urmează:

$$J = \int_{\Gamma} (W dy - T_i \times \frac{\partial u_i}{\partial x} ds)$$

unde,

W - energia de deformație (densitatea de energie) -  $W = \int_0^{\epsilon} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}$

$\Gamma$  - conturul / drumul de integrare

T - vectorul tensiunii -  $T = \sigma_{ij} n_{ij}$

ds - element liniar de integrare

u - vectorul deplasării

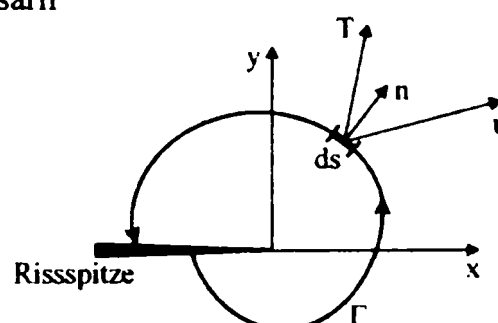


Figura 3. 21 Integrala de contur J

Integrala J este definită ca fiind expresia matematică a unei integrale, care se calculează pe conturul ce înconjoară în sens invers acelor de ceasornic frontul fisurii, pornind de la unul din flancurile acesteia până la cealaltă suprafață, în interiorul corpului cu fisură.

### 3.5.4 Criteriul de rupere J

Definirea integralei J ca parametru ce caracterizează câmpul de tensiuni și deformații de la vârful unei fisuri, a permis formularea următorului criteriu de rupere [3.7]:

$$J_1 \leq J_{1c} \quad (3.55)$$

adică, ruperea se produce atunci când valoarea integralei  $J_1$  determinată pentru elementul cu fisură analizat atinge valoarea limită  $J_{1c}$ , ce reprezintă tenacitatea materialului la rupere. Această valoare se determină experimental, aplicând metode de încercare standardizate (vezi paragraful 3.6 și 3.6.2).

Se menționează faptul că și în cazul valorii  $J_{1c}$ , rezultatele sunt invalidate de apariția unor deformații mari la vârful fisurii, adică ating dimensiuni comparabile ca valoare cu grosimea corpului sau a defectului.

## 3.6 Metode standard de determinare a tenacității la rupere

Tenacitatea la rupere a materialului este definită ca termen generic pentru măsurarea rezistenței la extensie a fisurii. Mecanica ruperii se poate defini drept tehnologia care are drept obiect efectul defectelor asupra capacității portante a materialelor și structurilor. În general, tenacitatea la rupere a materialelor este asociată cu metodele propuse de mecanica ruperii.

Pentru a putea aplica criteriile de rupere, este absolut necesară cunoașterea valorilor critice ale tenacității materialului **K**, **J**, respectiv  $\delta$ .

La ora actuală există numeroase standarde de determinare a acestor parametri propuși de mecanica ruperii. Astfel, Societatea americană pentru încercări și materiale – comisia E 08 pentru oboseală și rupere (American Society for Testing and Materials - ASTM, Committee E 08 on Fatigue and Fracture) are 26 de standarde în vigoare, dintre care 12 se referă la încercări pe epruvete conținând defecte de tip fisură [3.17]. De asemenea alte organizații de standardizare precum Organizația internațională pentru standardizare (ISO), dezvoltă norme pentru încercări de mecanica ruperii. Se menționează faptul că normele americane din domeniul mecanicii ruperii sunt foarte greu sau chiar imposibil de utilizat de către începători, ele adresându-se unui personal specializat.

Procedura tipică conținută de către normele americane ASTM include următoarele capitole:

1. Scope	1. Scop
2. Referenced Documents	2. Documente la care se face referință
3. Terminology	3. Terminologie
4. Summary of Test Method	4. Rezumatul metodei de încercare
5. Significance and Use	5. Importanță și utilizare
6. Apparatus	6. Aparatură
7. Specimen	7. Epruvete

8. Procedure	8. Procedură
9. Analysis of Results	9. Analiza rezultatelor
10. Report	10. Raport de încercare
11. Precision and Bias	11. Precizie și eroare sistematică
<i>Annexes and Appendices</i>	<i>Anexe și appendice</i>

Metodologia care trebuie urmată în cazul unor încercări de mecanica ruperii, conduse după normele ASTM, conține următorii pași:

- alegerea tipului de încercare și a materialului;
- selectarea și prelucrarea epruvetei;
- procurarea de echipament și instrumente de încercare;
- introducerea defectului în epruvetă;
- efectuarea încercării în conformitate cu procedura;
- evaluarea rezultatelor încercării;
- supunerea rezultatelor unui test de validitate;
- întocmirea raportului de încercare.

În acest sens, principalele norme ASTM care se referă la pilotarea încercărilor de mecanica ruperii sunt:

- E 4 - 89: *Practices for Force Verification of Testing Machines*  
 E 8 - 89: *Test Methods for Tension Testing of Metallic Material*  
 E 21 - 89: *Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials*  
 E 399 - 83: *Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*  
 E 561 - 86: *Standard Practice for R - Curve Determination*  
 E 647 - 88a: *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rate*  
 E 740 - 88: *Standard Practice for Fracture Testing With Surface-Crack Tension Specimens*  
 E 812 - 88: *Standard Test Method for Crack Strength of Slow - Bend Pre-cracked Charpy Specimens of High - Strength Metallic Materials*  
 E 813 - 89: *Standard Test Method for  $J_{IC}$ , A Measure of Fracture Toughness*  
 E 992 - 89: *Standard Practice for Determination of Fracture Toughness of Steels Using Equivalent Energy Methodology*  
 E 1152 - 87: *Standard Test Method for Determining J-R Curve*  
 E 1221 - 88: *Standard Test Method for Determining Plane - Strain Crack - Arrest Fracture Toughness,  $K_{Ia}$ , of Ferritic Steels*  
 E 1290 - 89: *Standard Test Method for Crack - Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement*  
 E 1304 - 89: *Standard Test Method for Plane - Strain (Chevron Notch) Fracture Toughness of Metallic Materials*  
 E 1737 - 96: *Standard Test Method for J Integral Characterization of Fracture Toughness*  
 E1820- 99a: *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*  
 E 1823 - 99: *Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing*

În figura de mai jos [3.11] se prezintă tipurile de epruvete pentru încercările experimentale de mecanica ruperii. Ca și caracteristică generală se menționează faptul că epruvetele sunt caracterizate de o creștătură realizată mecanic, în continuarea căreia se introduce un defect ascuțit de tip fisură (așa numita prefisură din oboseală).

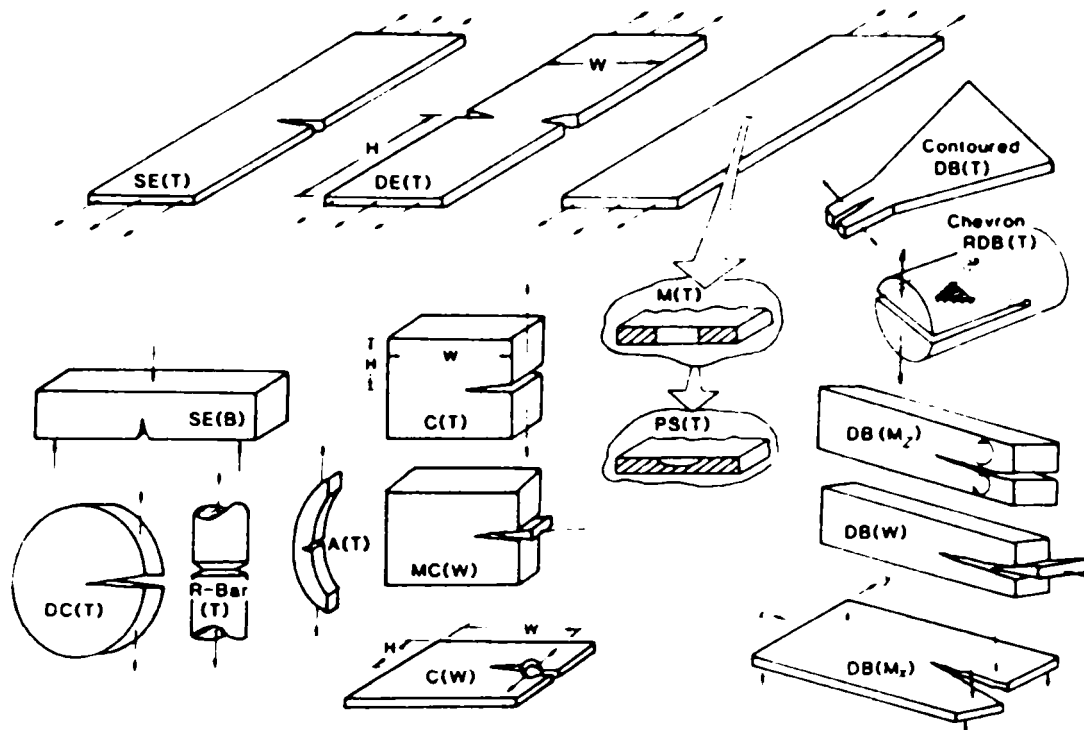


Figura 3. 22 Exemple de epruvete specifice încercărilor de MR

Metodele standard de determinare a tenacității materialului cuprinse în normele ASTM sunt periodic revizuite și îmbunătățite (la fiecare 5 ani).

Mecanica ruperii ca știință și încercarea experimentală de determinare a tenacității materialului au debutat printr-o metodologie liniar – elastică, utilizând factorul de intensitate a tensiunii la vârful fisurii,  $K$ . Extensiile acestui parametru în domeniul elasto – plastic sunt integrala  $J$ , deschiderea la vârful fisurii și curba de rezistență  $R$ .

În continuare se prezintă câteva aspecte generale legate de pilotarea încercărilor specifice de mecanica ruperii, în conformitate cu prevederile în vigoare ale normelor americane ASTM.

### *Aparatură*

#### *Mașina de încercare*

Încercarea epruvetelor se va efectua pe o mașină de testare care permite realizarea solicitării impuse de tipul epruvetei și are posibilitatea de a înregistra semnalul de forță aplicată epruvetei. Ea trebuie să aibă capacitatea de a asigura o viteză de deplasare constantă. Se va verifica dacă celula de încărcare a mașinii este în concordanță cu E4 [3.24] și Practica E467. Se va efectua încercarea astfel încât  $\Delta P$  și  $P_{max}$  să fie controlate cu până la  $\pm 2\%$ .

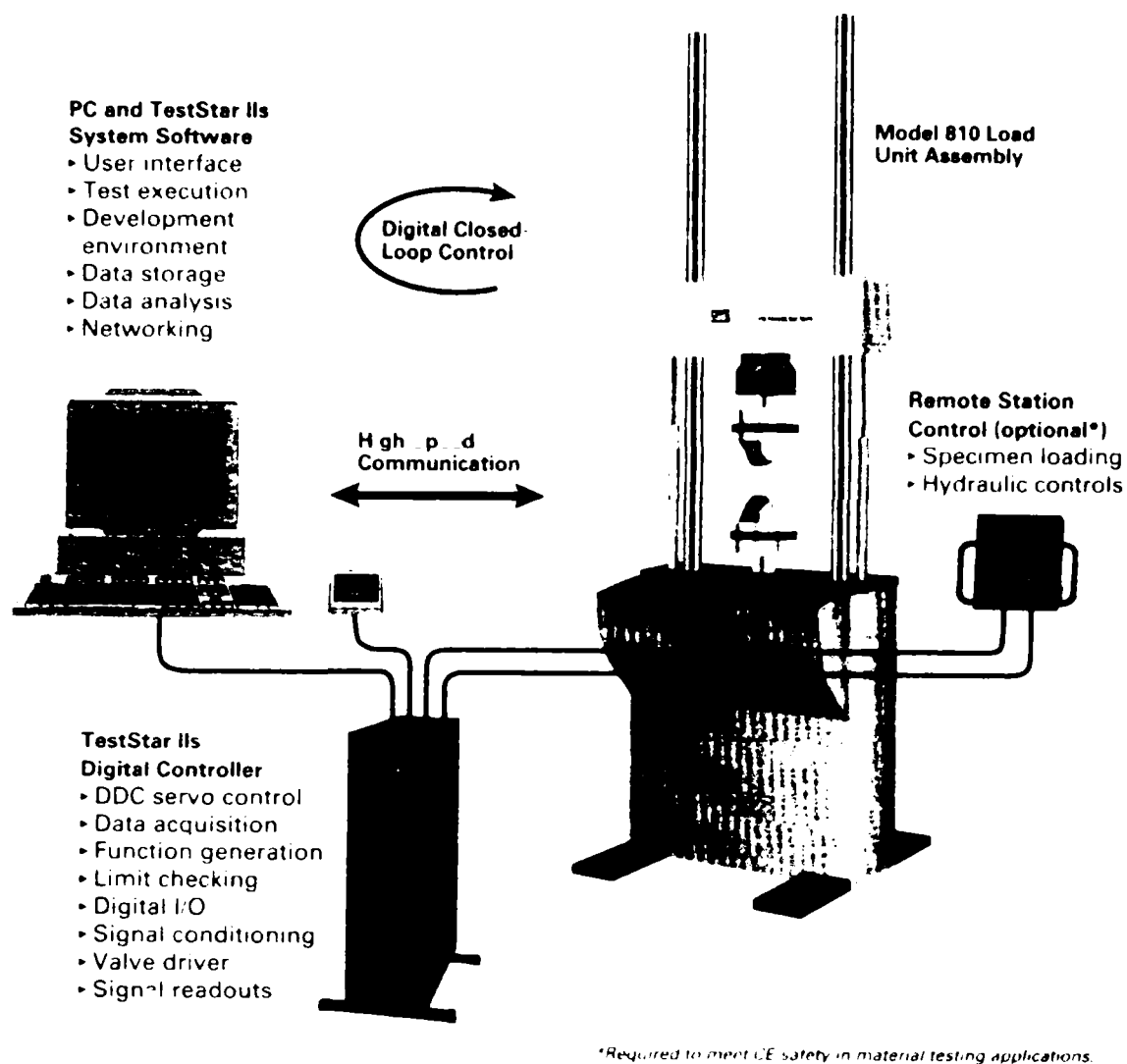


Figura 3. 23 Ansamblul de încercare

*Dispozitivele de fixare*

- pentru încercări de încovoiere (bend test)

Dispozitivele de fixare sunt ilustrate în figura 3.24. Aceste piese este proiectat pentru a minimaliza efectele de frecare, permițând roților suport rotirea și deplasarea prin distanțare în timpul încărcării epruvetei. Dispozitivele de fixare și rezemare se recomandă a fi executate dintr-un oțel cu duritate ridicată (mai mare decât 40 HRC).

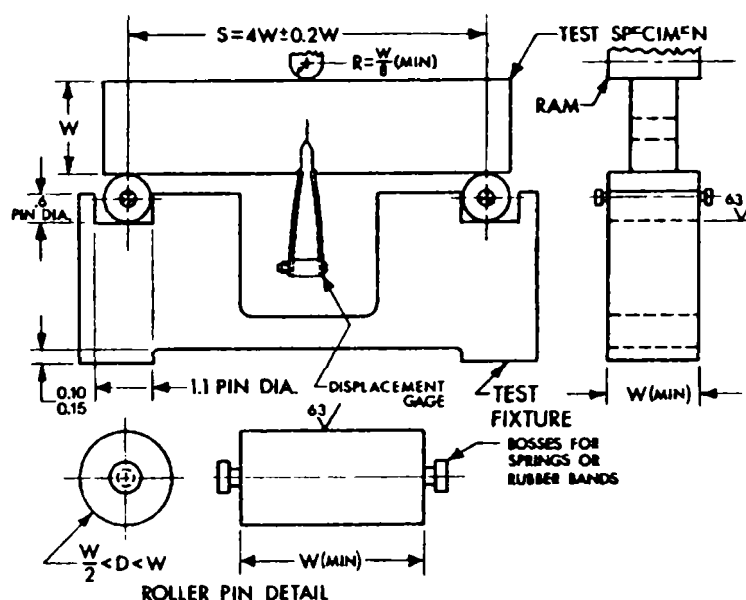


Figura 3. 24 Proiectarea dispozitivelor de fixare și rezemare pentru încercările de încovoiere

- pentru încercări de întindere (tension test)

Epruveta se prinde la ambele capete cu ajutorul unei chei și a domurilor pentru a i se permite rotirea în timpul încărcării; forța de acționare este transmisă epruvetei prin aceste domuri. Cheile de prindere sunt prezentate în figura 3.25. Proporțiile propuse și ecartul critic de toleranță a cheii și domurilor se vor da în funcție de lățimea ( $W$ ) sau grosimea ( $B$ ) a epruvetei, deoarece aceste dimensiuni pot varia între anumite limite. Toleranțele critice și proporțiile propuse cheilor și domurilor se bazează pe epruvete ce au  $W/B = 2$ , pentru  $B > 12,7$  mm și  $W/B = 4$ , pentru  $B \leq 12,7$  mm. Este indicată utilizarea unui oțel cu limita de curgere 1930 Mpa pentru elementele de fixare a epruvetelor [3.26].

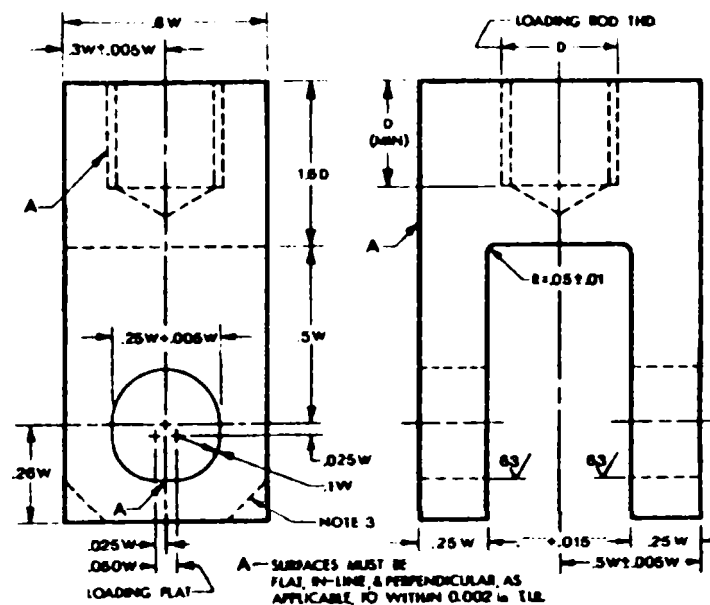


Figura 3. 25 Proiectarea dispozitivelor de fixare pentru încercările de întindere

#### Traductorii de deplasare

Măsurarea deschiderii creștăturii mecanice prevăzută cu fisură se realizează cu ajutorul unui traductor de deplasare, compus din două lamele elastice din oțel cu rezistență ridicată. Clasa de precizie a traductorului trebuie să fie 1. Poziționarea acestuia pe epruvetă este esențială și se prezintă în figura următoare [3.26, 3.27, 3.29-3.31].

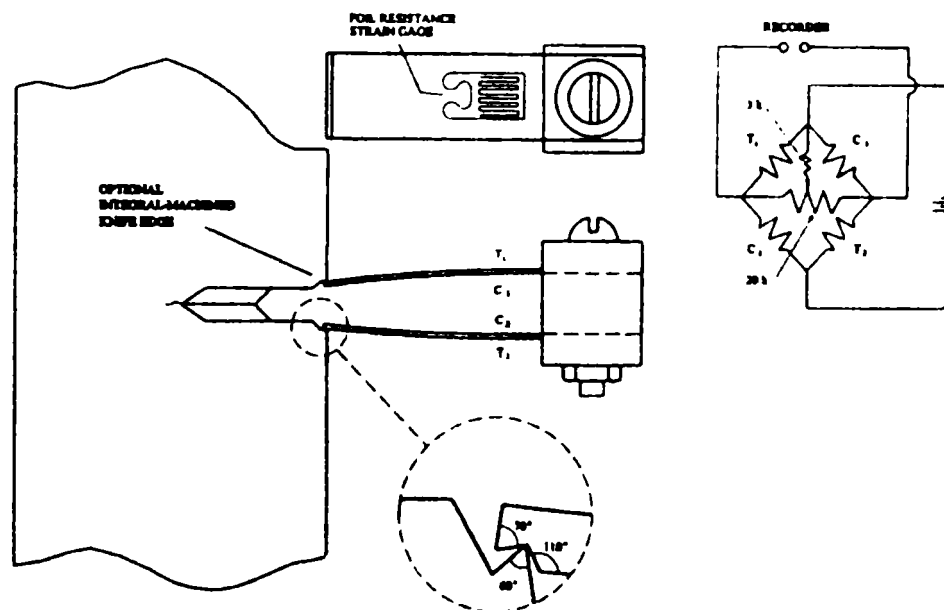


Figura 3. 26 Traductor de deplasare

#### Epruvetele

Epruvetele au configurații și proporții dimensionale standardizate.



Primul pas constă în alegerea tipului de epruvetă. Sunt acceptate patru tipuri principale de epruvete (SEB, CT, AT, DCT) [3.11] cu geometrie specifică, și anume:

- epruvetă pentru încovoiere în trei puncte cu secțiune dreptunghiulară -- SE(B);
- epruvetă pentru încovoiere în trei puncte cu secțiune pătrată -- SE(B);
- epruvetă compactă pentru întindere cu creștătură mecanică dreaptă -- C(T);
- epruvetă compactă pentru întindere cu creștătură mecanică în trepte -- C(T);
- epruvetă în formă de arc pentru întindere -- A(T);
- epruvetă în formă de arc pentru încovoiere -- A(B);
- epruvetă compactă în formă de disc pentru întindere -- DC(T).

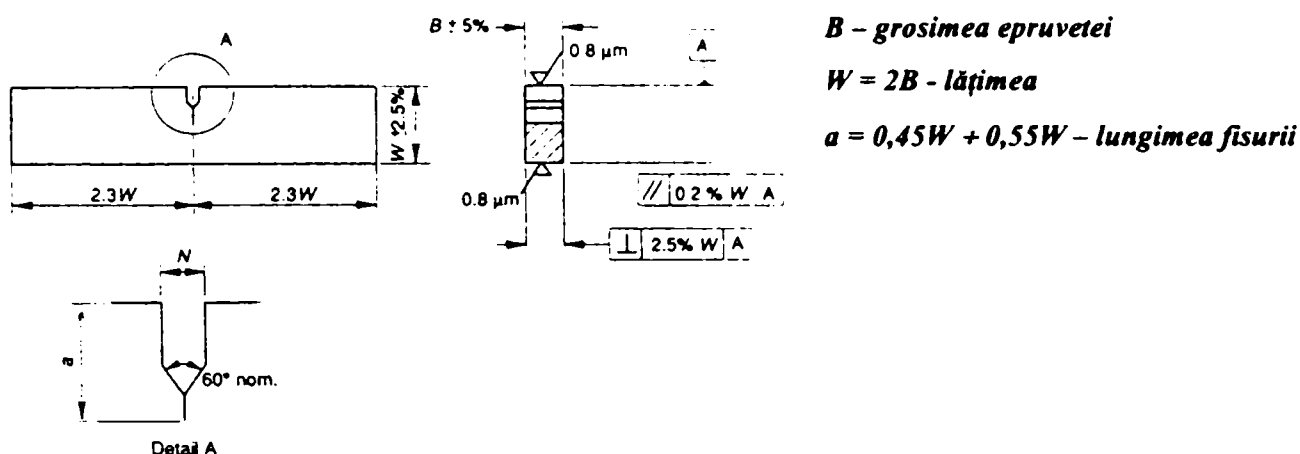


Figura 3. 27 Epruvete SE(B) cu secțiune dreptunghiulară

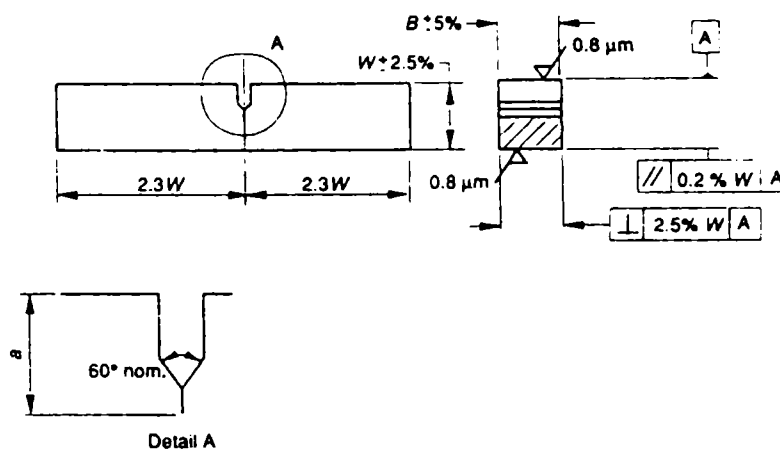


Figura 3. 28 Epruvetă SE(B) cu secțiune pătrată

*B* grosimea epruvetei,

*lățimea,  $W = 2B$ ,*

*jumătatea înălțimii,  $H = 0,6W$*

*1/2 distanța dintre găuri,  $h = 0,275W$*

*lungimea fisurii,  $a = 0,45W$  până  $0,55W$*

*W lățimea epruvetei*

*lățimea totală,  $C = 1,25W$  min.*

*diametrul găurii,  $d = 0,25W$*

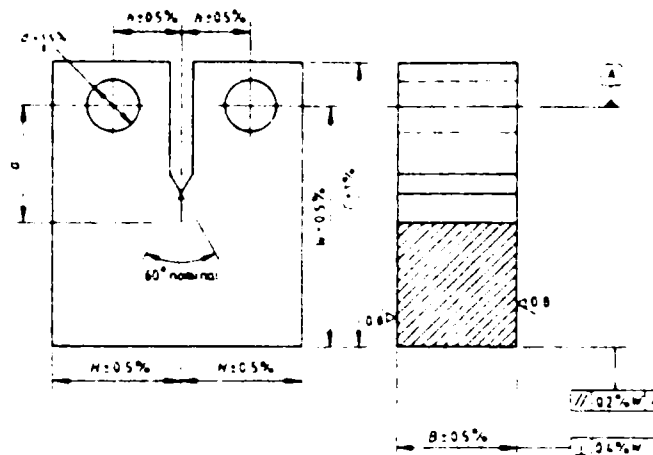


Figura 3. 29 Epruvetă C(T) cu creștătură dreaptă

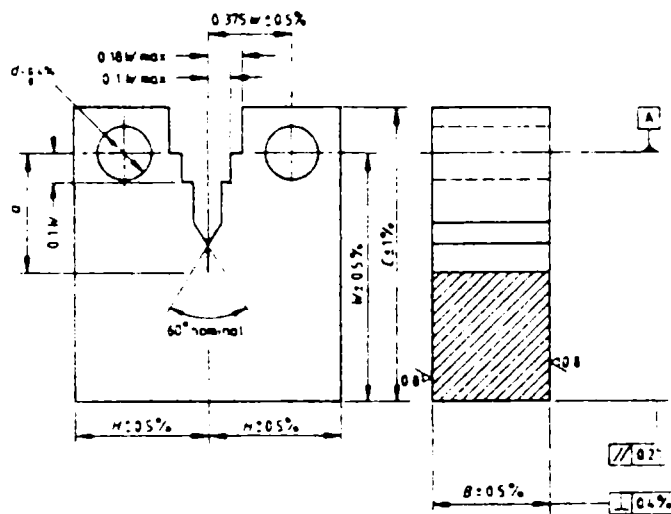


Figura 3. 30 Epruvetă C(T) cu creștătură în trepte

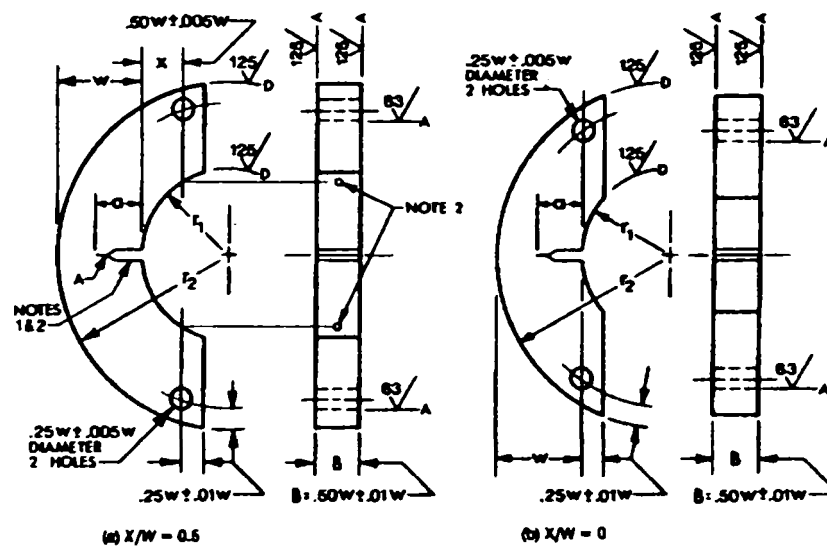
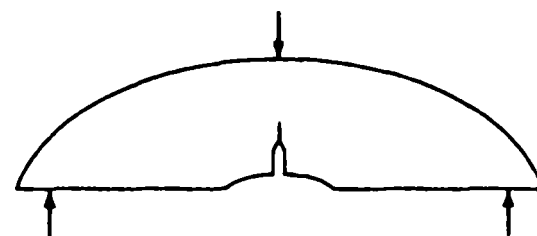


Figura 3. 31 Epruvetă A(T)



(e) Arc-shape bend specimen, A(B)

Figura 3.32 Epruvetă A(B)

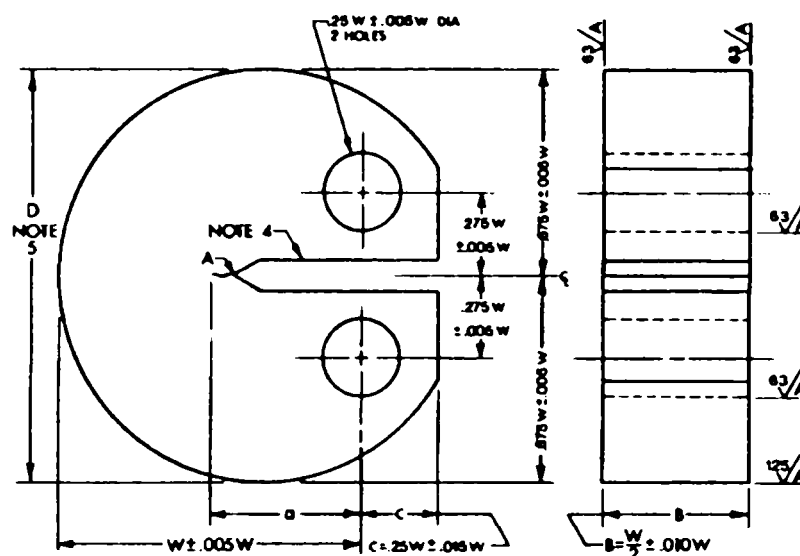


Figura 3.33 Epruvetă DC(T)

În anumite cazuri pot fi folosite epruvete care au raportul  $W/B$  diferit de valoarea 2. În acest sens sunt sugerate proporții dimensionale alternative: pentru epruvetele de încovoiere SE(B)  $1 \leq W/B \leq 4$  și pentru epruvetele compacte și compacte în formă de disc – C(T), DC(T),  $2 \leq W/B \leq 4$ ; cu toate acestea orice grosime poate fi folosită atâta timp cât sunt respectate cerințele de proporționalitate a dimensiunilor.

*Identificarea planului și direcției de rupere în raport cu geometria produsului [3.11].* Această identificare se face pe baza unui cod în care prima literă (-re) reprezintă direcția normală față de planul fisurii, iar a doua literă (-re) reprezintă direcția așteptată a propagării fisurii. Aceste coduri sunt date în figurile 3.34 – 3.36.

- L direcția deformației principale - longitudinală,
- T direcția deformației ultime - transversală,
- S a treia direcție ortogonală – după grosimea elementului.

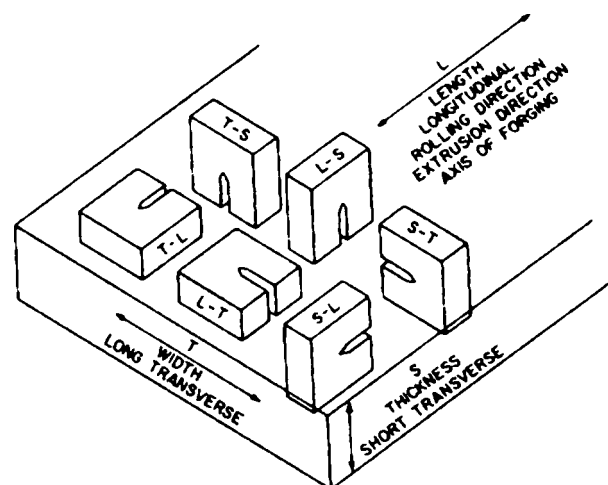
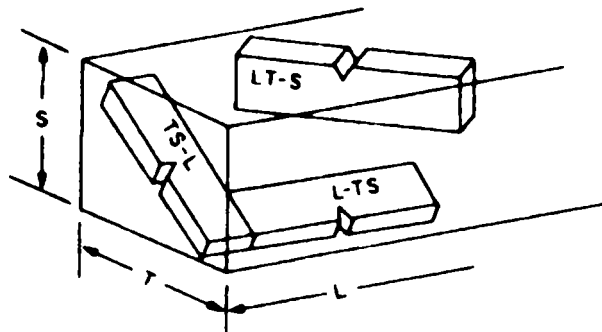
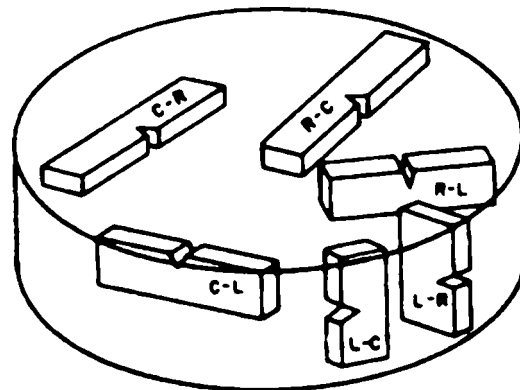


Figura 3.34 Codul de orientare a planului fisurii pentru secțiune dreptunghiulară



**Figura 3. 35** Cod de orientare al planului fisurii pentru secțiune dreptunghiulară



**Figura 3. 36** Cod de orientare al planului fisurii pentru epruvete de tip bară și cilindru gol

L = direcția de laminare,

R = direcție radială,

C = direcție circumferențială sau tangențială

### ***Prefisurarea epruvetelor***

Toate epruvetele vor fi prefisurate prin oboseală. O prefisurare prin oboseală se produce prin încărcarea ciclică a unei epruvete cu un număr de cicluri, care se situează de obicei între  $10^4$  și  $10^6$ , depinzând de dimensiunea epruvetei, pregătirea defectului și nivelul de intensitate a tensiunii.

Dimensiunile defectului mecanic și ale prefisurii din oboseală vor respecta anumite condiții ce pot fi ușor îndeplinite de către majoritatea materialelor ingineresti, de vreme ce procesul de fisurare prin oboseală poate fi controlat îndeaproape atunci când se dă atenție factorilor cunoscuți.

Trei forme de defecte startate din oboseală sunt prezentate în figura 3.37. Pentru a facilita fisurarea din oboseală la niveluri joase de solicitare, raza de curbura de la baza creștăturii în „V” ar trebui să fie de 0,08 mm sau chiar mai mică.

Lungimea fisurii (*totală*, adică lungimea defectului mecanic plus lungimea de prefisurare) va fi de 0,45 W până la 0,70 W, pentru determinarea lui J și CTOD. Pentru determinarea lui K, aceasta este restrânsă de la 0,45 W la 0,55 W.

Echipamentul pentru fisurarea din oboseală trebuie ales astfel încât distribuția solicitării să fie uniformă în toată grosimea epruvetei; în această situație, fisura nu va crește în mod uniform. Distribuția tensiunii trebuie să fie simetrică în planul fisurii, în caz contrar fisura poate devia de la acel plan, datele fiind afectate în mod semnificativ.

Mașina care efectuează solicitarea din oboseală a epruvetei trebuie să permită cunoașterea forței aplicate cu o precizie de  $\pm 2,5\%$ . Înainte de solicitarea de oboseală se măsoară

grosimea  $B$  (respectiv  $B_N$ ) și lățimea  $W$  a epruvetei cu o precizie de  $\pm 0,02$  mm sau  $\pm 0,2\%$ , în vederea calculării forței maxime  $P_f$  a solicitării de oboseală, pentru realizarea lungimii finale de 1,3 mm sau pe ultima jumătate a fisurii (se alege valoarea minimă dintre cele două). Forța maximă pe lungimea finală a fisurii se calculează după cum urmează:

- pentru epruveta de încovoiere:

$$P_f = 0,8 \cdot \frac{B(W - a_0)}{S} R_{p0,2} \quad (3.56)$$

- pentru epruvetele de întindere:

$$P_f = 0,6 \cdot \frac{B(W - a_0)^2}{(2W + a_0)} R_{p0,2} \quad (3.57)$$

unde,

$B, W$  – grosime, respectiv lățimea epruvetei

$a_0$  – lungimea fisurii inițiale (defect mecanic sau crestătură + prefisură)

$R_{p0,2}$  – limita de curgere a materialului la temperatura la care se face prefisurarea prin oboseală

Forța maximă a ciclului pe ultima lungime de fisură trebuie să fie mai mică decât  $P_f$ .

Importanța prefisurării se referă la oferirea unei crestături ascuțite din oboseală, de mărime și direcție potrivite și asigură că: 1) este înlăturat efectul dispozitivului de pornire al mașinii de crestă de la calibrarea  $K$  a epruvetei și 2) sunt eliminate efectele asupra datelor despre ritmul de propagare a fisurii cauzate de modificarea formei crestăturii sau a istoricului încărcării la prefisurare [3.28].

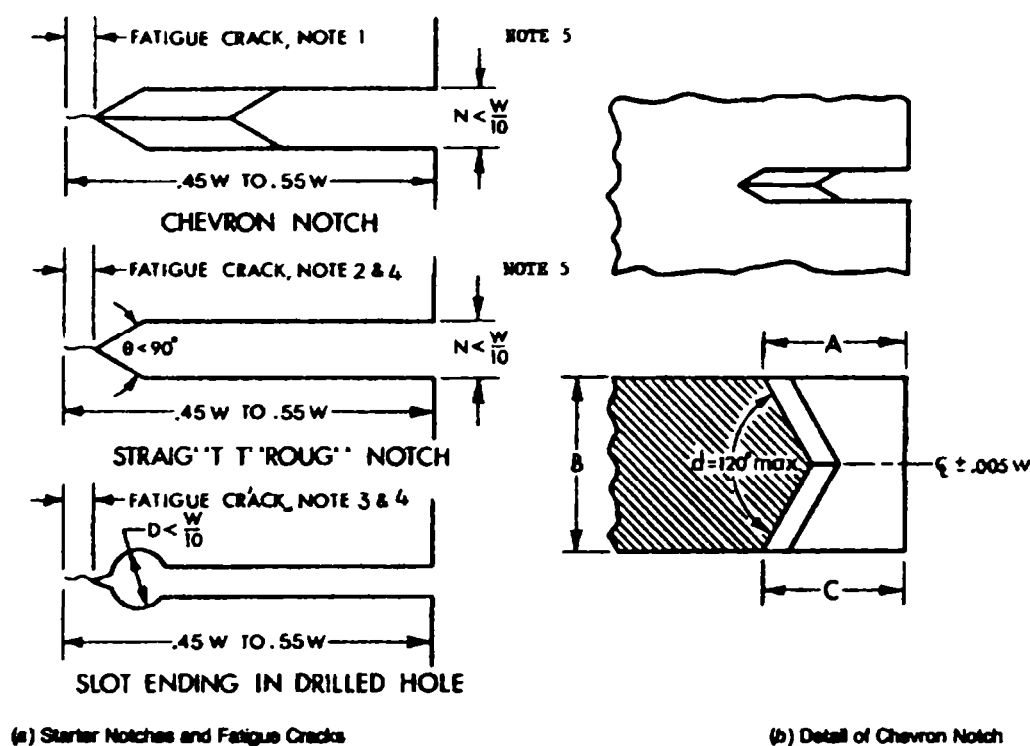


Figura 3.37 Configurarea defectului inițial

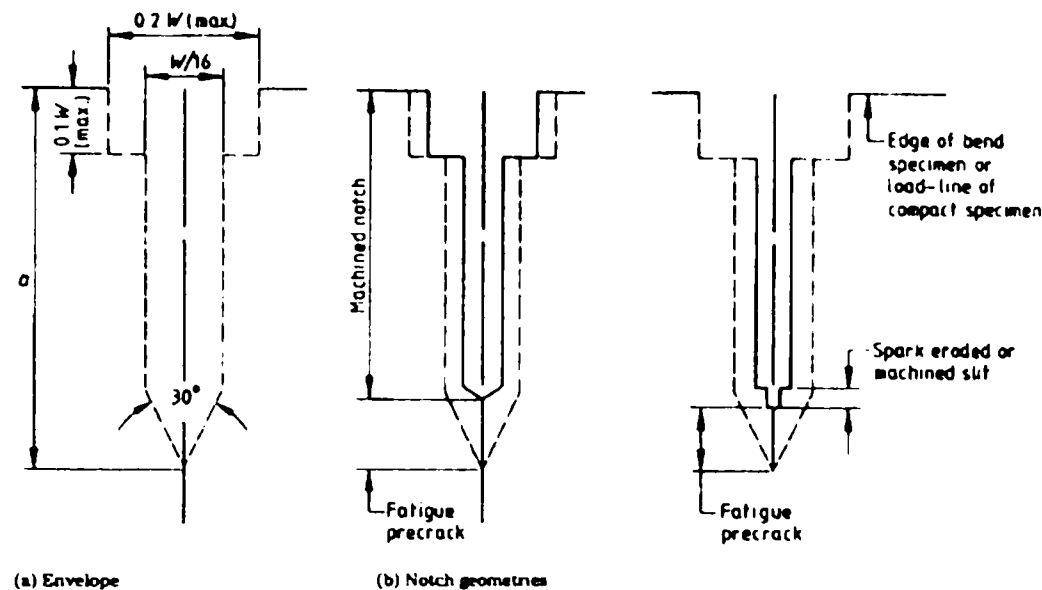


Figura 3.38 Geometria defectului

### 3.6.1 Metoda de determinare a lui $K_{Ic}$

#### *Rezumatul metodei experimentale*

Această metodă experimentală (ASTM E 399) [3.26] include încercarea unei epruvete prefisurate prin oboseală la întindere, respectiv încovoiere în trei puncte. În urma încercării corpurilor de probă vor fi înregistrate curbe încărcare vs. deplasarea marginilor creștăturii. Din diagrama  $P=f(v)$  se va determina valoarea forței critice  $P_Q$ , pe baza căreia va fi determinată apoi valoarea critică a tenacității la rupere  $K_Q$ , ce se va supune unor condiții de validitate în vederea verificării condițiilor de stare plană de tensiune și deformație în epruvetă. Dacă aceste condiții sunt îndeplinite, atunci  $K_Q = K_{Ic}$ .

#### *Importanță și utilizare*

Proprietatea  $K_{Ic}$  determinată prin această metodă caracterizează rezistența unui material la rupere într-un mediu neutru, în prezența unei fisuri ascuțite, în condiții de întindere severă, astfel încât câmpul de solicitare situat la frontul fisurii se apropie de starea plană de deformație, iar zona de deformare plastică la vârful fisurii este mică în comparație cu dimensiunea defectului, respectiv a epruvetei. Se consideră că o valoare a lui  $K_{Ic}$  reprezintă o valoare limitativă mai mică a tenacității la rupere. Aceasta poate fi folosită pentru estimarea relației dintre tensiunea la rupere și dimensiunea defectului în cazul unui material sau element în serviciu.

Prezenta metodă servește următoarelor scopuri:

- În cercetare, pentru a stabili în termeni cantitativi efectele pe care le au variabilele metalurgice, cum ar fi compoziția sau tratamentele termice aplicate, precum și procedeele de fabricare, spre exemplu laminarea sau sudura, asupra tenacității la rupere a materialelor noi sau existente.
- În evaluarea în serviciu, pentru a stabili condițiile de alegere a materialului pentru o anumită aplicație la care sunt prescrise condițiile de solicitare și la care pot fi stabilite dimensiunile maxime ale defectului.
- Pentru specificări referitoare la condițiile de acceptare și controlul calității la producere, însă doar atunci când există o bază solidă pentru specificarea valorilor minime ale lui  $K_{Ic}$ .

**Epruvete**

Sunt folosite epruvete de tipul: SE(B), C(T), A(T) și DC(T).

Prefisurarea acestora va trebui să respecte condițiile conținute de normativ; în cazul epruvetelor SE(B), această operațiune se va efectua pentru o forță superioară a ciclului de oboseală dată de formula:

$$P_f = \frac{0.5 \cdot B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_Y}{S} \quad (3.58)$$

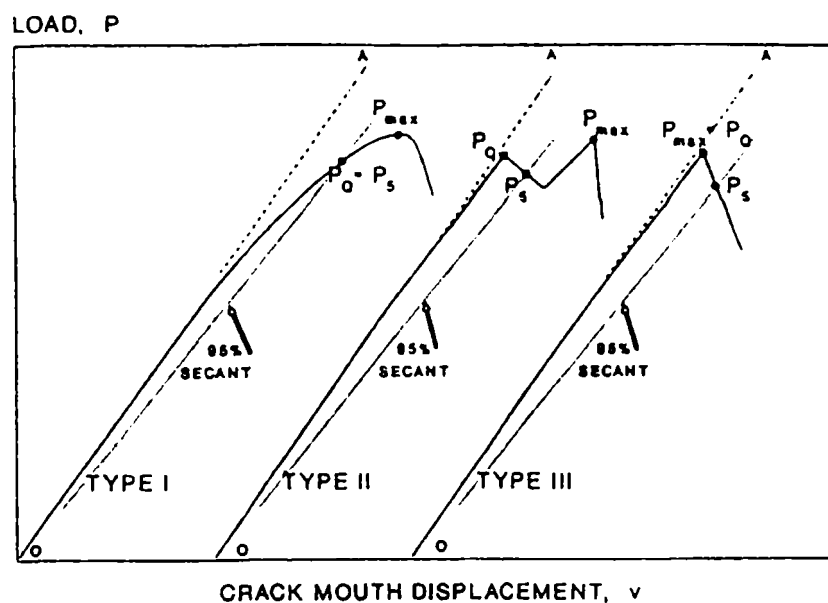
În cazul epruvetelor C(T) forța maximă de prefisurare va fi determinată cu relația:

$$P_f = \frac{0.4 B b_0^2 \sigma_Y}{(2W + a_0)} \quad (3.59)$$

**Calcularea rezultatelor și validarea lor**

Pentru stabilirea tenacității  $K_{Ic}$  a materialului se aplică următoarea procedură:

- Se determină printr-o metodă grafică valoarea forței critice  $P_Q$  din diagrama înregistrată  $P=f(v)$ . Se construiește linia secantă după cum se arată în figura 3.39, cu o pantă  $(P/v)_S = 0,95(P/v)_0$ , unde  $(P/v)_0$  reprezintă panta tangentei OA la porțiunea de date înregistrate inițial. Această pantă se poate calcula utilizând date digitale sau conform unei înregistrări autografice. O neliniaritate redusă apare deseori de la începutul înregistrării, dar aceasta poate fi ignorată. În orice caz, este foarte important să se realizeze cu precizie mare determinarea pantei datelor înregistrate.



**Figura 3.39** Diagrame forță P vs. deplasare v, înregistrate la încercarea  $K_{Ic}$

- Forța  $P_Q$  este definită astfel: dacă forța din fiecare punct al înregistrării care precede  $P_S$  este  $P_S$ , atunci  $P_S$  este  $P_Q$  – *curba de tip I*; cu toate acestea, dacă există o încărcare maximă care precede  $P_S$  și care o depășește, atunci încărcarea maximă devine  $P_Q$  – *curba de tip II și III*.
- Valoarea  $P_Q$  se utilizează la determinarea valorii critice  $K_Q$  corespunzătoare. Aceasta se efectuează cu o relație de forma:

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} f(a/W) \quad (3.60)$$

în care,

$P$  – forța aplicată

$B$  – grosimea epruvetei

$W$  – lățimea epruvetei

$f(a/W)$  – este o funcție de calibrare ce depinde de raportul lungime de fisură / lățimea epruvetei și care se dă în standard.

- Valoarea  $K_Q$  devine  $K_{Ic}$  dacă sunt satisfăcute cerințele de validitate. În acest sens, cea mai importantă cerință este verificarea raportului  $P_{max}/P_Q$ ; acesta trebuie să respecte inegalitatea:

$$\frac{P_{max}}{P_Q} \leq 1.10 \quad (3.61)$$

- O a doua cerință de validitate este dată în relația (3.62); ea garantează domeniul liniar elastic de încărcare și condiția de deformație plană a grosimii epruvetei.

$$a, B \geq 2.5 \left( \frac{K_Q}{\sigma_{YS}} \right) \quad (3.62)$$

în care,

$\sigma_{YS} = R_{p0.2}$  – limita de curgere a materialului încercat.

- Calculul valorii tenacității materialului  $K_Q$  se efectuează conform următoarelor relații:

- Cazul epruvetelor SE(B)

$$K_{(i)} = \left[ \frac{P_i S}{(BB_N)^{1/2} W^{3/2}} \right] f(a_i / W) \quad (3.63)$$

$$f(a_i / W) = \frac{3(a_i / W)^{1/2} \left[ 1.99 - (a_i / W)(1 - a_i / W) \times (2.15 - 3.93(a_i / W) + 2.7(a_i / W)^2) \right]}{2(1 + 2a_i / W)(1 - a_i / W)^{3/2}} \quad (3.64)$$

- Cazul epruvetelor C(T)

$$K_{(i)} = \left[ \frac{P_i}{(BB_N W)^{1/2}} \right] f(a_i / W) \sqrt{a^2 + b^2} \quad (3.65)$$

$$f(a_i / W) = \frac{\left[ (2 + a_i / W) (0.886 + 4.64(a_i / W) - 13.32(a_i / W)^2 + 14.72(a_i / W)^3 - 5.6(a_i / W)^4) \right]}{(1 - a_i / W)^{3/2}} \quad (3.66)$$

### 3.6.2 Metoda de determinare a lui $J_{Ic}$ [3.29]

#### *Principiul metodei*

Așa cum s-a arătat și la punctul 3.5, cerințele de determinare a parametrului liniar elastic  $K$  sunt de multe ori invalidate de o grosime prea mică a produsului. Astfel, una dintre primele metode de laborator introduse pentru determinarea tenacității la rupere a materialului în



condiții de comportare elasto – plastice, care se bazează pe valoarea integralei J, a fost metoda de determinare a parametrului  $J_{Ic}$ , cuprinsă în ASTM E 813.

Obiectul metodei este de a dezvolta porțiunea inițială a curbei J – R [3.30], care constă din valori ale integralei J la o serie de creșteri măsurate ale fisurii epruvetei și de a determina valoarea integralei J, necesară pentru a produce un număr mic de creșteri stabile ale fisurii.

### **Epruvetele**

Corpurile de probă sunt similare cu cele utilizate pentru determinarea parametrului  $K_{Ic}$ , prezentate în figurile 3.27 – 3.30. Metoda de încercare utilizează deci epruvete de tipul: SE(B) și C(T). Ele mai prezintă o particularitate și anume, un decupaj, care face posibilă montarea traductorului de deplasare direct pe linia de forță.

Alegerea tipului de epruvetă se face în funcție de cantitatea de material disponibil, respectiv geometria acestuia.

Se subliniază faptul că grosimea epruvetei este bine să se aleagă cât mai apropiată de grosimea materialului de bază (prelevat din elementul structural analizat).

Toate epruvetele trebuie să aibă indusă în continuarea defectului mecanic, a creștăturii, o prefisură din oboseală. Prefisurarea acestora va trebui să se realizeze prin oboseală, pentru o valoare a încărcării ce reprezintă o parte din forța  $P_L$ . În cazul epruvetelor SE(B), se utilizează:

$$P_L = \left[ \left( \frac{4}{3} \right) \left( \frac{B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_Y}{S} \right) \right] \quad (3.67)$$

În cazul epruvetelor C(T) se folosește relația:

$$P_L = \left[ \frac{B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_Y}{(2W + a)} \right] \quad (3.68)$$

O atenție specială se va acorda ultimilor 0,64 mm din lungimea de prefisurare, pentru inducerea cărora va trebui utilizată o forță maximă ce nu are voie să depășească 0,4  $P_L$  sau o forță pentru care raportul dintre ecartul factorului de intensitate a tensiunii  $\Delta K$  și modulul de elasticitate E, ( $\Delta K/E$ ), să fie egal sau mai mic decât  $0,005 \text{ mm}^{1/2}$ .

### **Aparatura**

Atât mașina de încercare, cât și dispozitivele de fixare și măsurare trebuie să respecte cu strictețe cerințele impuse de normă (paragraful 6). Înregistrarea rezultatelor, diagrama forță în raport cu deplasarea liniei de încărcare (load-line displacement) se poate realiza fie pe baza punctelor digitale procesate pe computer, fie prin procedeu autografic cu plotare x-y. Aparatura necesară pentru aceasta este o celulă de forță, respectiv traductor de deplasare. În general se folosește același tip de traductori, descriși în ASTM E 399, cu precizarea că în cazul testelor de încovoiere făcute pe o singură epruvetă se poate folosi un traductor suplimentar.

Dispozitivele de fixare respectă cerințele impuse pentru probele supuse la încovoiere (figura 3.24) și întindere (figura 3.25).

Se recomandă ca funcționarea sistemelor de măsurare ale încărcărilor și ale deplasărilor să fie verificată de fiecare dată când sistemul este adus la temperatura de încercare sau înaintea începerii unei serii continue de încercări  $J_{Ic}$ .

### **Procedura de încercare**

Rezultatul de bază al acestui tip de încercare experimentală este plotarea curbei J în raport cu extensia fisurii  $\Delta a$  (se face precizarea că se utilizează valoarea fizică a extensiei fisurii

și nu valoarea efectivă, ca și în cazul metodei curbei K-R). Pentru a obține această diagramă vor fi făcute pe durata încercării măsurători de forță, deplasare și de lungime fizică a fisurii.

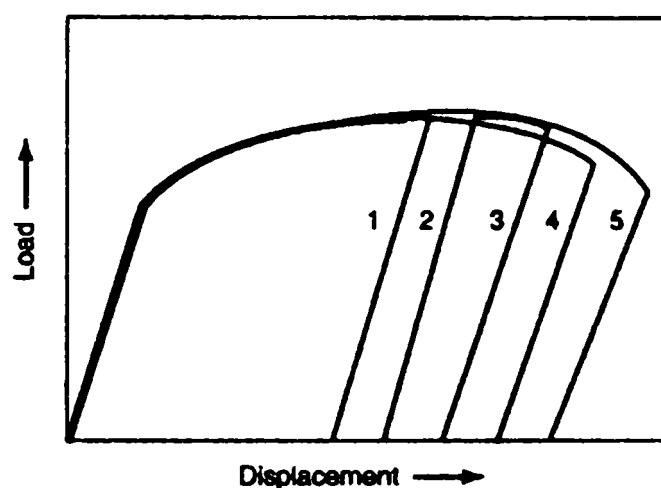
Procedura de încercare conține două metode, și anume: (1) tehnica epruvetelor multiple și (2) tehnica bazată pe o singură epruvetă.

**Tehnica epruvetelor multiple** include încărcarea corpurilor de probă la niveluri diferite de deplasare cât și marcarea creșterii fisurii, care apare în timpul încărcării. Pentru monitorizarea creșterii fisurii nu este nevoie de un echipament special. Extensia fisurii este măsurată pe suprafața ruperii la finalizarea încercării. Cu toate acestea pentru prezenta metodă sunt necesare cel puțin 5 epruvete pentru a trasa curba J versus  $\Delta a$ .

Cealaltă **metodă a epruvetei unice** se bazează pe o înregistrare completă a punctelor J în raport cu extensia fisurii  $\Delta a$ . Pentru aceasta este nevoie de o monitorizare a extensiei fisurii. La ora actuală aceasta este tehnica cea mai uzuală, ea bazându-se pe metoda complianței de descărcare elastică (*elastic unloading compliance method*). Lungimea fisurii este măsurată la intervale regulate pe perioada testului, prin descărcarea parțială a epruvetei și determinarea pantei elastice. Măsurarea pantei elastice necesită doar un traductor de deplasare.

O alternativă la această tehnică de încercare o constituie procedura diferenței de potențial, metodă care însă nu este descrisă suficient în norma actuală. Aceasta a fost gândită deoarece metoda complianței nu oferea suficientă sensibilitate la treptele de descărcare.

Tehnica de încercare depinde de metoda de monitorizare a lungimii fisurii. În cazul tehnicii epruvetelor multiple, cel puțin 5 epruvete sunt solicitate pentru a prescrie valori de deplasare, despre care se presupune că provoacă într-o anumită măsură o extensie fizică a fisurii, dar nu duce la separarea completă a epruvetei. Aceasta are drept rezultat un număr de înregistrări individuale, vezi figura 3.40. Când este atinsă deplasarea prescrisă, epruveta se descarcă, iar vârful fisurii se va marca.



**Figura 3. 40** Înregistrări forță – deplasare prin tehnica epruvetelor multiple

Metoda epruvetei unice, care utilizează complianța elastică este încărcată inițial în același mod; cu toate acestea în timpul încercării se vor efectua descărcări parțiale pentru dezvoltarea pantelor elastice, cu ajutorul cărora se poate evalua lungimea fisurii, folosind relații de complianță. Relațiile de complianță sunt conținute în norma E 813.

Pentru metoda bazată pe diferența de potențial electric, încărcarea, deplasarea și diferența de potențial sunt măsurate simultan. Diferențele de potențial sunt în relație cu lungimea fisurii printr-o corelație analitică sau empirică.

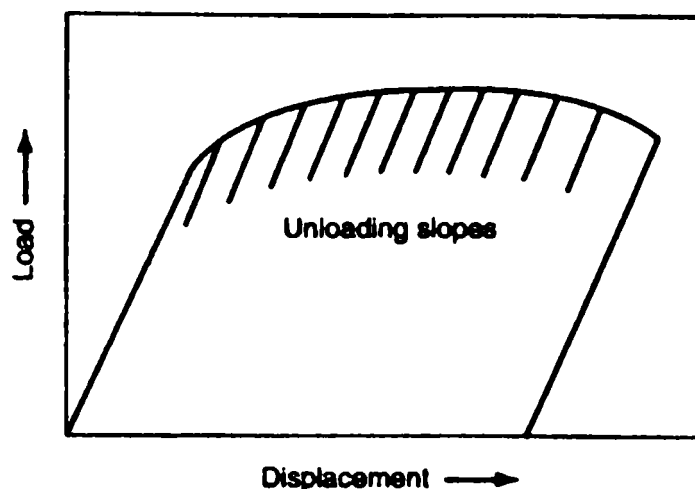


Figura 3.41 Înregistrări prin metoda complianței

Pe baza acestor înregistrări forță – deplasare, se determină valoarea lui  $J$ . Aceasta se calculează cu relația dată de un termen elastic și unul plastic:

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + \frac{\eta_{pl}}{Bb} \int_0^{v_{pl}} P dv_{pl} \quad (3.69)$$

unde,

$K$  – factorul de intensitate a tensiunii

$E$  – modulul de elasticitate

$\nu$  – modulul Poisson

$P$  – forța de încărcare

$v_{pl}$  – deformația plastică

$B$  – grosimea epruvetei

$b$  – ligamentul nefisurat ( $W-a$ ), unde  $W$  – lățimea epruvetei

$\eta_{pl}$  – coeficient ce ia valoarea 2 pentru epruvete SE(B) și  $\eta_{pl} = 2 + 0.522b/W$  pentru epruvete C(T)

Curba  $J$  versus  $\Delta a$  este o parte a curbei de rezistență J-R și constituie baza metodei de determinare a lui  $J_{Ic}$ . Aceste valori sunt supuse unei scheme de evaluare pentru alegerea unui punct pe curba J-R care să se afle în apropierea inițierii fisurii stabile. Metoda este destul de complicată, descrierea ei în detaliu fiind făcută în norma de referință. În principal perechile de date  $J$ ,  $\Delta a$  sunt evaluate pentru a afla care dintre ele se găsesc în intervalul prescris; aceste puncte se ajustează printr-o ecuație exponențială:

$$J = C_1 (\Delta a)^{C_2} \quad (3.70)$$

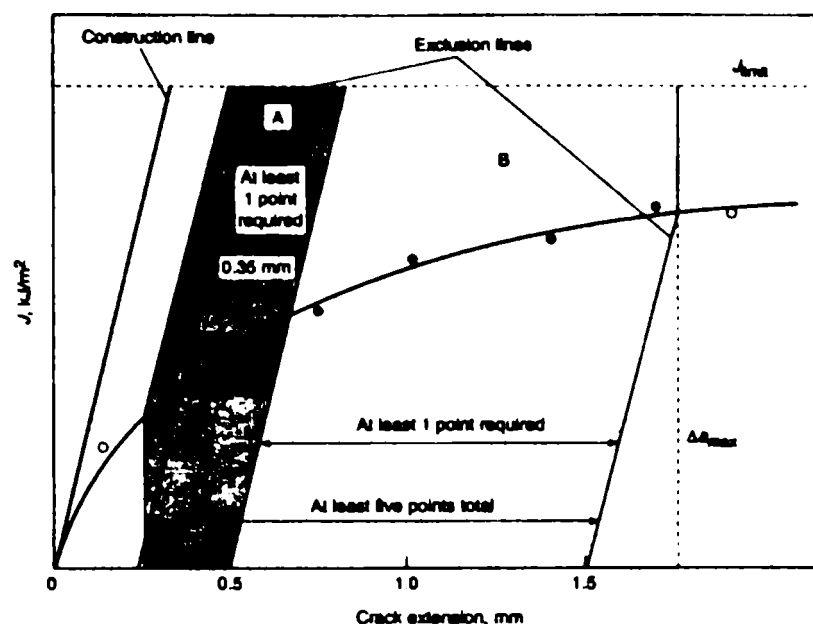
în care,  $C_1$  și  $C_2$  sunt constante.

O evaluare schematică a tenacității  $J_{Ic}$  este prezentată în figura 3.42.

Criteriul de validitate de bază ce trebuie aplicat este:

$$b, B \geq 2.5(J_Q / \sigma_Y) \quad (3.71)$$

$$\sigma_Y = \frac{(\sigma_{YS} + \sigma_{UTS})}{2} \text{ - limita de curgere efectivă dată de media aritmetică a limitei de curgere și a rezistenței la tracțiune a materialului.} \quad (3.72)$$

Figura 3.42 Evaluarea lui  $J_{1c}$ 

### 3.6.3 Metoda de determinare a deschiderii la vârful fisurii (CTOD - Crack Tip Opening Displacement) [3.31]

Metoda de determinare a deschiderii la vârful fisurii a fost folosită prima dată ca parametru de evaluare a tenacității materialului în domeniu neliniar. Primul standard care a descris procedura de executare a unor astfel de încercări a fost scris în Marea Britanie de către BSI, 1979. Versiunea americană a normei ASTM E 1290 a apărut ulterior în anul 1989.

Ideea de bază a acestei metode este de a evalua punctul tenacității materialului ce corespunde unei rupei fragile sau determinarea punctului de siguranță în cazul cedărilor plastice, ductile. Această metodă se referă la determinarea valorilor deplasării critice la vârful fisurii – CTOD pentru una sau mai multe extensii ale fisurii.

Aceste valori pot fi întrebuințate ca măsurători pentru determinarea tenacității la rupere a materialelor metalice și se potrivește mai ales materialelor ce prezintă un comportament tranzitoriu ductil – fragil pentru valori descrescătoare ale temperaturii.

#### *Epruvetele*

Și în cazul acestei metode se operează cu epruvete prefisurate prin oboseală. Sunt utilizate epruvetele de încovoiere în trei puncte atât cu secțiune dreptunghiulară cât și cu secțiune pătrată, având codul SE(B) și epruvete compacte de întindere excentrică C(T).

Se subliniază faptul că grosimea epruvetelor trebuie să fie egală cu cea a materialului de bază, pentru care se face încercarea.

Pentru epruvetele SE(B), lățimea este fie egală cu  $B$ , fie  $2xB$ , unde  $B$  reprezintă grosimea epruvetei; iar raportul  $a_0/W$  se va păstra în limitele 0,45 și 0,55. Deschiderea  $S$  a epruvetelor se alege  $4W$ .

Pentru epruvetele compacte C(T) se vor păstra aceleași limite ale raportului  $a_0/W$ . Raportul  $H/W$  este de 0,6, iar lățimea  $W/B$  ia valori între 2 și 4.

Prefisurarea epruvetelor se va efectua pentru o forță superioară a ciclului de oboseală dată de formula:

$$P_f = \frac{0.5 \cdot B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_Y}{S} \quad (3.73)$$

În cazul epruvetelor C(T) forța maximă de prefisurare va fi determinată cu relația:

$$P_f = \frac{0.4 B b_0^2 \sigma_Y}{(2W + a_0)} \quad (3.74)$$

### **Aparatura**

Se vor respecta aceleași cerințe descrise până acum, care sunt cuprinse în standardele E 4 și E 399.

Standardul prezent folosește aceleași epruvete de încovoiere și compacte ce se utilizează și pentru determinarea tenacității la rupere  $J_{Ic}$ . Astfel se vor utiliza aceleași dispozitive de fixare.

### **Procedura de încercare**

Metoda necesită măsurarea deplasării în timpul încercării. Formulele de calcul ale lui  $\delta$ , utilizează o combinație a componentelor elastice și plastice:

$$\delta = \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{2\sigma_{YS} E} + \frac{r_p (W - a_0) v_{pl}}{[r_p (W - a_0) + a_0 + z]} \quad (3.75)$$

Se observă faptul că în această formulă componenta elastică a lui  $\delta$  are la bază un echivalent al parametrului  $K$ , iar componenta plastică include o rotație plastic rigidă a epruvetei în jurul punctului neutru de tensiune situat la  $r_p(W - a)$  de la vârful fisurii.

Termenii din ecuația (3.75) au aceeași specificație ca și în cazurile precedente.

### **Calculul parametrului CTOD**

#### **Cazul SE(B)**

Pentru metoda de bază, calculul parametrului CTOD pentru oricare dintre punctele curbei încărcare – deplasare se face cu relația:

$$\delta = \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{2\sigma_{YS} E} + \frac{r_p (W - a_0) v_{pl}}{[r_p (W - a_0) + a_0 + z]} \quad (3.76)$$

unde:

$a_0$  = lungimea inițială a fisurii,

$K$  = factorul de intensitate a tensiunii, definit pentru  $a = a_0$

$\nu$  = coeficientul Poisson,

$\sigma_{YS}$  = limita de curgere proporțională,

$E$  = modulul de elasticitate,

$v_{pl}$  = componenta plastică a deplasării deschiderii fisurii în punctul de evaluare pe curba încărcare – deplasare,  $v_c$ ,  $v_i$ ,  $v_u$ , or  $v_m$ ,

$r_p$  = factorul plastic de rotație = 0.44.

Pentru metoda curbei de rezistență, calculul lui CTOD pentru oricare dintre punctele curbei încărcare – deplasare se face cu relația:

$$\delta = \frac{K_{(i)}^2 (1 - \nu^2)}{2\sigma_{YS} E} + \frac{[r_p (W - a_{(i)}) + \Delta a] v_{pl(i)}}{[r_p (W - a_{(i)}) + a_{(i)} + z]} \quad (3.77)$$

unde,

$a_{(i)}$  = lungimea curentă a fisurii,

$\Delta a$  =  $a_{(i)} - a_0$ ,

$K_{(i)}$  = parametrul K, pentru  $a = a_{(i)}$

### Cazul C(T)

Metoda de bază conține relația următoare pentru calculul lui CTOD:

$$\delta = \frac{K_{(i)}^2 (1 - \nu^2)}{2\sigma_{YS} E} + \frac{r_p (W - a_0) v_{pl(i)}}{[r_p (W - a_0) + a_0 + z]} \quad (3.78)$$

unde:

$r_p = 0.4(1 + \alpha)$ .

$$\text{și: } \alpha_{(i)} = 2 \left[ \left( \frac{a_0}{b_0} \right)^2 + \frac{a_0}{b_0} + \frac{1}{2} \right]^{1/2} - 2 \left( \frac{a_0}{b_0} + \frac{1}{2} \right) \quad (3.79)$$

În cazul metodei bazate pe curba de rezistență,  $\delta$  ia valoarea:

$$\delta = \frac{K_{(i)}^2 (1 - \nu^2)}{2\sigma_{YS} E} + \frac{[r_{p(i)} (W - a_{(i)}) + \Delta a] v_{pl(i)}}{[r_{p(i)} (W - a_{(i)}) + a_{(i)} + z]} \quad (3.80)$$

în care,

$r_{p(i)} = 0.4 (1 + \alpha_{(i)})$ ,

$$\alpha_{(i)} = 2 \left[ \left( \frac{a_{(i)}}{b_{(i)}} \right)^2 + \frac{a_{(i)}}{b_{(i)}} + \frac{1}{2} \right]^{1/2} - 2 \left( \frac{a_{(i)}}{b_{(i)}} + \frac{1}{2} \right) \quad (3.81)$$

### 3.7 Propagarea fisurilor din oboseală

Problema fenomenului de oboseală la construcțiile metalice și implicațiile acestuia au fost în detaliu prezentate în capitolul 2 al tezei. În cadrul acestui paragraf va fi abordat un alt aspect și anume cel al studiului fisurilor din oboseală conținute de elementele structurale și propagarea acestora sub sarcini de exploatare.

În stadiul actual al cunoașterii, ruperea materialelor prin oboseală (așa cum a fost descrisă și în capitolul 2), este unanim acceptată ca fiind un proces ce conține trei etape distincte: (1) inițierea defectului de tip fisură, (2) propagarea fisurii în material și (3) separarea prin ruperea completă a materialului în două sau mai multe bucăți.

Astfel, durata de viață a unui element supus la oboseală poate fi scrisă sub forma:

$$N_f = N_i + N_p, \text{ în care} \quad (3.82)$$

$N_i$  = numărul de cicluri necesar pentru a iniția defectul

$N_p$  = numărul de cicluri necesar pentru propagarea defectului până la rupere

#### Observații

- În cazul HCF (high cycle fatigue) componenta dominantă a duratei de viață o reprezintă inițierea defectului, valoarea  $N_i$  fiind mai mare.
- În cazul LCF (low cycle fatigue) – în care se includ și podurile metalice – componenta dominantă o reprezintă valoarea  $N_p$ , adică durata de propagare a unei fisuri până la ruperea elementului structural.

În majoritatea cazurilor fisurile din oboseala materialului sunt inițiate în zone caracterizate de detalii constructive cu risc sporit de fisurare – concentratorii de tensiune. Transformarea microdefectelor în macrodefecte, ce are loc în stadiul I, este controlată de prezența componentei tangențiale a tensiunii din planurile favorabile mișcării dislocațiilor.

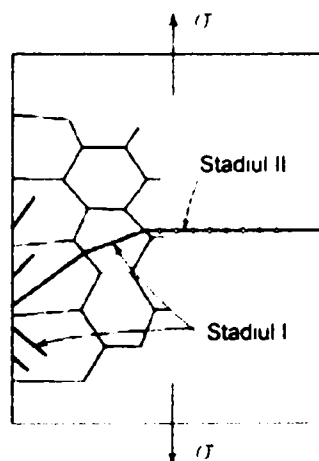
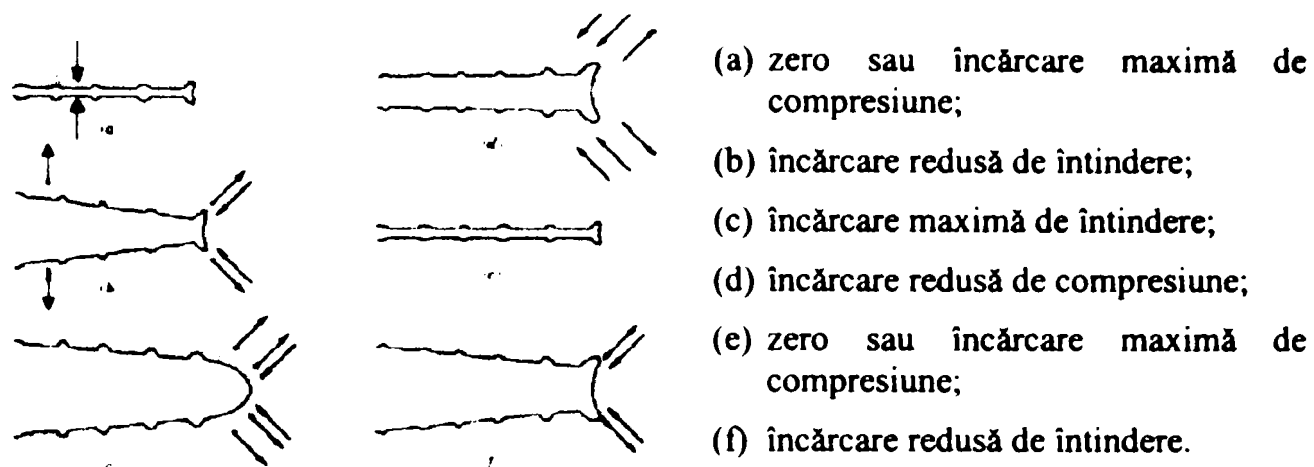


Figura 3. 43 Mecanismul de rupere

Stadiul II debutează în prezența unui macrodefect, atunci când fisura dobândește o lungime necesară pentru realizarea unei concentrări triaxiale a tensiunii și este controlată, în principal, de componenta normală a tensiunii. Mecanismul de rupere, prin propagarea fisurii din

oboseală în stadiul II, are loc prin formarea enclavei plastice la vârful fisurii și rotunjirea / extinderea prin ascuțire repetată a acestuia, după cum se poate observa în figura alăturată.



**Figura 3.44** Mecanismul de propagare a fisurii

Pentru a descrie propagarea fisurilor din oboseală trebuie avuți în vedere următorii factori de influență [3.33]:

- ◆ geometria structurii;
- ◆ geometria defectului (fisurii);
- ◆ proprietățile materialului;
- ◆ rata de încărcare și frecvența;
- ◆ temperatura și mediul.

Evaluarea condițiilor specifice de propagare a fisurilor poate fi realizată pe baza unor mărimi caracteristice, fundamentate pe conceptele mecanicii ruperii și anume: tenacitatea materialului exprimată prin factorul de intensitate a tensiunii  $K$  sau valoarea integralei  $J$  și viteza de propagare a fisurii  $da/dN$  (creșterea fisurii pentru fiecare ciclu de încărcare).

Creșterea subcritică a fisurii sub acțiunea solicitărilor variabile sau a mediilor corosive a fost studiată de Paris, care a propus prima relație empirică ce leagă variația factorului de intensitate a tensiunii de viteza de creștere a fisurii.

Viteza de propagare a unei fisuri poate fi caracterizată printr-o relație de forma:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R, H) \quad (3.83)$$

unde,

$da/dN$  - creșterea fisurii pentru un ciclu de solicitare

$\Delta K$  - variația factorului de intensitate a tensiunii, determinat de ecartul de tensiune  $\Delta\sigma$ ;

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$$

$R$  - coeficientul de asimetrie al ciclului de solicitare  $R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$ ;

$H$  - termen ce ia în considerare istoricul solicitărilor.



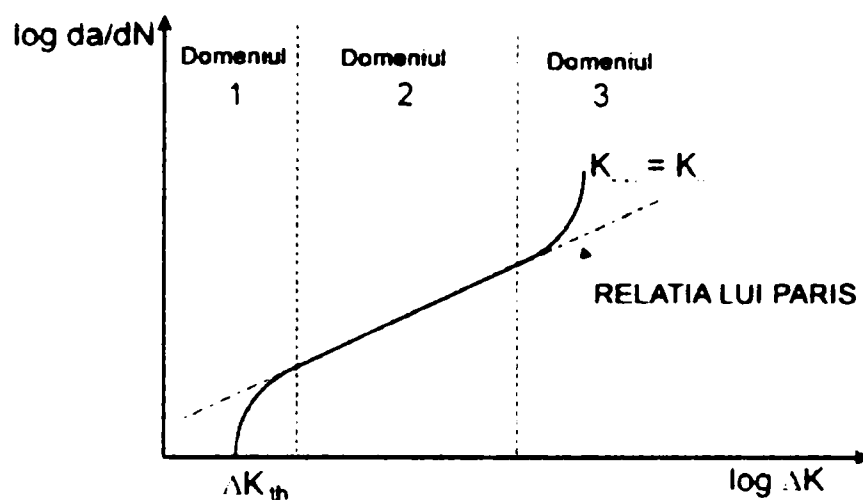
Ecuatia lui Paris, valabilă în domeniul de propagare stabil al fisurii, are forma:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (3.84)$$

unde

$C, m$  - constante de material;  $C$  este invers proporțional cu modulul de elasticitate  $E$  iar puterea  $m$  ia valoarea 3 pentru cele mai multe materiale metalice.

Viteza de propagare a fisurii  $da/dN$ , definită ca fiind o creștere  $da$  a lungimii fisurii în baza unui ciclu de solicitare  $dN$  (mai poate fi definită și  $da/dt$ , caz în care creșterea fisurii este raportată la un interval de timp) s-a dovedit a fi o mărime caracteristică fazelor de inițiere, respectiv propagare stabilă a fisurii. Experimental s-a constatat că legătura ce a fost stabilită între viteza de propagare a fisurii și variația factorului de intensitate a tensiunii, reprezintă o soluție potrivită pentru descrierea comportării unui material metalic cu fisură, așa cum este cazul oțelului. Într-o reprezentare grafică într-un sistem dublu logaritmice a vitezei de propagare a fisurii  $da/dN$  funcție de ecartul  $\Delta K$ , așa cum rezultă din ecuația lui Paris, se obține o curbă de forma celei din figura 3.45.



**Figura 3.45** Curba de propagare a fisurii în prezentare dublu logaritmice

Astfel pot fi identificate trei domenii distincte:

**Domeniul 1:** în cazul unei viteze de propagare a fisurii mici  $da/dN < 10^{-8}$  mm/ciclu curba se apropie de o valoare prag  $\Delta K_{th}$ , sub limita căreia înaintarea fisurii nu mai are loc.

**Domeniul 2:** funcția se comportă aproape liniar fiind vorba în acest domeniu de o propagare stabilă a fisurii; creșterea fisurii este descrisă de relația lui Paris, relația (3.84); vitezele de propagare variază între valorile  $da/dN = 10^{-8} \div 10^{-6}$  mm/ciclu.

**Domeniul 3:** viteza de propagare devine foarte mare  $da/dN > 10^{-6}$  mm/ciclu, așa încât propagarea devine instabilă. Dacă factorul de intensitate a tensiunii atinge valoarea critică a tenacității materialului  $K_{Ic}$  intervine ruperea.

În literatura tehnică de specialitate pot fi găsite un număr foarte mare, peste 60, de relații de determinare a vitezei de propagare a fisurilor [3.33], [3.41].

Aceste ecuații de propagare a fisurilor pot fi împărțite în trei grupe [3.37], pe baza parametrilor pe care îi conțin:

$$a) \quad da/dN = C_1 f_1(a); \quad da/dN = C_2 f_2(\Delta\sigma); \quad da/dN = C_3 f_3(\Delta K) \quad (3.85)$$

în care;

$a$  – lungimea fisurii;

$N$  – numărul de cicluri;

$\Delta\sigma$  - ecartul de tensiuni;

$\Delta K$  – ecartul factorului de intensitate a tensiunii;

$C_i$  cu  $i = 1...3$  – parametrii de material;

$f_i$  cu  $i = 1...3$  – funcții.

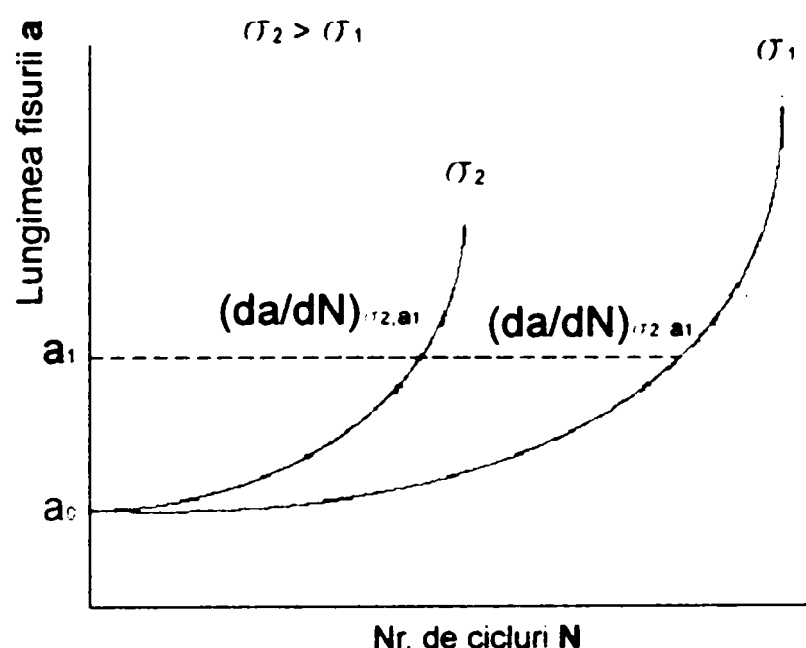
În mod evident, formulele existente au un grad diferit de complexitate, incluzând mai mulți sau mai puțini parametrii. Fără îndoială că ecuațiile aparținând grupei (3.85) c) sunt cele mai valoroase, deoarece utilizarea parametrilor mecanicii ruperii oferă o serie de avantaje. Aceste avantaje au la bază faptul că mecanica ruperii oferă o relație bine definită între parametrii materialului – nivelul de solicitare – dimensiunea și geometria defectului.

Cea mai importantă ecuație a grupei (3.85) c) o reprezintă relația lui Paris și Erdogan [3.38], vezi (3.84). În această relație, ecartul factorului de intensitatea a tensiunii se calculează:

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = Y(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})\sqrt{\pi a} \quad (3.86)$$

unde  $Y$  reprezintă un factor de corecție ce ține seama de geometria și dimensiunea defectului.

Relația (3.84), are aplicabilitate pentru domeniul 2, unde fenomenul de propagare a fisurii este stabilizat, fiind marcat în diagrama din figura 3.45 printr-o porțiune liniară.



**Figura 3.46** Propagarea fisurii pe baza relației lui Paris

Aplicarea în practică a relației lui Paris și Erdogan se face cu rezultate bune, pe baza acestora putându-se calcula numărul de cicluri de solicitare necesare până la ruperea unui element cu fisură.

### 3.8 Măsurarea și aplicarea datelor ce caracterizează propagarea fisurilor din oboseală pentru predicția duratei de viață

Bazat pe prezentarea făcută în paragraful anterior 3.7, se poate concluziona faptul că perioada de exploatare în siguranță a unei structuri este constituită din faza de inițiere a fisurii și faza de propagare stabilă a acesteia. Dacă se iau în discuție elemente structurale sau structuri în ansamblu, care prezintă degradări în sensul de macrofisuri, provenite din exploatare, atunci calculul duratei de viață a acestor elemente se poate efectua pe baza relației lui Paris. Mai precis calculul se realizează prin integrarea acestei relații:

$$N = \int_0^N dN = \int_0^m \frac{da}{C \cdot \Delta K^m} \quad (3.87)$$

unde:

$N$  - numărul de cicluri de solicitare necesare pentru ca fisura să se extindă de la dimensiunea ei inițială  $a_0$  până la valoarea critică  $a_{crit}$  la care se produce ruperea;

$a$  - dimensiunea fisurii;

$C, m$  - constante de material din relația de propagare a fisurii;

$\Delta K$  - ecartul factorului de intensitatea a tensiunii.

Această integrală poate fi calculată numeric, luând în considerare un detaliu critic, cunoscând valorile fisurii - inițială și critică, pe baza relației de forma:

$$N = \int_0^m \frac{da}{C \cdot \Delta \sigma^m \cdot Y^m \cdot (\pi a)^{-m/2}} \quad (3.88)$$

Numărul de cicluri  $N_{ij}$  obținut cu relația (5.26) reprezintă **durata de viață** a detaliului considerat plecând de la dimensiunea inițială  $a_0$  până la dimensiunea critică  $a_{cr}$ , admițând o propagare stabilă a fisurii.

Valoarea critică a fisurii se poate calcula pe baza criteriului  $K$  cu relația:

$$a_{crit} = \frac{K_{lc}^2}{\pi \cdot Y^2 \sigma_{max}^2} \quad (3.89)$$

Constantele  $C$  și  $m$  de material se determină experimental în baza unor încercări de mecanica ruperii, ce lucrează cu epruvete care conțin un defect indus printr-un ciclu de oboseală.

Un astfel de standard, care descrie metoda de încercare, este norma americană **ASTM E 647** [3.28] pentru determinarea vitezei de propagare a fisurilor (*Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Rates*). Metoda de încercare este prezentată pe larg în capitolul 4.

### 3.9 Mecanica ruperii ca metodă complementară în evaluarea capacității portante a structurilor existente

Stabilirea duratei de viață rămase se face de regulă pe baza cumulării vătămărilor. Teoretic, ruperea se atinge atunci când vătămarea devine totală.

Prezența unor fisuri în elementele structurale modifică în mod esențial comportarea la oboseală a acestora. Ruperea ca un proces continuu de extindere a fisurilor sub acțiunea încărcărilor exterioare este puternic influențată de ductilitatea materialului. În general ruperea poate să fie fragilă sau ductilă. O definiție a acestor moduri de cedare particularizată la poduri se prezintă în [3.45]; totodată o prezentare a acestei problematice a fost făcută și în prezentul material, paragraful 3.3. Se subliniază faptul că ruperea elementului este determinată de tenacitatea materialului, starea de tensiuni în relație directă cu geometria defectului, grosimea elementului, viteza de încărcare și temperatura.

În consecință, o evaluare sigură și economică a duratei de viață rămase a structurilor existente se poate efectua cu ajutorul mecanicii ruperii.

Mecanica ruperii permite luarea în considerare a efectului de accelerare a creșterii vătămărilor; odată cu creșterea defectelor și ecarturi de tensiuni mai mici, contribuie la oboseala materialului.

Etapele principale ale evaluării siguranței [3.46] în exploatare sunt prezentate în figura 3.47.

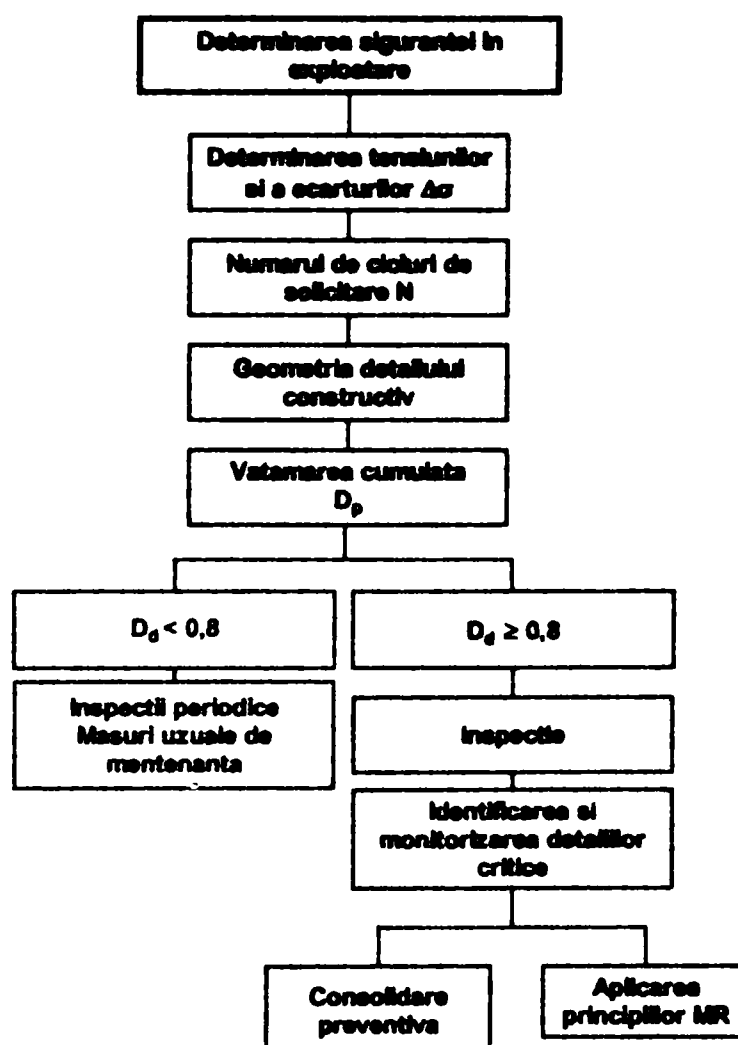


Figura 3.47 Determinarea siguranței în exploatare

Pentru aplicarea metodologiei de determinare a duratei de viață rămase în cazul structurilor existente bazată pe principiile mecanicii ruperii trebuie îndepliniți următorii pași [3.49]:

- ⇒ informații privind structura și condițiile de trafic;
- ⇒ identificarea elementelor și a detaliilor critice;
- ⇒ informații despre oțelul structural (în baza analizelor chimice, analizelor metalografice, a încercărilor convenționale de determinare a proprietăților fizico – mecanice – încercări de tracțiune, duritate Brinell, încovoiere prin șoc pe probe Charpy „V”);
- ⇒ stabilirea colectivelor de încărcare, prin înregistrarea traficului pe pod;
- ⇒ determinarea eforturilor în structură;
- ⇒ stabilirea defectelor în baza unei analize in situ, respectiv a unei analize nedistructive;
- ⇒ determinarea tenacității la rupere a materialului (prin încercări de mecanica ruperii pentru determinarea  $K_{cnt}$ ,  $J_{cnt}$ ,  $\delta_{cnt}$ );
- ⇒ evaluarea admisibilității defectelor depistate în structură prin aplicarea metodei bicriteriale bazată pe diagramele de evaluare a ruperii (FAD – Nivelul 1 pentru o analiză simplificată, FAD – Nivelul 2 pentru o analiză normală);
- ⇒ determinarea valorii critice a fisurii pe baza criteriilor de mecanica ruperii;
- ⇒ evaluarea la oboseală a elementelor structurale analizate – determinarea duratei de viață rămase prin simularea creșterii fisurii.



### Bibliografie – Capitolul 3

- [3.1]. Barsom, J.M., Rolfe, S.T., „*Fracture and Fatigue Control in Structures. Application of Fracture Mechanics*”, Prentice Hall Inc., Second edition, ASTM, Philadelphia, 1987.
- [3.2]. Ceriolo, L., Di Tommaso, A., „*Fracture Mechanics of Brittle Materials: A Historical Point of View*”, 2<sup>nd</sup> International PhD Symposium in Civil Engineering, Budapest, 1996.
- [3.3]. Schütz, W., „*A History of Fatigue*”, Eng. Fract. Mech., vol.54 (2), p.263-300, 1996.
- [3.4]. Anderson, T., L., „*Fracture Mechanics – Fundamentals and Application*”, CRC Press inc., Florida, 1991.
- [3.5]. Băncilă, R., Petzek, E., „*Introducere în mecanica ruperii*”, curs postuniversitar – instruire S.N.C.F.R., U.P.T., material nepublicat, Timișoara, 2003.
- [3.6]. Barsom, J.M., Rolfe, S.T., „*Fracture and Fatigue Control in Structures. Application of Fracture Mechanics*”, Prentice Hall Inc., Third edition, ASTM – MNL41, Philadelphia, 1999.

- [3.7]. Sedlacek, G., „*Grundlagen der Bruchmechanik – Vorlesung*”, Technische Hochschule Aachen, 2001.
- [3.8]. Bondariuc, V., Băncilă, R., „*Poduri metalice*”, I.P.T. – 1990.
- [3.9]. \* \* \*, STAS R8542, „*Alegerea materialului pentru construcții sudate*”, Institutul român de standardizare, București, 1983.
- [3.10]. \* \* \*, STAS 500/2-80, „*Oțeluri de uz general pentru construcții. Mărci*”, Institutul român de standardizare, București, 1980.
- [3.11]. \* \* \*, ASTM E 616-89, „*Standard Methodology Relating to Fracture Testing*”, ASTM Annual Book, 1989.
- [3.12]. \* \* \*, ESDEP - European Steel Design and Education Programme, „*Fatigue II*”, Vol. 19 Londra – 1995.
- [3.13]. Tada, H., Paris, P.C., Irwin, G.R., „*Stress Analysis of Cracks Handbook*”, Del Research Corporation, St. Louis, 1985.
- [3.14]. Sih, G.C., „*Handbook of Stress-Intensity Factors for Researchers and Engineers*”, IFSM, London, 1973.
- [3.15]. Kosteas, D., „*Stahlbau Handbuch*”, Band 1, Sonderbuch, Für Studium und Praxis, Stahlbau Verlag, Köln, 1982.
- [3.16]. Moisă, T., „*Metode de evaluare a componentelor structurilor metalice cu defecte, pe baza conceptelor mecanicii ruperii materialelor*”, material nepublicat, ISIM Timișoara, 2000.
- [3.17]. Landes, J.D., „*Development of Experimental Testing of Crack Behavior*”, proceedings CD, IFMASS 8, Belgrade, 2003.
- [3.18]. Landes, J.D., Begley, J.A., „*Recent Developments in J Testing*” in Developments in Fracture Mechanics. Test Methods Standardization, ASTM STP 632, Baltimore, September 1977.
- [3.19]. Dumitru, I., Marșavina, L., „*Introducere în mecanica ruperii*”, Ed. Mirton, Timișoara, 2001.
- [3.20]. Knott, J.F., „*Fundamentals of Fracture Mechanics*”, Butterworths, London, 1973.
- [3.21]. Sedmak, S., Burzić, Z., „*Fracture Mechanics Standard Testing*”, proceedings CD, IFMASS 8, Belgrade, 2003.
- [3.22]. Jarić, J., Sedmak, A., „*Physical and Mathematical Aspects of Fracture Mechanics*”, proceedings CD, IFMASS 8, Belgrade, 2003.
- [3.23]. Grabulov, V., „*Static and Impact Testing (tensile test, drop weight test, explosion bulge test) and Result Analysis*”, proceedings CD, IFMASS 8, Belgrade, 2003.
- [3.24]. \* \* \*, ASTM E 4 – 89, „*Practices for Force Verification of Testing Machines*”, ASTM, 1989.
- [3.25]. \* \* \*, ASTM E 8 – 89, „*Test Methods for Tension Testing of Metallic Material*”, ASTM, 1989.
- [3.26]. \* \* \*, ASTM E 399 – 83, „*Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*”, ASTM, 1983.
- [3.27]. \* \* \*, ASTM E 561 – 86, „*Standard Practice for R - Curve Determination*”, ASTM, 1986.

- [3.28]. \* \* \*, ASTM E 647 – 93, „*Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rate*”, ASTM, 1993.
- [3.29]. \* \* \*, ASTM E 813 – 89, „*Standard Test Method for  $J_{Ic}$ . A Measure of Fracture Toughness*”, ASTM, 1989.
- [3.30]. \* \* \*, ASTM E 1152 – 87, „*Standard Test Method for Determining J-R Curve*”, ASTM, 1987.
- [3.31]. \* \* \*, ASTM E 1290 – 89, „*Standard Test Method for Crack - Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement*”, ASTM, 1989.
- [3.32]. \* \* \*, ASTM E 1823 – 99, „*Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing*”, ASTM, 1999.
- [3.33]. Hoepfner, D.W., Krupp, W.E., „*Prediction of Component Life by Application of Fatigue Crack Growth Knowledge*”, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 6 p. 47-60, Great Britain, 1974.
- [3.34]. Barsom, J.M., „*Review and Analysis of Fatigue-Crack Propagation Law*”, United States Steel Report, 89 018-020, 1969.
- [3.35]. Johnson, H.H., Paris, P.C., „*Subcritical Flaw Growth*”, Engineering Fracture Mechanics, 3/1968.
- [3.36]. Peterson, R.E., „*Stress Concentration design factor*”, New York, John Wiley & Sons Inc. And London Chapman Factors, USA, 1995.
- [3.37]. Czoboly, E., „*Fatigue Crack Propagation*”, EMAS Ltd. U.K., 5<sup>th</sup> IFMASS, p. 103-116, Belgrade, 1989.
- [3.38]. Paris, P.C., Erdogan, F., „*A Critical Analysis of Crack Propagation Law*”, Journal of Basic Engineering, ASME D, vol. 85, p. 528-534, 1963.
- [3.39]. Lankford, J., Davidson, D.L., Cook, T.S., „*Fatigue Crack Tip Plasticity*”, in Cyclic Stress-Strain and Plastic Deformation Aspects of Fatigue Crack Growth, ASTM Special Technical Publication 637, p. 36-55, 1976.
- [3.40]. \* \* \*, STAS 9760-84, „*Determinarea tenacității la rupere în condițiile stării plane de deformare. Metoda  $K_{Ic}$* ”, Institutul român de standardizare, București, 1984.
- [3.41]. Tot, L., „*Fatigue Failure of Construction; Past, Presents and Future*”, 7<sup>th</sup> International School of Fracture Mechanics, Velika Plana, Belgrade, 2000.
- [3.42]. Cioclov, D., „*Mecanica ruperii materialelor*”, Editura Academiei, Bucuresti, 1977.
- [3.43]. Pană, T., „*Aplicații ingineresti ale mecanicii ruperii*”, Editura Tehnică, București, 1974.
- [3.44]. Roylance, D., „*Introduction to Fracture Mechanics*”, NBS Special Publication, Washington, 1983.
- [3.45]. Hirt, M.A., Kunz, P.M., „*Ermüdungsicherheit bestehender Brücken aus Stahl*”, Stahlbau nr. 11, 1996.
- [3.46]. Băncilă, R., Petzek, E., „*Experiența acumulată în managementul stabilirii siguranței în exploatare a podurilor metalice existente în estul Europei*”, IIW Conference, București, 2003.
- [3.47]. \* \* \*, ESDEP - European Steel Design Education Programme, „*Structural Systems - Refurbishment*”, Lecture 16.5, Vol. 28 Londra – 1995.

- [3.48]. Zerbst, U., Langenberg, P., "*Bruchmechanische Konzepte*", Materialprüfung, Jg. 43, C. Hanser Verlag, München, 2001.
- [3.49]. Petzek, E., Băncilă, R., „*Present Bridge Refurbishment Approaches*”, Conferința Internațională de Construcții Metalice, ediția a X-a, Timișoara, 2003.
- [3.50]. Petersen, C., „*Stahlbau, Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*”, Friedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig 1990.

┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌ ┌





## CAPITOLUL 4. PROGRAMUL EXPERIMENTAL

### 4.1 Introducere

Aplicarea unei metodologii de determinare a siguranței unei structuri cu durată mare de exploatare, impune cunoașterea materialului de bază din care este realizat tablierul. În cadrul regiunii Timișoara există încă în serviciu un număr de poduri construite de vechea administrație a imperiului austro - ungar, structuri care au fost menținute în exploatare după ce au fost supuse de-a lungul timpului unor multiple intervenții - cum ar fi lucrări de reparații și consolidări - datorate atât avariilor structurale survenite în perioada Războaielor mondiale, cât și datorită necesității de adaptare la noile condiții de trafic.

Având în vedere puținele informații despre materialul metalic vechi, folosit la poduri în perioada 1900 - 1920, prezente în literatura tehnică de specialitate, a precizărilor întâlnite în literatură conform cărora în această perioadă istorică s-a mai utilizat fierul pudlat la construcția de poduri, a datelor sumare vis a vis de aceste structuri pe care Administrația CFR le deține, a faptului că materialul structural avea diferite proveniențe, fapt ce a condus la comportări diferite la oboseală, astfel de studii capătă o valoare deosebită. Se poate menționa faptul că majoritatea podurilor cu vechime mare de exploatare sunt executate de Uzinele Reșița, respectiv uzinele din Győr - Ungaria, care erau specializate în construcția de poduri la vremea aceea [4.1].

Programul experimental se bazează pe elemente structurale extrase din vechiul tablier al podului de cale ferată de la Arad, ce traversa râul Mureș.

#### De ce această structură?



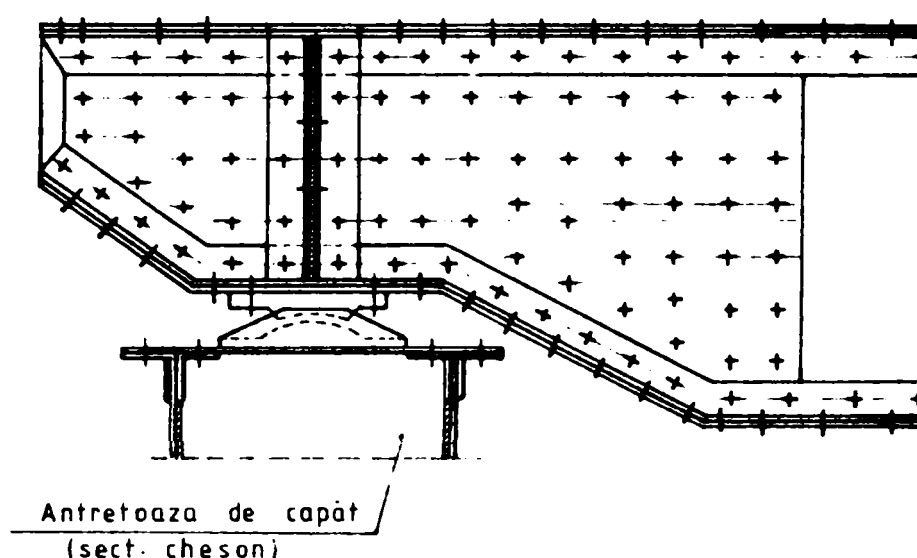
Acest pod a fost ales pentru a fi subiectul temei de cercetare deoarece reprezintă o structură tipică, reprezentativă pentru perioada în care a fost construită (1912), structuri similare fiind încă în exploatare, deasemenea pentru că în aceasta au fost decelate defecte (fisuri) provenind din oboseala materialului și deoarece în anul 2000 s-a luat decizia dezafectării suprastructurii podului, astfel încât a fost posibilă prelevarea de probe din zonele cele mai solicitate - din elementele principale. A fost gândit un amplu program experimental, care a conținut încercări convenționale (analize chimice, analize metalografice, tracțiuni, încovoieri prin șoc Charpy "V", durități Brinell) și încercări de mecanica ruperii pentru determinarea curbei integralei J (cf. ASTM E813-89), pentru determinarea vitezei de propagare a fisurii (cf. ASTM E647-93) și de determinare a valorii critice a deschiderii la vârful fisurii - CTOD. Pentru aceste încercări au fost prelevate probe din lonjeroni, antretoaze și talpa inferioară a grinzii principale, toate aceste elemente constructive fiind extrase din *tablierul situat în a treia deschidere* [4.2].

## 4.2 Date generale despre structură

Podul a fost situat pe linia de cale ferată Timișoara – Arad, la km 53+543, între stațiile Aradul Nou și Arad. Linia pe pod era în aliniament și palier. Podul avea două deschideri peste albia minoră a Mureșului și alte trei deschideri peste albia majoră, cu dimensiunile:  $2 \times 76,80 + 3 \times 51,42$  m. Structura podului, tipică pentru perioada 1859 – 1919, era alcătuită din grinzi metalice cu zăbrele, cu calea jos (vezi figura 4). Tablierele 1 și 2 (dinspre Timișoara) erau alcătuite în sistem semiparabolic cu deschiderea  $L = 76,80$  m, iar celelalte trei tabliere (dinspre Arad) aveau tălpi paralele și deschiderea egală  $L = 51,42$  m, figura 4.2.

Podul a fost construit în anul 1912 de căile ferate maghiare – MAV, iar în anul 2000 a fost înlocuit, pe vechiul amplasament fiind executat un pod metalic nou cu calea în cuvă de balast. Din structura vechiului pod au fost prelevate probe care au fost supuse încercărilor mecanice de laborator, propuse în programul experimental.

Primele două deschideri prezintă particularitatea constructivă rar întâlnită a unei căi flotante: lonjeronii reazemă pe antretoazele de capăt prin intermediul unor articulații (vezi figura 4.1), iar antretoazele curente reazemă articulat în nodurile grinzilor principale (figura 4.3).



**Figura 4.1** Rezemarea lonjeronului pe antretoaza finală

Principalele evenimente înregistrate în timp sunt următoarele:

- ☛ septembrie 1944 – distrugerea parțială a pilei numărul 1 dinspre Timișoara; în urma degradării pilei, capetele tablierelor 1 și 2, având deschiderile de 76,80 m, au căzut în albia Mureșului. Lucrările de reparație au început în 1945, iar în 1947 podul a fost repus în funcțiune.

- ☛ în anul 1966 s-a efectuat consolidarea podului; aducerea tablierelor la condițiile impuse de convoiul T 8,5; astfel s-au realizat următoarele operațiuni:

- ☛ la deschiderile 1 și 2

- ☛ executarea contravânturii lonjeronilor la partea superioară și desființarea celei existente la partea inferioară;
- ☛ consolidarea tălpii inferioare cu tirant pretensionat;
- ☛ consolidarea montanților 3 și 4 și modificarea legăturilor de colț între montanți și riglele contravânturii superioare, în dreptul tuturor nodurilor;

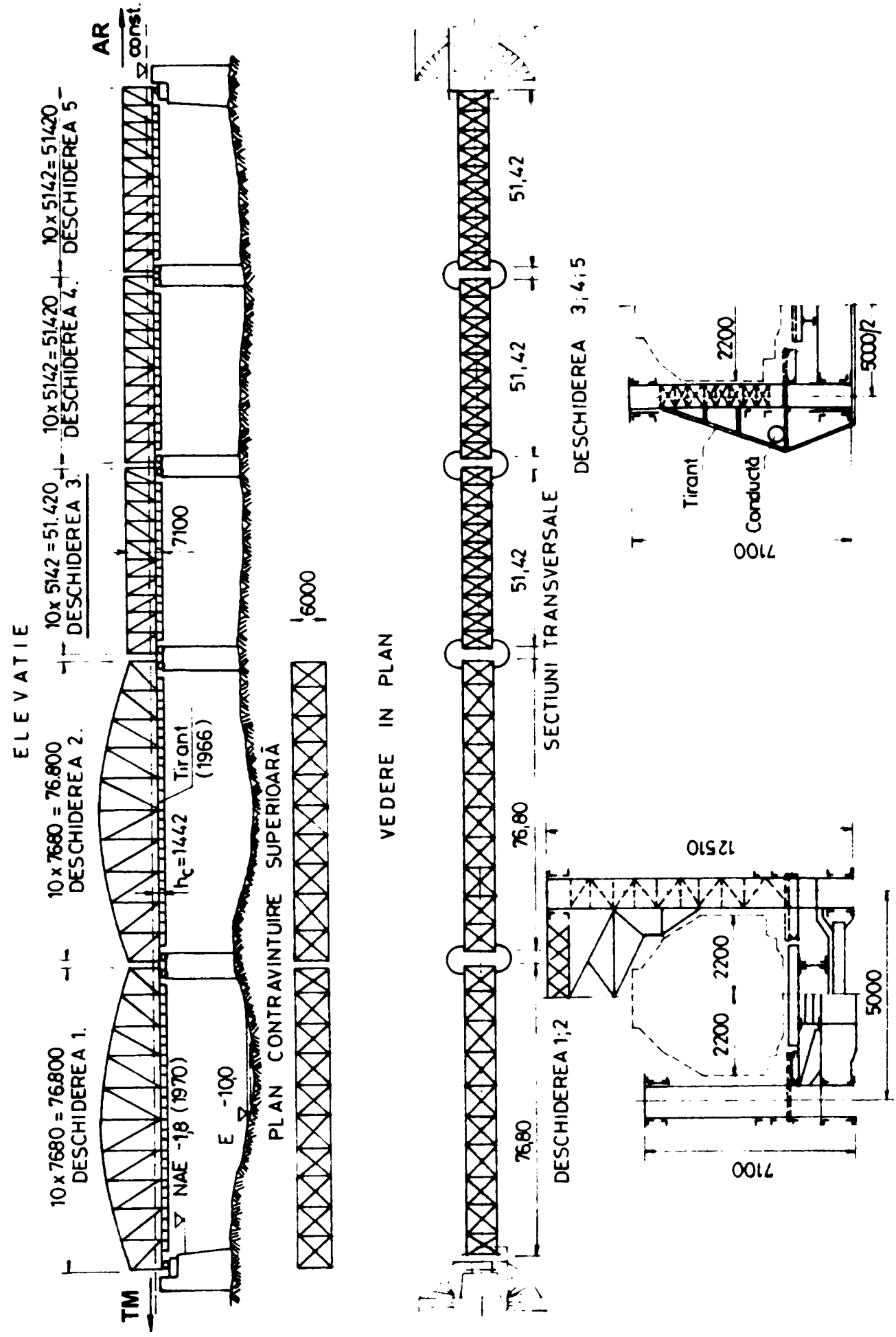
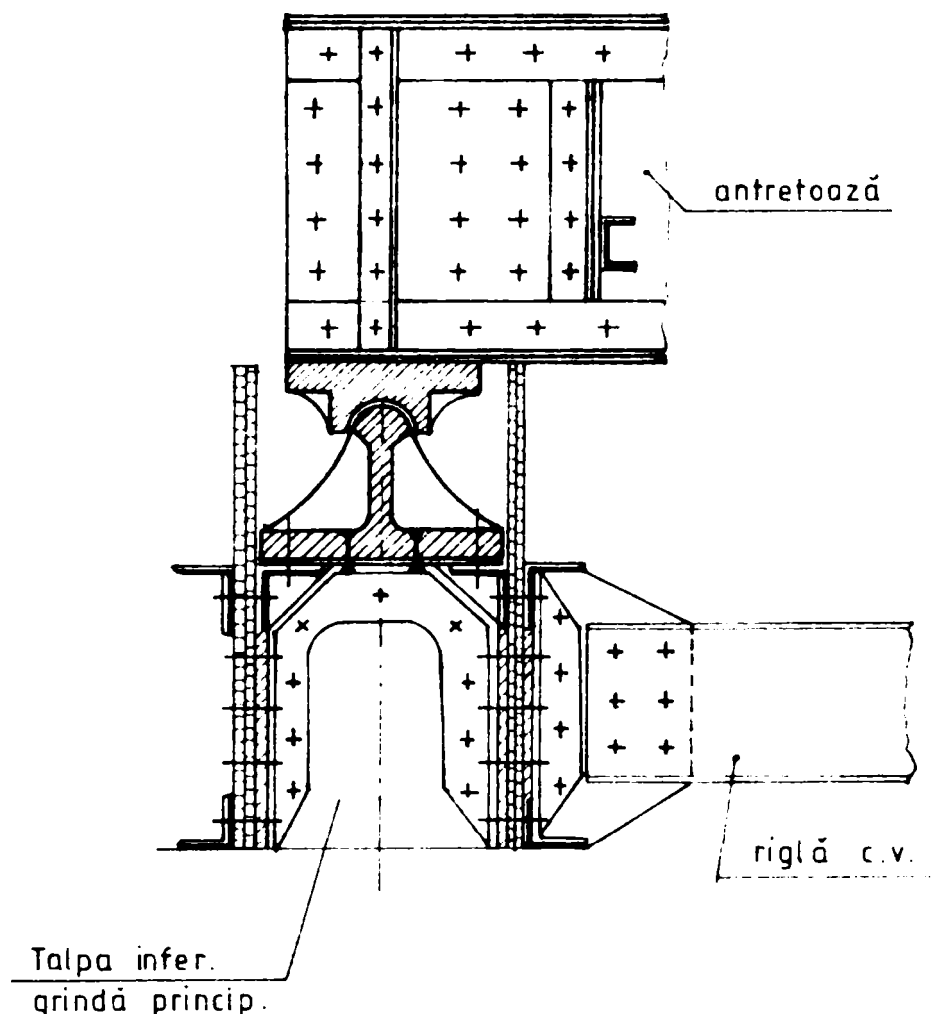


Figura 4. 2 Pod Arad – dispoziție generală

- realizarea legăturii între mijlocul contravântuirii inferioare și lonjeroni, precum și consolidarea contravântuirii inferioare pe trei panouri;
- la deschiderile 3, 4 și 5
  - executarea contravântuirii lonjeronilor la partea superioară și prevederea unor plăci de continuitate la partea inferioară;
  - consolidarea tălpii inferioare cu tirant pretensionat;
  - modificarea legăturilor de colț între montanți și riglele contravântuirii superioare în dreptul tuturor nodurilor;
  - prevederea dispozitivului de frânare;
  - realizarea legăturii între mijlocul contravântuirii inferioare și lonjeroni.
- la infrastructură: cămășuire pilă numărul 2, apărări în albie la pila numărul 1, centuri la nivelul cuzineților la pilele 2, 3 și 4, refacerea zidăriei de moloane în zonele unde prezenta degradări.



**Figura 4.3** Rezemarea antretoazei într-un nod curent al grinzii principale

● în anul 1969 a fost decelată o fisură în lonjeron, deschiderea I, fir stâng, panoul 7 – defectul a fost remediat; cauza probabilă – rezemarea defectuoasă a căii propriu – zise pe traversele din zonă;

✱ 1970, la deschiderea I, panou 7, lângă antretoaza 6, fir stânga, depistarea unui lonjeron cu talpa superioară fisurată; acesta a fost consolidat;

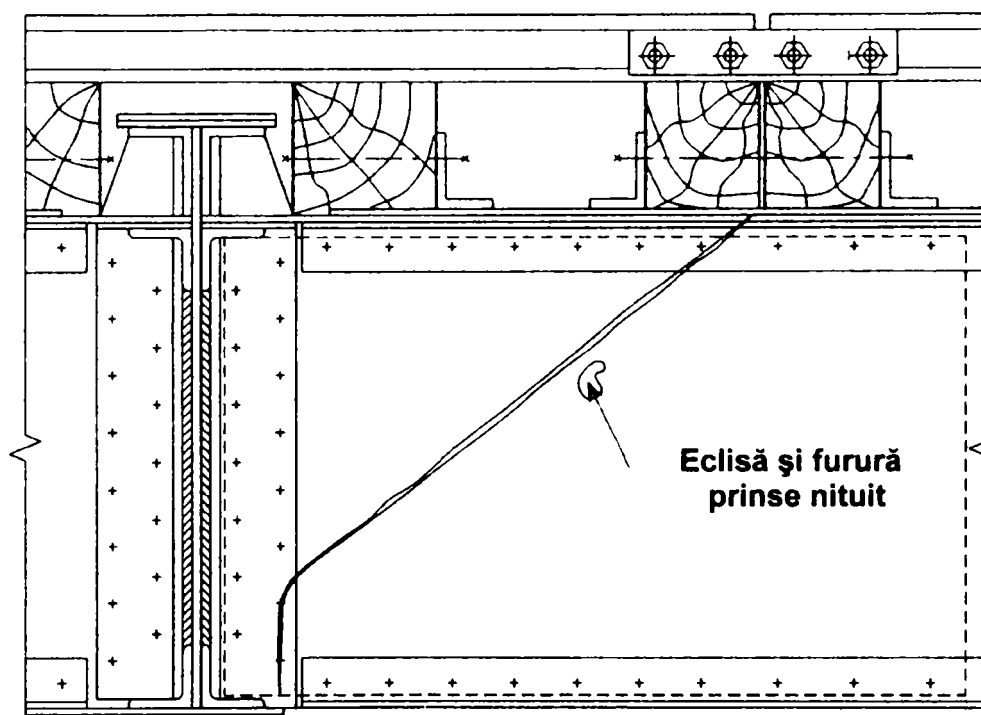
✱ 1971, deschiderea a II-a, panoul 6, fir stânga, lonjeron fisurat; consolidat prin eclisare;

✱ 1975, 6 fisuri constatate la lonjeroni, toate situate la partea superioară, la îmbinările cu antretoaza; fisurile aveau lungimi cuprinse între 20 – 80 mm și prezentau dezvoltări înclinate la 45°; tot atunci au fost depistate și 8 scurgeri de rugină la cornierele de gât ale lonjeronilor din zona prinderii de antretoază; defectele au fost stopate prin practicarea de găuri la vârful fisurilor și apoi eclisate;

✱ 1976, au fost semnalate probleme legate de regimul de curgere al Mureșului, datorate extinderii balastierei Micălaça în aval de pod, dar în imediata apropiere a acestuia; exploatarea excesivă de agregate a condus la o modificare de fund prin transport de aluviuni din amonte; cariera a fost închisă în anul 1980 / 1981, după repetate intervenții ale C.F.R.

✱ Se mai menționează că în 1975 s-a realizat electrificarea liniei pe pod, prilej cu care s-a desființat contravântuirea superioară la deschiderile mici 3, 4, 5 și s-au executat consolidări cu sistem „lira” la montanții semicadrelor transversale, respectiv s-au desființat câteva etaje ale contravântuirii superioare din deschiderile 1 și 2. În această fază structura podului poate fi observată în figura 4.5.

✱ La data de 7 septembrie 1988 se constată rupțura lonjeronului, figura 4.4.



**Figura 4.4** Rupțură detectată în lonjeronul situat în al 2-lea panou de la capăt (amonte, capătul spre Timișoara)

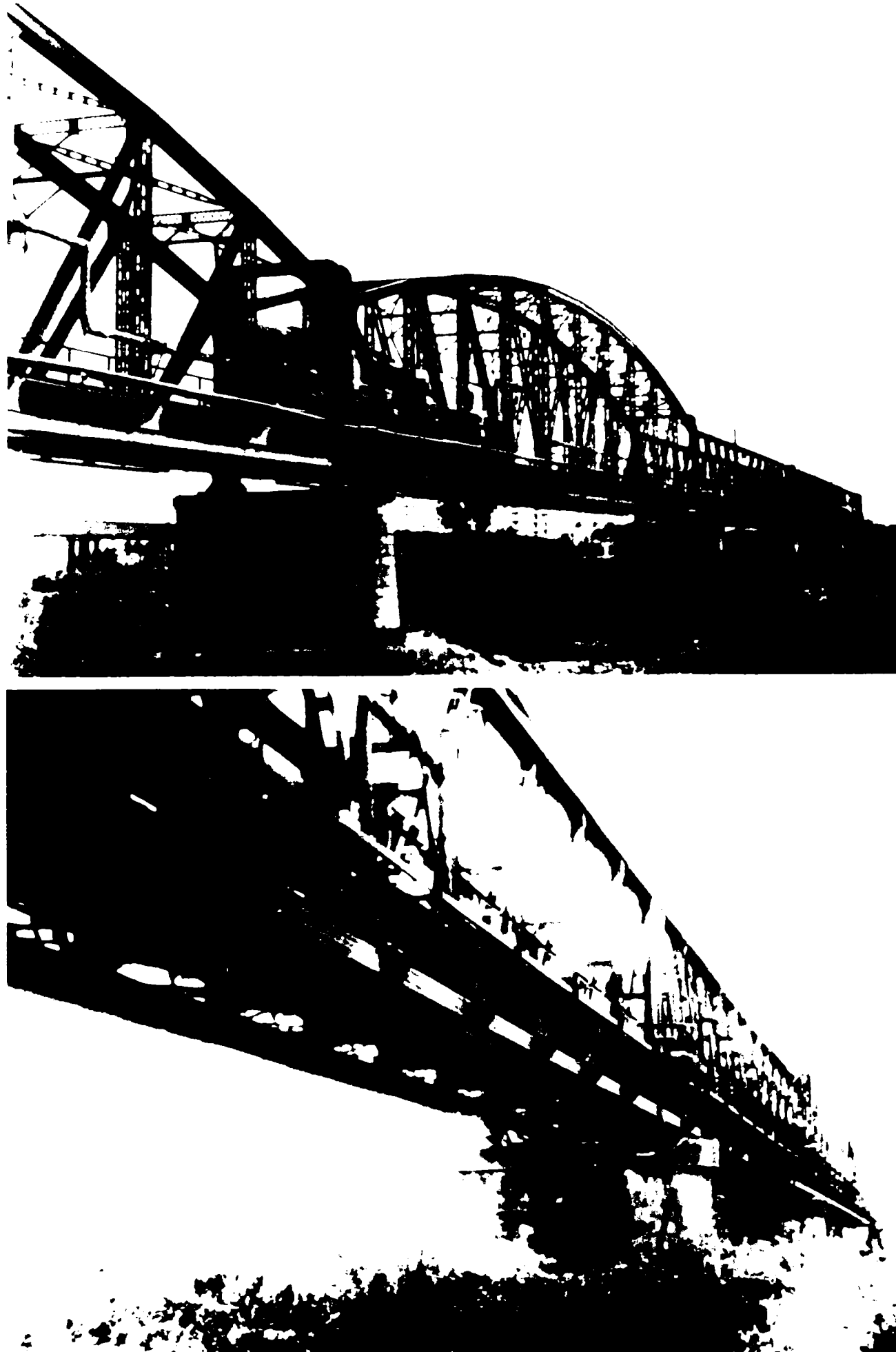


Figura 4. 5 Vechiul pod CF peste râul Mureş la Arad

Podul a fost dezafectat în februarie 2000 (vezi figura 4.5).

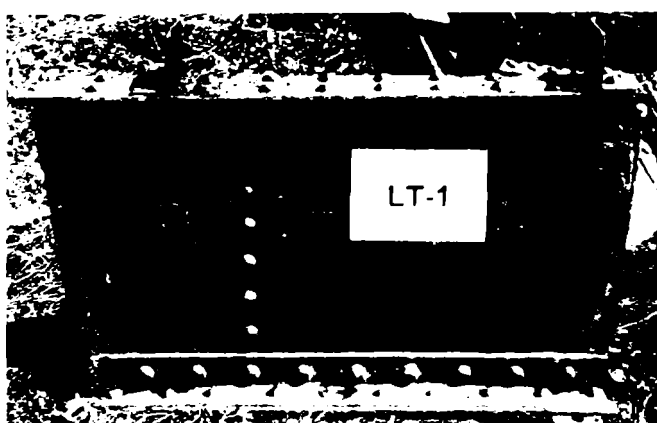


Figura 4. 6 Podul dezafectat (Arad februarie 2000)

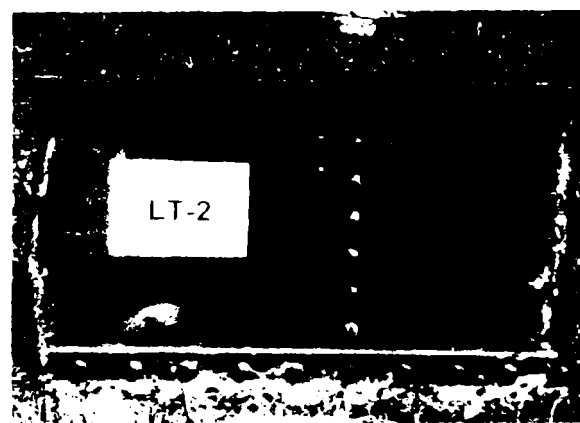
### 4.3 Încercări și determinări de laborator

#### 4.3.1 Generalități

(1) Pe baza analizării documentației referitoare la structura podului de la Arad, cunoscând problematica acestuia (la expertizarea podului efectuată în 1986 - 1989 participând și disciplina de poduri din cadrul UPT) și în urma deplasării la fața locului în perioada de dezafectare a suprastructurii, au fost alese câteva cupoane din elementele structurale cele mai solicitate pentru o analiză amănunțită, constând din: două cupoane din lonjeronii podului (figurile 4.7), două cupoane din antretoaze (figura 4.8) și un cupon din grinda principală, mai exact talpa inferioară a acesteia (figura 4.9). Toate aceste elemente au fost extrase din tablierul situat în deschiderea a treia a podului. Această decizie a fost luată pentru a evita eventualele influențe pe care degradarea majoră suferită în timpul celui de-al doilea război mondial de tablierelor din primele două deschideri ar putea-o avea asupra valorilor experimentale ce se doreau a fi determinate. Se mai menționează și faptul că, în cazul acestei deschideri coeficientul dinamic este mai mare, fapt ce conduce la o acutizare a efectului pe care încărcările din trafic l-au avut asupra structurii și implicit a nivelului de oboseală acumulat în elementele componente ale acesteia.

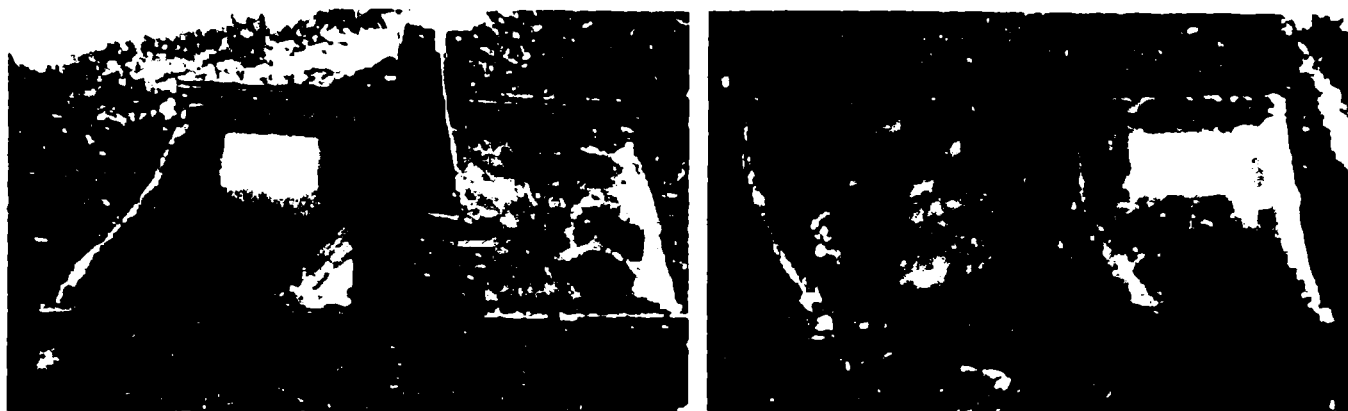


Cuponul 1 (LT-1)



Cuponul 2 (LT-2)

Figura 4. 7 Lonjeroni din câmp intermediar (LT)



Cuponul 1 (QT-1)

Cuponul 2 (QT-2)

Figura 4. 8 Antretoază centrală (QT)



Figura 4. 9 Cupon din grinda principală – talpa inferioară (HT-UG)

(2) Următorul pas în cadrul programului de încercări experimentale a constat în stabilirea informațiilor necesare despre material, respectiv a încercărilor experimentale în baza cărora acestea pot fi obținute. Totodată a fost stabilită forma, dimensiunea și numărul de epruvete, pentru fiecare tip de determinare experimentală. În tabelul cuprins în anexa 4.1 sunt sintetizate aceste informații.

(3) Eșantioanele de material pentru prelevarea epruvetelor au provenit din platbenzile tălpilor și / sau a inimilor grinzilor căii (lonjeroni, antretoaze) din panoul central al deschiderii a treia, respectiv din platbenzile grinzii principale – talpa inferioară a acesteia. Dezmembrarea elementelor componente ale secțiunii transversale s-a făcut prin tăierea capurilor de nit cu dalta. Tot în cadrul acestei etape a fost efectuat un control vizual amănunțit al suprafețelor platbenzilor desprinse. Astfel au putut fi trase următoarele concluzii:

- ✓ d.p.d.v. al coroziunii se poate spune că, în general, suprafețele au arătat curate, protejate cu oxizi metalici (cazul tăpii inferioare a grinzii principale și în mare măsură a antretoazei). Nu același lucru se poate spune despre lonjeroni, unde s-au depistat zone cu aspect pregnant de ruginire, care după curățare, prin rașchetare locală, au pus în evidență faptul că fenomenul nu era superficial, existând reduceri de secțiune și defecte de oboseală startate din astfel de zone cu coroziune puternică. Acest fapt se datorează atât materialului solid (murdăriei) care stagna pe lonjeroni, cât și unor prinderi ineficiente, nituri slăbite.
- ✓ d.p.d.v. al oboselii materialului, au fost decelate fisuri ascuțite specifice, de diferite lungimi (între 2,0 mm și 51,0 mm) și care au fost localizate fie la găurile de nit, fie în



zonele puternic corodate. Toate aceste defecte din oboseală au fost depistate la lonjeroni și antretoaze.

- ✓ de asemenea, au fost întâlnite și alte defecte: ovalizări de găuri de nit, ciupituri ale suprafeței, deformații plastice remanente la antretoaze.

Pentru exemplificare, sunt prezentate în figurile 4.10 - 4.13 câteva dintre aceste defecte.

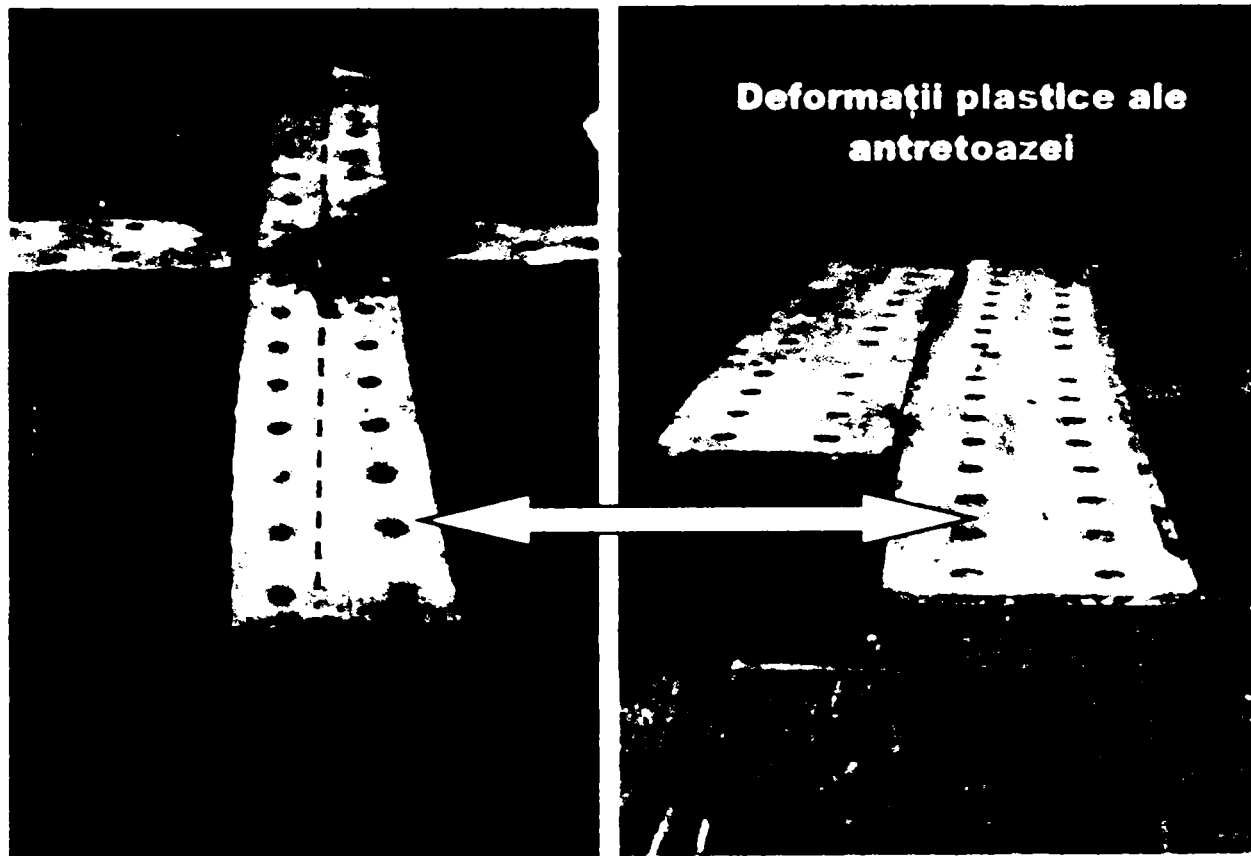


Figura 4. 10 Antretoază - cuponul 1 (QT-1)



Figura 4. 11 Antretoază -- cuponul 2 (QT-2)

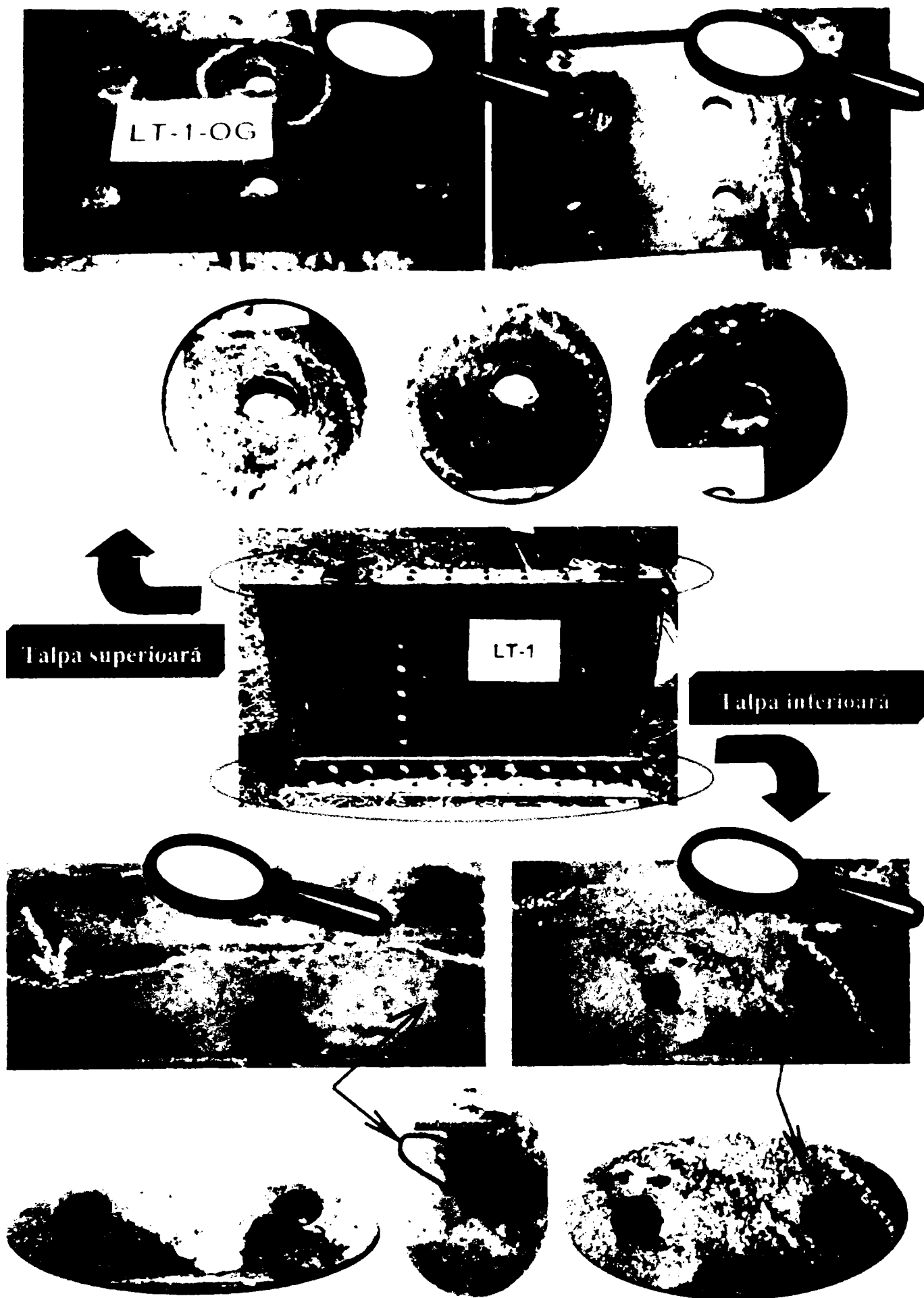


Figura 4. 12 Lonjeron - cuponul 1 (LT-1)

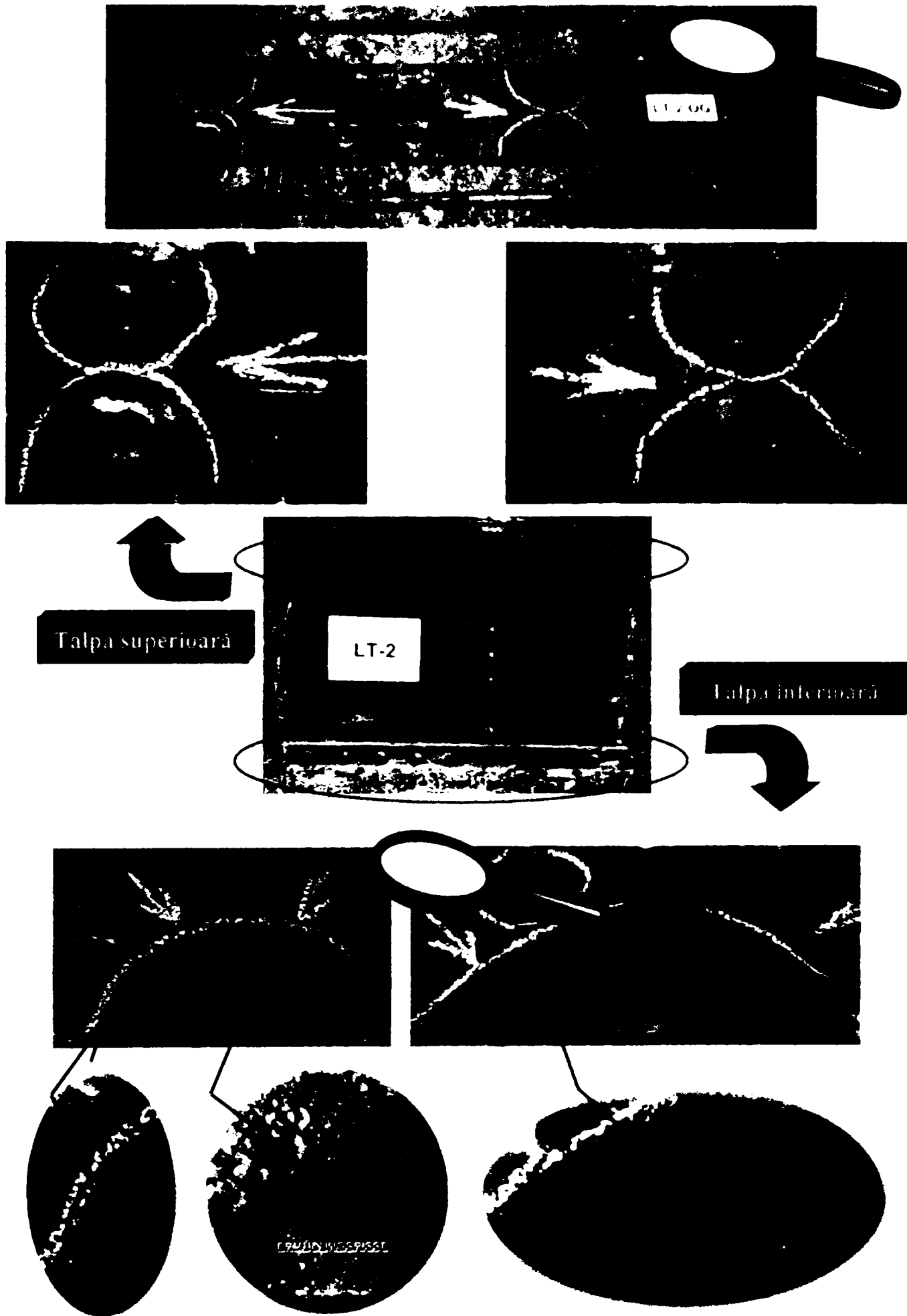


Figura 4. 13 Lonjeron – cuponul 2 (LT-2)

(4) Eșantioanele astfel obținute au fost transportate în laboratoarele Institutului de Sudură și Încercarea Materialelor Timișoara, unde s-a realizat debitarea primară a probelor prin tăiere cu ferestrăul mecanic și apoi executarea epruvetelor propriu zise prin prelucrări mecanice de tăiere, rabotare, frezare și rectificare plană (în majoritatea cazurilor, excepție făcând probele de mecanica ruperii de tip CT, care au fost definitivate în laboratorul Universității Tehnice din München), astfel încât nu a fost afectată structura cristalină a materialului. Aceste proceduri de realizare a corpurilor de probă au respectat cu strictețe prevederile normativelor după care au fost conduse încercările experimentale. Dimensiunile probelor, poziția și direcția de prelevare, precum și marcarea lor în vederea identificării pot fi urmărite în anexa 4.2 (planșele 1-11).

(5) Următoarele etape au constat din: efectuarea încercărilor, prelucrarea rezultatelor și interpretarea lor și întocmirea rapoartelor de încercare.

În paragrafele următoare vor fi expuse analizele de material efectuate.

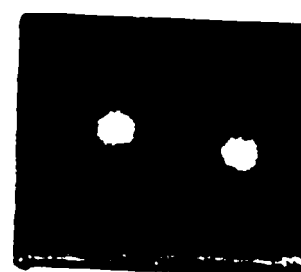
### 4.3.2 Analize și încercări de laborator convenționale

#### 4.3.2.1 Determinarea compoziției chimice

Pentru determinarea compoziției chimice a metalului au fost extrase eșantioane din elementele structurale principale ale deschiderii a treia a vechiului pod de cale ferată de la Arad, după cum urmează:

- ⇒ lonjeron – din platbanda tălpii inferioare;
- ⇒ antretoază – din platbanda tălpii inferioare;
- ⇒ antretoază – din platbanda de inimă;
- ⇒ grinda principală, talpa inferioară a acesteia.

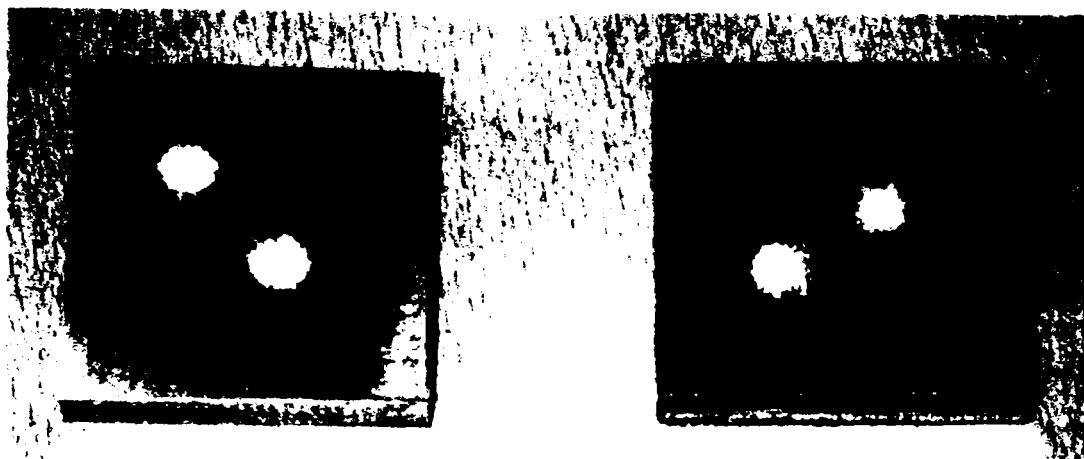
Determinările s-au făcut în condițiile STAS 2015/2-85 [4.5], efectuându-se referitor la principalele elemente chimice cerute de către STAS 500/2-80 [4.6]. Probele extrase și pregătite în acest scop, prin înlăturarea vopselei și a eventualelor pete de rugină, au fost duse la laboratorul de analize chimice a U.M. Timișoara, unde s-au efectuat analizele spectrale prin mijloace moderne de investigare bazate pe agresivitate chimică. Dimensiunile eșantioanelor au respectat cerințele aparatului de investigare. Buletinele de încercare sunt prezentate în anexa 4.3, datele incluse de acestea fiind obținute automat de programul ce controlează aparatura de analiză.



Marcaj QT – G (antretoază talpă)

Marcaj LT – G (lonjeron talpă)

**Figura 4. 14** Eșantioane pod CF Arad după analiză (Seria 1)



Marcaj QT – St (antretoază inimă) Marcaj HT-UG (grinda principala – talpa inferioară)  
**Figura 4. 15** Eșantioane pod CF Arad după analiză (Seria 2)

Pe baza rezultatelor obținute au fost făcute comparații cu cercetări similare efectuate în țară și în Germania pe oțeluri de proveniență veche, precum și cu prevederile standardului de produs STAS 500/2-80, care impune conținutul maxim admis al elementelor chimice principale la încadrarea oțelului într-o anumită marcă și clasă de calitate, tabelul 4.1.

Compoziția chimică	Pod vechi CF Arad				OL 37 STAS 500/2-80	OL 34 STAS 500/2-80	Fier pudlat	
	LT-G	QT-G	QT-St	HT-UG			Conf. studii INCERTRANS	Conf. studii Germania Stahlbau nr. 5/1985
Carbon C %	0,089	0,058	0,044	0,056	0,25	0,17	0,04...0,11	0,16
Sulf S %	0,0324	0,0585	0,0447	0,0315	0,065	0,055	0,014...0,043	0,056
Mangan Mn %	0,531	0,485	0,467	0,493	0,85	0,60	0,15...0,48	0,100
Fosfor P %	0,0085	0,0166	0,0261	0,0098	0,065	0,055	0,121...0,32	0,470
Siliciu Si %	0,018	0,018	-	-	0,07	-	0,07...0,31	0,100
Nickel Ni %	0,067	0,037	0,036	0,031	0,30	-	-	0,007
Azot N %	-	-	-	-	0,015	-	-	-

**Tabelul 4. 1** Analiza comparativă a compoziției chimice determinată

Se apreciază faptul că materialul supus analizei nu poate fi încadrat în categoria fierului pudlat. Cu toate că analizele făcute indică un procent redus de carbon, iar în cazul fierului pudlat conținutul procentual de carbon este redus, din cauza decarburării la pudlare, lipsa procentului mare de fosfor exclude această ipoteză. În mod evident, concluzia finală referitoare la această încadrare a fost luată și în baza celorlalte investigații efectuate. De asemenea, nu s-au detectat decât urme de aluminiu (procentual Al: 0,004%), ceea ce a condus la concluzia că în procesele de elaborare a șarjelor nu s-a procedat în mod voit la operații de calmare, anumite efecte în acest sens fiind posibil să se fi obținut prin acțiunea manganului.

Există similitudini din punct de vedere a compoziției chimice (ca ordin de mărime a elementelor chimice componente) cu materialul metalic utilizat la vechiul pod de cale ferată situat pe relația Timișoara Nord – Moravița de lângă localitatea Șag – Timișeni, km 14+753, construit în aceeași perioadă (anul 1912). Acesta a fost asimilat cu un oțel actual marca OL 37.1.

Diferențele în compoziția chimică, ce pot fi sesizate în tabelul 4.1, pentru elementele structurale analizate, sunt puse pe seama procedeele de elaborare a oțelului în acea perioadă (fiind vorba despre oțeluri de convertizor) și a diferiților furnizori de semifabricate.

### Concluzie

---

În baza studiilor făcute, având în vedere observațiile făcute mai sus, se poate concluziona că metalul de bază utilizat la podul vechi de cale ferată de la Arad, este un oțel moale, cu conținut redus de carbon și prezintă similitudini cu oțelul actual marca OL 34 STAS 500/2-80.

#### 4.3.2.2 Examinări metalografice

Examinarea metalografică [4.13] a materialului de bază a podului de la Arad a indicat o rețea perlitică pe fond feritic, figura 4.16, ce atestă faptul că structura este omogenă fără tendințe de șiruri pe toată secțiunea eșantionului examinat.



Figura 4. 16 Material extras din deschiderea a treia a vechiului pod CF Arad

### Concluzie

---

Absența incluziunilor nemetale (de zgură) atestă faptul că materialul studiat nu este fier pudlat, fiind vorba de un oțel moale cu conținut redus de carbon.

#### 4.3.2.3 Încercări fizico - mecanice

Aceste încercări au fost efectuate cu scopul de a determina principalele caracteristici de rezistență și tenacitate ale materialului analizat. Rezultatele obținute conduc la posibilitatea tragerii unei concluzii finale vis a vis de materialul de bază și încadrarea lui într-o marcă actuală de oțel.

Încercările mecanice au constat din: încercări de tracțiune, de încovoiere prin șoc pe epruvete Charpy „V” și duritate Brinell.

### A) Încercări la tracțiune

Încercările la tracțiune s-au efectuat în baza standardului român SR EN 10 002-1 [4.7] din 1990 pentru determinarea următoarelor caracteristici de material:

- ▶ limita de curgere convențională  $R_p$ ;
- ▶ rezistența la tracțiune  $R_m$ ;
- ▶ alungirea totală procentuală la rupere  $A_t$ ;
- ▶ coeficientul de gătuire  $Z$ ;
- ▶ de asemenea a fost făcută și o determinare a modulului de elasticitate  $E$ .

Cu alte cuvinte, au fost făcute investigații în ceea ce privește aprecierea rezistențelor de material și a capacității acestuia de deformare plastică.

Forma, dimensiunea, locul de prelevare și denumirea epruvetelor sunt date în anexa 4.2.

Testele de tracțiune au fost făcute pe 20 de epruvete plate proporționale normale, având factorul dimensional  $n = 5$  și respectând în mod evident cerințele dimensionale impuse de standardul în vigoare. Elementele investigate, așa cum se poate observa și din anexele 4.1 și 4.2, au fost următoarele:

- **lonjeroni (LT)**, din platbandele rezultate din tălpile superioare (OG) a celor două cupoane; primind marcajul **LT-1 OG.\***, respectiv **LT-2 OG.\*** (funcție de cuponul din care au fost extrase), cod urmat de numărul de ordine al epruvetei;
- **antretoaze (QT)**, din platbandele rezultate din tălpile superioare (OG.2 -- însemnând platbanda exterioară; talpa antretoazei fiind executată dintr-un pachet de 2 platbande – vezi figurile 4.9 și 4.10) a celor două cupoane; primind marcajul **QT-1 OG.2.\***, respectiv **QT-2 OG.2.\***; cod urmat de numărul de ordine al epruvetei;
- **grinda principală**, talpa inferioară a acesteia (HT-UG), din platbandele exterioare ale secțiunii compuse (a-2), primind marcajul **HT-UG a-2.\***; unde \* reprezintă numărul de ordine al epruvetei;
- **antretoază cuponul 2 (QT-2)**, platbanda de inimă (St), primind marcajul **QT-2 St.\***; unde \* reprezintă numărul de ordine al epruvetei.

Seriile de epruvete sunt prezentate în figurile 4.17 și 4.18.

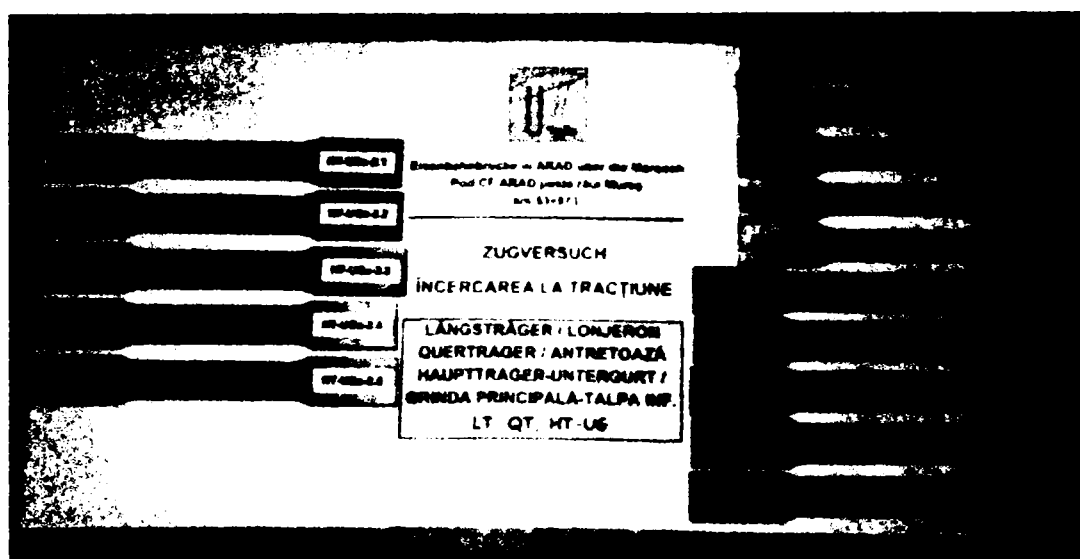
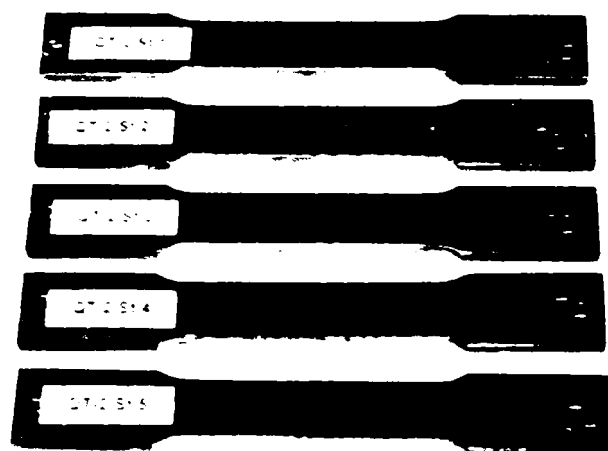


Figura 4. 17 Epruvete de tracțiune extrase din LT-G, QT-G și HT-UG



**Figura 4. 18** Epruvete de tracțiune extrase din QT-St

Aparatura de încercare a constat dintr-o mașină universală de încercări UTS – Testsysteme (figura 4.19), cu capacitatea maximă de 250 kN, echipată cu captori externi de deplasare (figura 4.20), sistem complet de achiziție și prelucrare de date pe baza normei după care a fost condusă încercarea (EN 10 002-1). Încercările de tracțiune s-au efectuat în cadrul centrului de cercetare CEMSIG Timișoara (proprietarul sistemului de încercare), în laboratorul departamentului CMMC. Sistemul de încercare are certificatul BRML RO 224i 01.



**Figura 4. 19** Mașina universală de încercare



Viteza mașinii (de sollicitare) a fost aleasă ca fiind constantă, în conformitate cu prevederile normei, și anume de  $20 \text{ N/mm}^2/\text{s}$ .

Fixarea epruvetelor s-a realizat mecanic prin bacuri alese special pentru probe plate cu grosimea de 10 mm.

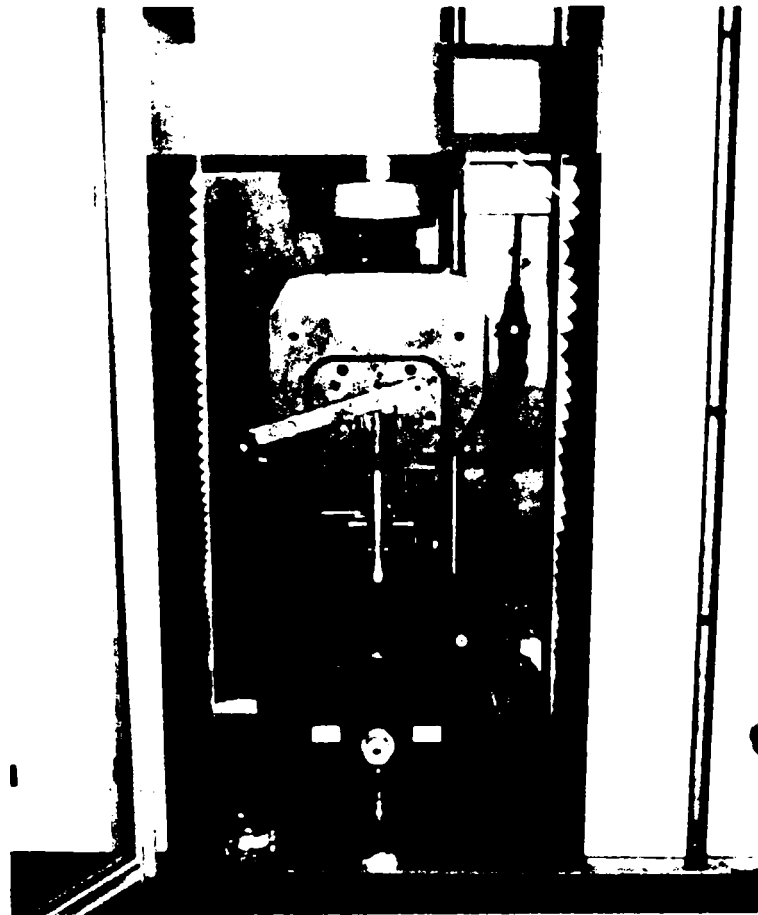


Figura 4. 20 Prinderea epruvetelor în bacurile mașinii

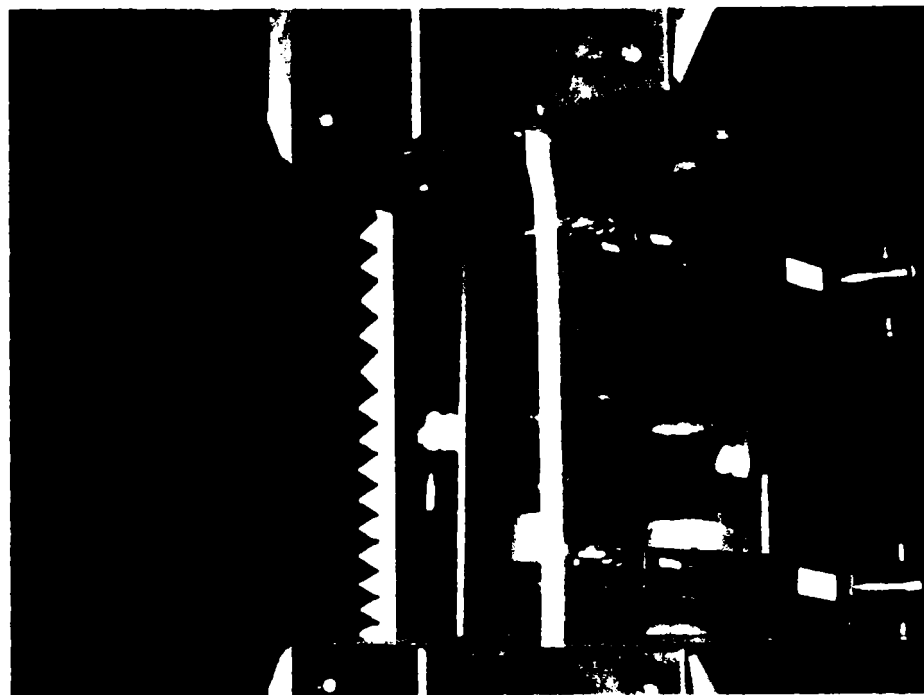
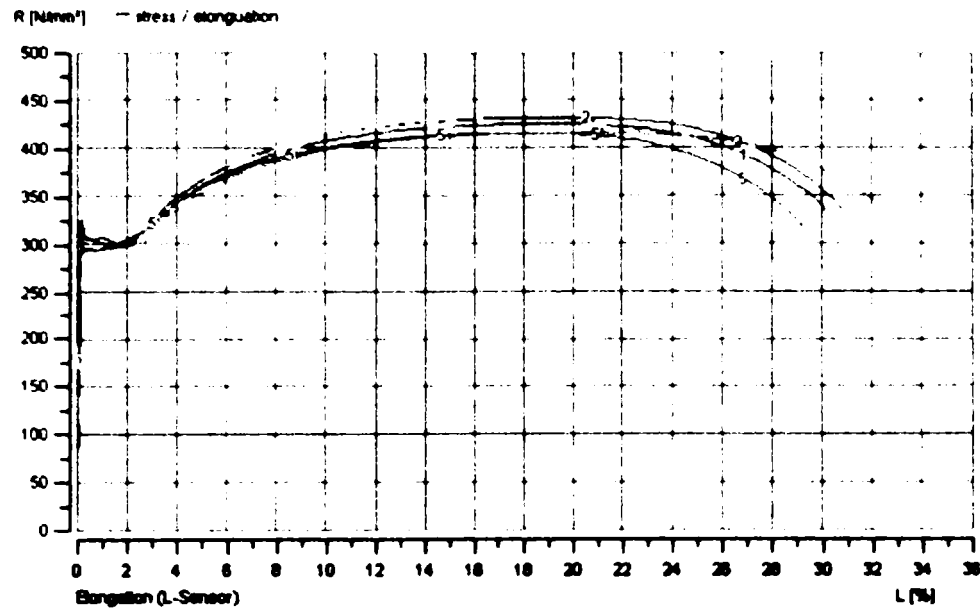
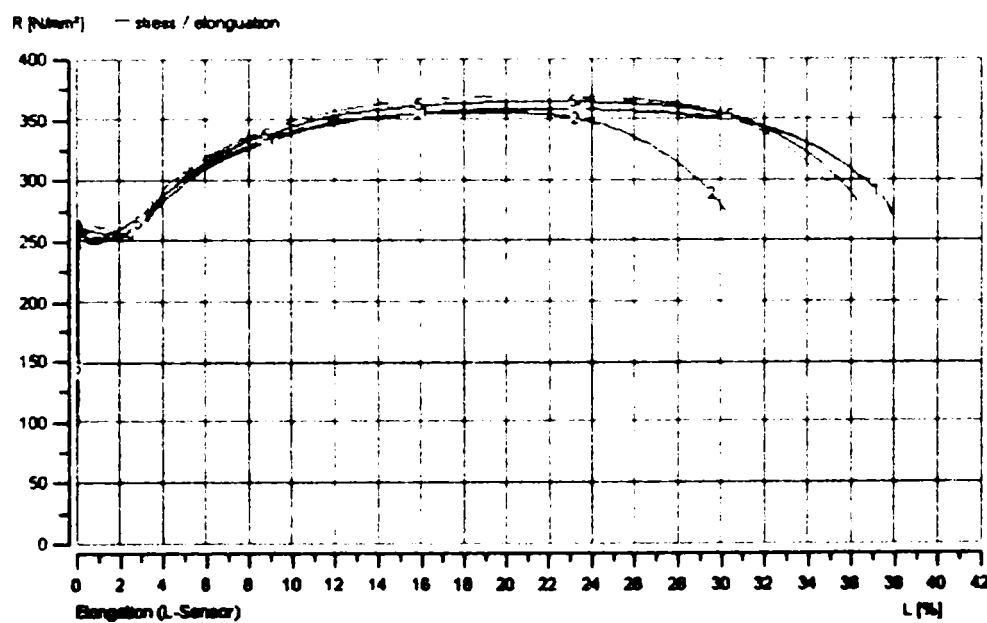


Figura 4. 21 Captorii de deplasare

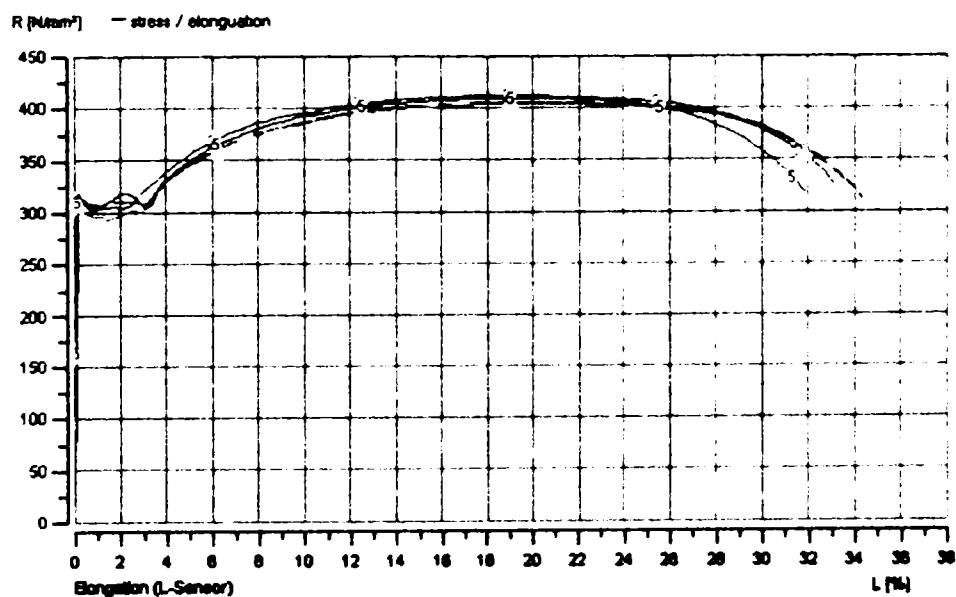
Temperatura de încercare a fost cea a mediului ambiant, și anume  $15^\circ \pm 5^\circ \text{C}$ . Pe durata încercării au fost recoltate datele necesare trasării curbelor caracteristice de material - figurile 4.22 - 4.25; se observă că acestea respectă forma tipică a oțelului carbon, prezentând paliere de curgere - oțel ductil.



**Figura 4.22** Curbe caracteristice pentru lonjeroni - talpă



**Figura 4.23** Curbe caracteristice pentru antretoaze- talpă



**Figura 4.24** Curbe caracteristice pentru grinda principală - talpa inferioară

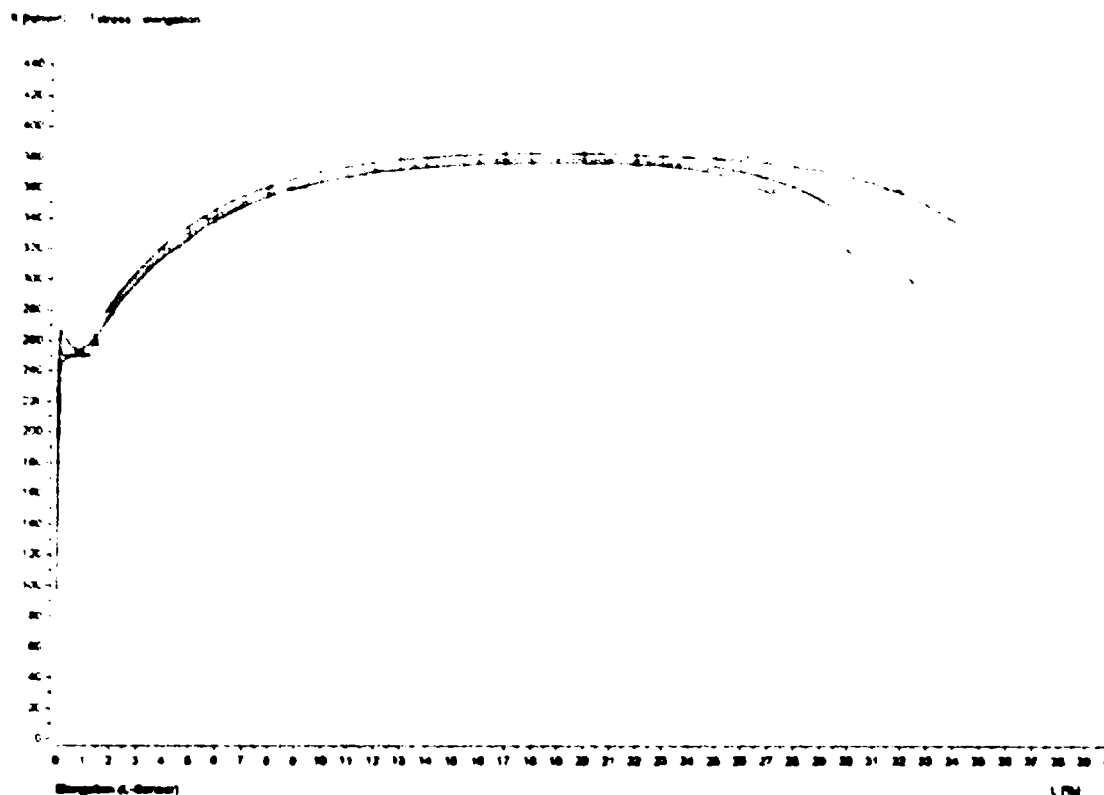


Figura 4.25 Curbe caracteristice pentru antretoaze - inimă

Buletinele de încercare sunt incluse în anexa 4.4. Datele conținute de aceste buletine au fost oferite automat de programul *Phoenix* ce controlează mașina de testare.

Analizând rezultatele obținute pe cele patru serii de probe se poate concluziona că este vorba de un oțel moale, ce prezintă similitudini din considerente de rezistență și deformabilitate cu oțelul actual OL 37 în cazul lonjeronilor și a grinzii principale și cu un OL 34 în cazul antretoazelor. De asemenea se poate observa că materialul folosit pentru platbandele de talpă și inimă au caracteristici similare.

Pentru a putea trage concluzii în raport cu marca oțelului au fost determinate pe cale statistică valorile caracteristice minime (ca fractili inferioare de 5% ai repartiției normale transformate) ale limitei de curgere convenționale, respectiv a rezistenței ultime (anexa 4.4) [4.43]. Principalele mărimi caracteristice determinate și anume: valoarea medie  $m_x$ , abaterea medie pătratică (deviația standard)  $s$ , coeficientul de variație  $V_x$  reprezintă indicatorii de localizare a valorilor seriei de rezultate alese  $x_1, x_2, \dots, x_n$ ,  $n = 20$  în baza unei distribuții normale transformate. Prelucrarea statistică s-a efectuat pe întreaga populație de valori experimentale din cele 4 serii. Acestea se calculează cu ajutorul relațiilor:

$$\circ \text{ valoarea medie} \quad m_x = \frac{1}{n} \cdot \sum x_i \quad (4.1)$$

$$\circ \text{ deviația standard} \quad s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum (x_i - m_x)^2} \quad (4.2)$$

$$\circ \text{ repartiția} \quad \chi = \frac{x_i - m_x}{s} \quad (4.3)$$

Coeficientul de variație caracterizează dispersia rezultatelor, el calculându-se cu relația:

$$\circ \text{ coeficientul de variație} \quad V_x (\%) = \frac{s}{m_x} \cdot 100 \quad (4.4)$$

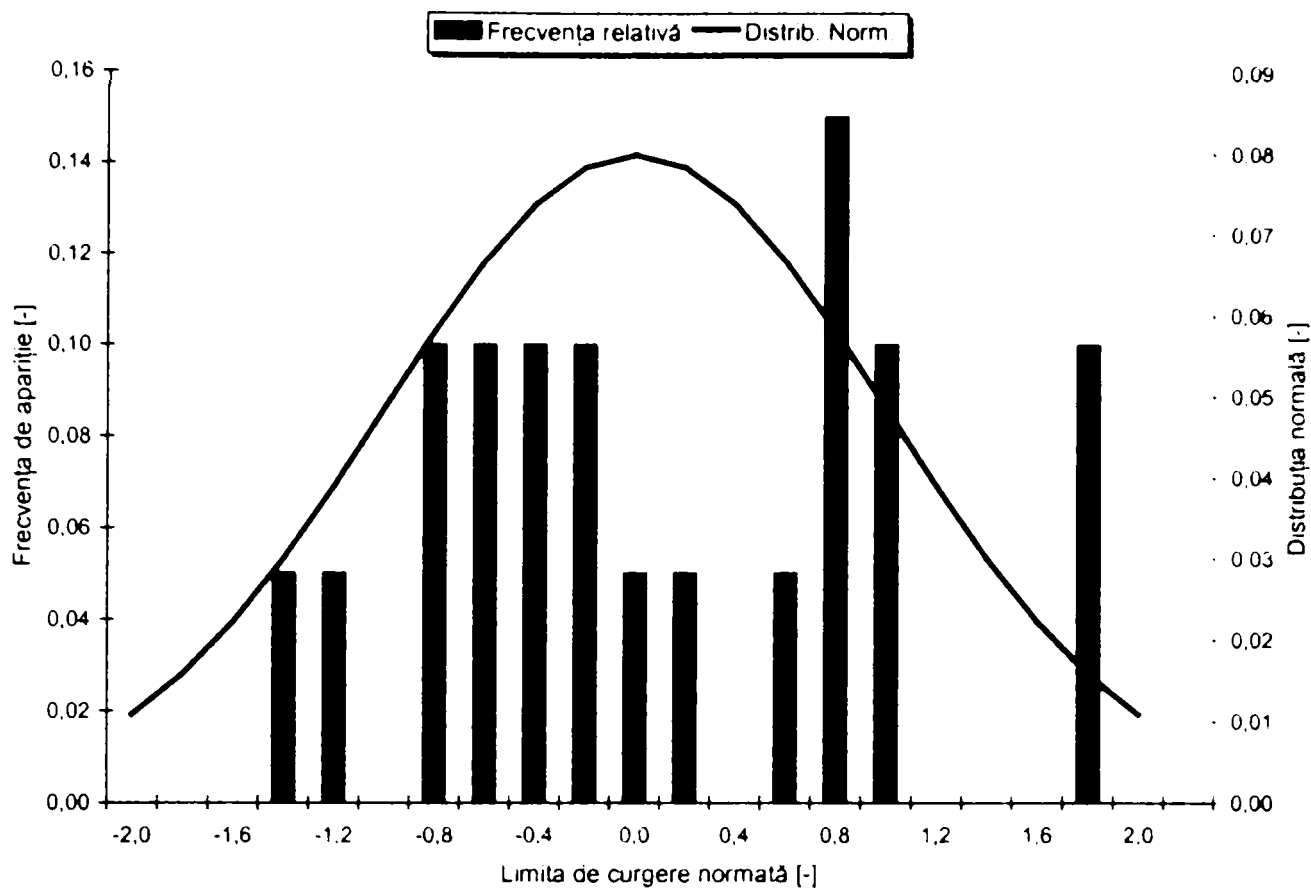


Figura 4. 26 Reprezentare grafică a comparației dintre repartiția normală și frecvența relativă de apariție pentru valorile limitei de curgere convenționale determinate experimental

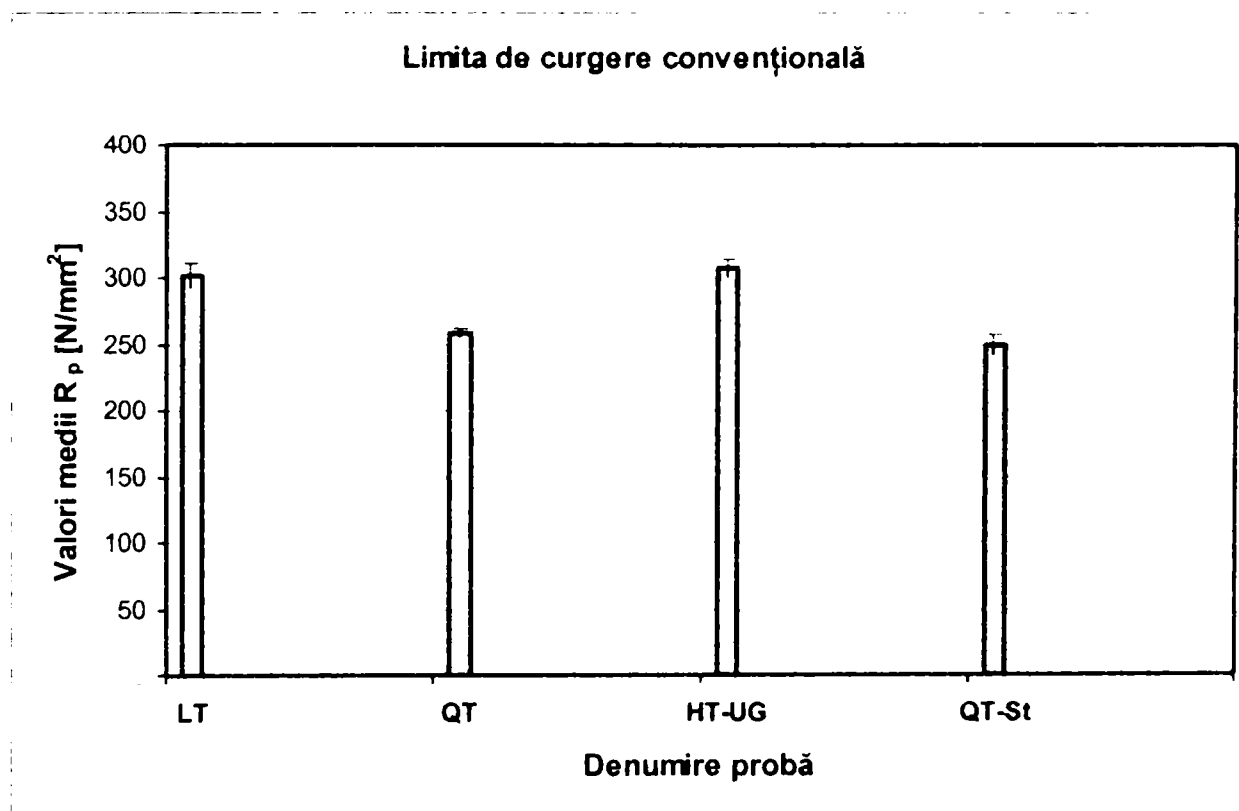
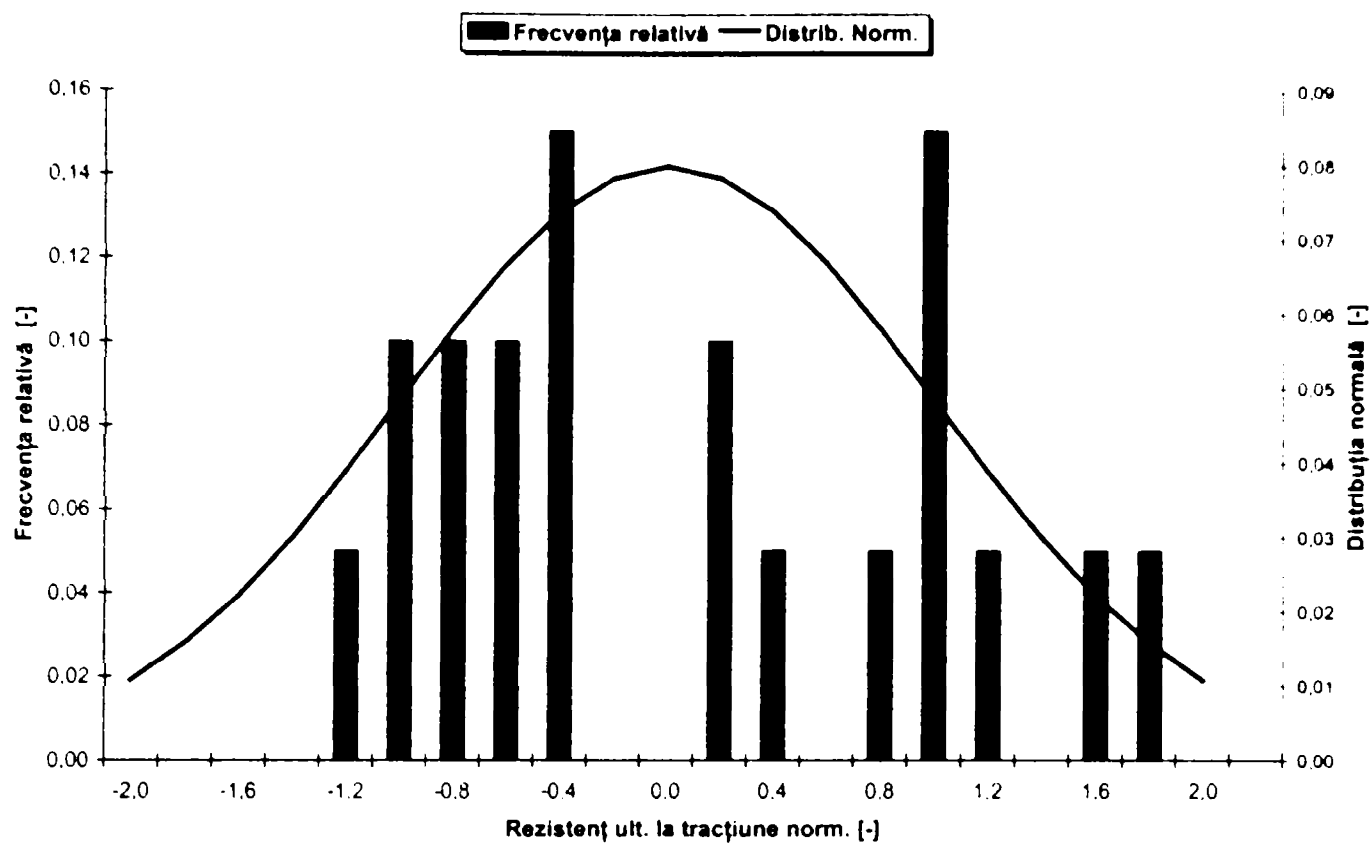
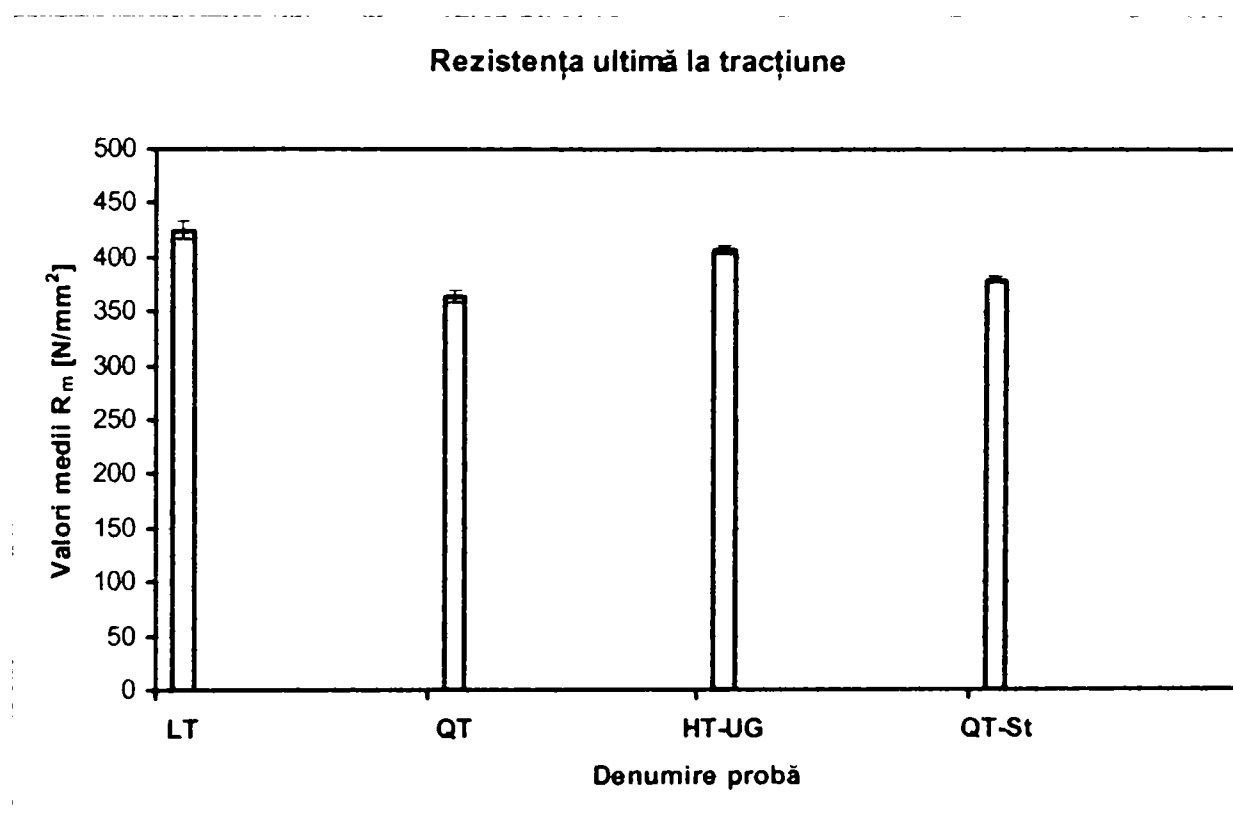


Figura 4. 27 Recapitulare a valorilor medii  $R_p$  și coeficienților de variație



**Figura 4.28** Reprezentare grafică a comparației dintre repartiția normală și frecvența relativă de apariție pentru valorile rezistenței la tracțiune determinate experimental



**Figura 4.29** Recapitulare a valorilor medii  $R_m$  și coeficienților de variație

Valorile determinate statistic pe întreaga populație de valori experimentale sunt sintetizate în tabelele următoare:

Valori $R_p$ pentru întreaga structură [ $N/mm^2$ ]		
Valoare medie	$X_{5\%}$ ; $X_{95\%}$	Dev. st.
279,34	<b>234,75</b>	27,10
	323,92	

Valori $R_m$ pentru întreaga structură [ $N/mm^2$ ]		
Valoare medie	$X_{5\%}$ ; $X_{95\%}$	Dev. st.
393,53	<b>352,46</b>	24,96
	434,59	

Tabelul 4. 2 Valori determinate statistic

### Concluzii

- ↗ Aplicând această procedură de prelucrare statistică a valorilor experimentale obținute se poate concluziona faptul că rezultatele prezintă o dispersie redusă, cuprinsă între 1,33 % și 3,19 %.
- ↗ De asemenea, se poate concluziona că materialul de bază al podului CF de la Arad este un oțel moale, similar oțelurilor folosite și la alte poduri executate în acea perioadă, atât de cale ferată cât și de șosea, și se poate încadra suficient de bine (d.p.d.v. al caracteristicilor de rezistență și deformabilitate) în categoria oțelului de construcții actual OL 34 sau OL 37.1, conform STAS 500/2-80.

### B) Măsurători de duritate Brinell

Aceste măsurători s-au efectuat în conformitate cu prevederile STAS 165-83 [4.8] pe epruvete prelevate din materialul de baza al elementelor din deschiderea a treia a podului de la Arad. A fost utilizată metoda statică a penetratorului cu bilă, forța de apăsare a fost de 187,5 daN, iar diametrul bilei  $d=25mm$ , corespunzător gradului de solicitare standardizat  $k=30$ .

Duritatea Brinell a fost calculată cu formula:

$$HB = \frac{F}{\frac{\pi D}{2} (D - \sqrt{D^2 - d^2})} \quad (4.5)$$

În anexa 4.5 sunt date rezultatele măsurătorilor de duritate și sunt trecute, informativ, și valorile echivalente ale rezistenței la rupere prin formula:

$$\sigma_r = 0,36 HB \quad (4.6)$$

### Concluzie

Valorile durităților sunt destul de grupate, iar în ceea ce privește valorile rezistențelor la rupere echivalente, acestea sunt cu aproximativ 15% mai mari decât cele determinate pe epruvete de tracțiune.

### C) Încercări la încovoiere prin șoc pe epruvete Charpy „V”

Încercările au fost efectuate în laboratorul de încercări de material al ISIM Timișoara și au avut ca scop evaluarea tenacității materialului influențată de prezența unui defect de tip creștătură și tendința acestuia de rupere fragilă la temperaturi scăzute.

Metoda de încercare adoptată a fost cea cuprinsă în SR EN 10045:1993 [4.9].

Aparatura utilizată a respectat cerințele normei sus menționate și a fost constituită dintr-un ciocan Charpy cu clasa I de precizie, tip PSW 30 nr. 403/10/63, atestat metrologic cu buletinul de verificare nr. TM 0037869 din 17.04.2001 și un termometru de sticlă de fabricație Precision, 0,5°/div. care poate măsura temperaturi în intervalul cuprins între -190°C și +30°C, seria I, atestat metrologic cu buletinul de verificare TM 0034778 din 07.12.2000.

Testele de laborator nu au putut fi executate pe epruvete standardizate datorită grosimii mici  $t = 10$  mm a materialului de bază (platbandelor de talpă a lonjeronilor și antretoazei), astfel încât s-au utilizat epruvete cu secțiunea redusă, și anume cu lățimea  $b = 7,5$  mm. Epruvetele au fost extrase din lonjeroni, antretoaze și talpa inferioară a grinzii principale, toate făcând parte din a treia deschidere a vechiului pod de cale ferată de la Arad.

Încercările au fost efectuate la diferite trepte de temperatură: -20°C, -10°C, ±0°C, +10°C și +20°C. Au fost prelevate câte 5 epruvete / elementul analizat / treaptă de temperatură. Dimensiunile epruvetelor, locul de prelevare și identificarea acestora pot fi urmărite în planșele de prelevare cuprinse în anexa 4.2, precum și în anexa 4.6.

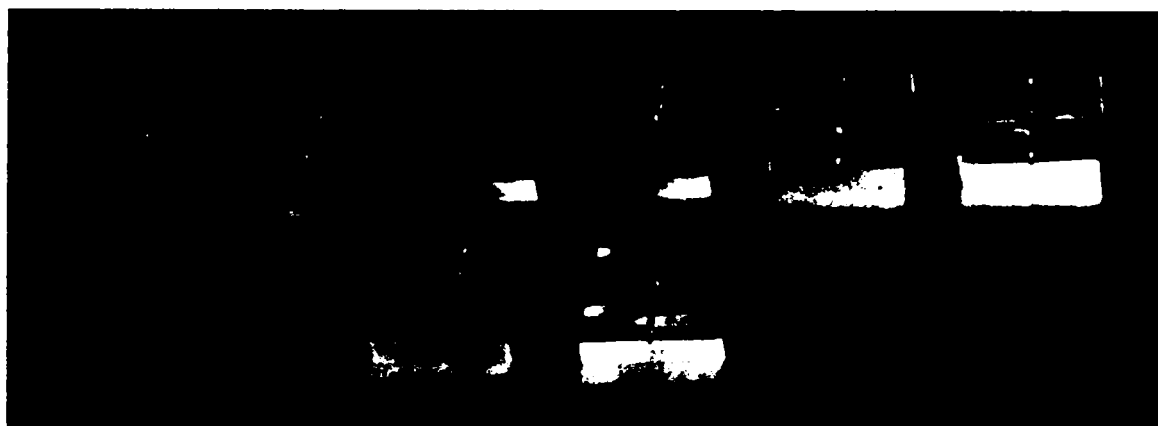
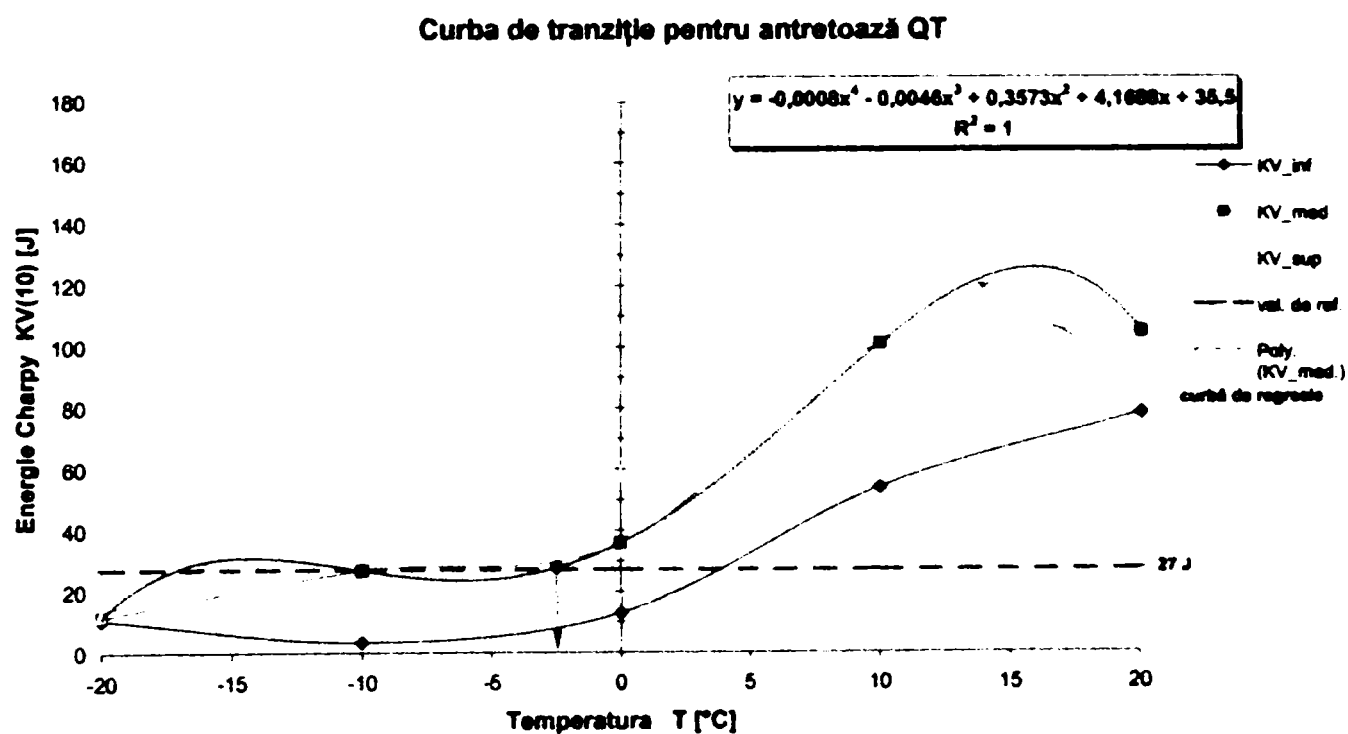
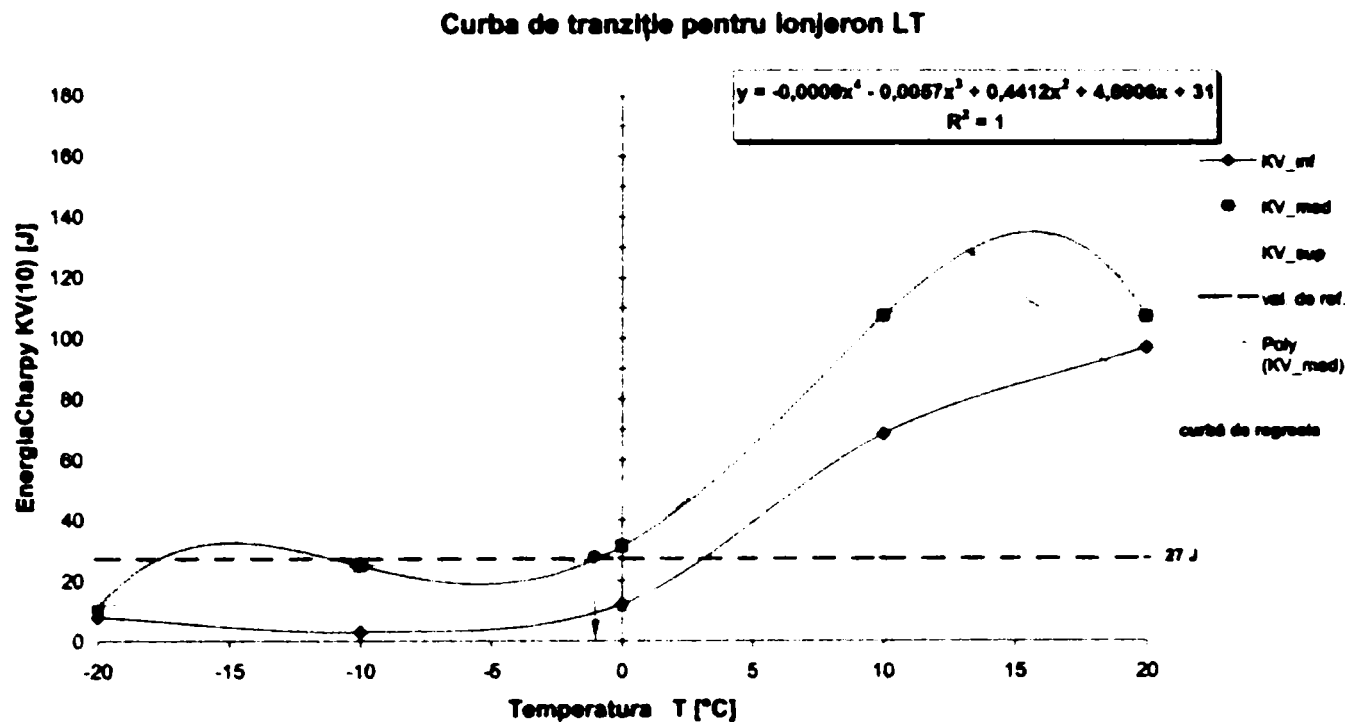


Figura 4. 30 Epruvetele Charpy „V” – 75 de bucăți (5 epruvete/element/treaptă de temperatură)

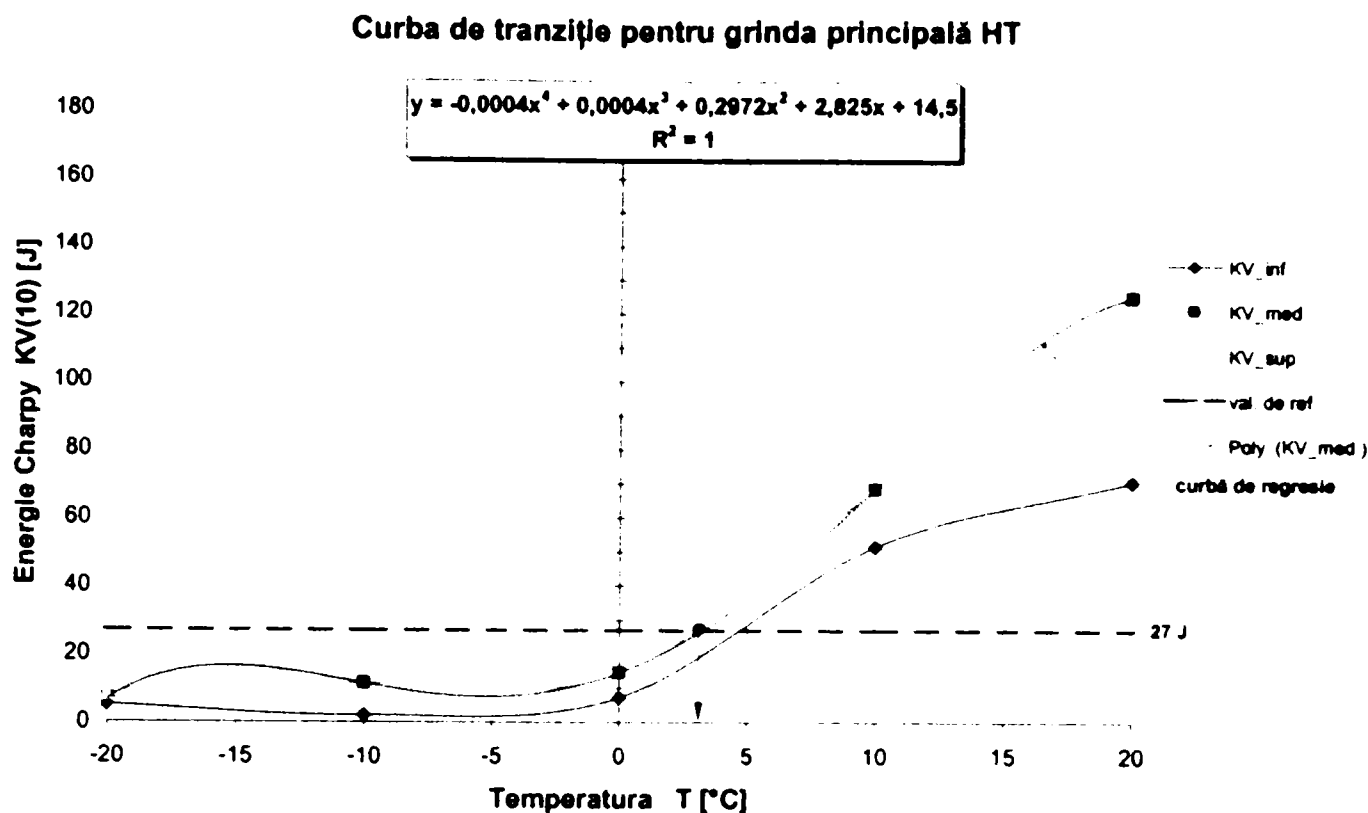
În buletinul de încercare dat în anexa 4.6 sunt înscrise energiile consumate la rupere KV 300/7,5 determinate experimental și valorile KV(10) obținute prin conversie conform recomandării din STAS R 10025-75 [4.11].

Rezultatele încercărilor au fost prelucrate statistic, fiind determinate principalele mărimi caracteristice: valoarea medie  $m_x$ , abaterea medie pătratică (deviația standard)  $s$ , coeficientul de variație  $V_x$ , care reprezintă indicatorii de localizare ai valorilor seriei de rezultate pe fiecare treaptă de temperatură și element analizat. Totodată, datorită împrăștierei mari a rezultatelor, a fost efectuată și o analiză de identificare a rezultatelor aberante ale măsurătorilor, în conformitate cu STAS 11278-79 [4.12]. Pentru aceste date corectate a fost determinat intervalul de încredere prin determinarea fractililor inferiori de 5% și superiori de 95%, după care s-au trasat curbele de tranziție ductil – fragil pentru fiecare element (lonjeron, antretoază, grinda principală) și s-a făcut

o estimare a temperaturii de tranziție. Se face specificația că aceasta are o valoare informativă determinată prin intersecția curbei de tranziție cu orizontala corespunzătoare valorii minime admise pentru energia KV (în standardul actual de material) de 27 J. Astfel a fost indicată o temperatură critică, sub care, probabil, comportarea metalului poate deveni fragilă.







**Figura 4.33** Curba de tranziție pentru grinda principală

De asemenea a fost efectuată și determinarea caracterului ruperii prin analiza măsurătorilor de cristalinitate și fibrozitate a casurii epruvetelor rupte. În general, o epruvetă încercată la încovoiere prin șoc, prezintă două zone distincte în secțiunea de rupere, și anume: o parte centrală cu aspect cristalin, grăunțos, lucios și o parte periferică, fibroasă și mată. Partea cristalină - lucioasă se datorează ruperii fragile, iar cea fibroasă este consecința unei ruperi tenace. În acest scop a fost utilizat standardul STAS 10026-75 [4.10], care stabilește următoarele noțiuni:

- ☞ Cristalinitatea  $C_r(\%)$ , ca fiind raportul dintre aria ruperii cristaline și aria secțiunii transversale a epruvetei,
- ☞ Fibrozitatea  $F_b(\%)$ , ca fiind raportul dintre aria ruperii fibroase și aria secțiunii transversale a epruvetei.

Tabelul cuprins în norma specificată se referă la epruvete standard cu secțiunea 10x10 și adâncimea defectului de 2,0 mm. Pentru prezenta analiză, acest tabel a fost adaptat la epruvete cu lățimea redusă  $b = 7,5$  mm (anexa 4.6). Pe baza acestor măsurători au fost trasate diagramele din figurile 4.34 – 4.35, putând fi astfel observate trecerile, pentru fiecare element analizat, de la ruperile fragile ce guvernează comportamentul materialului la temperaturi sub 0°C la ruperile cu caracter ductil din zona de temperaturi pozitive.

### Concluzii

Pe baza analizei rezultatelor se poate concluziona faptul că este vorba despre un oțel moale ce are o comportare preponderent fragilă la temperaturi ce scad sub 0°C. Se poate spune că tranziția se face undeva în jurul acestei temperaturi. De asemenea, s-a constatat o comportare mai fragilă a materialului provenit din grinda principală.

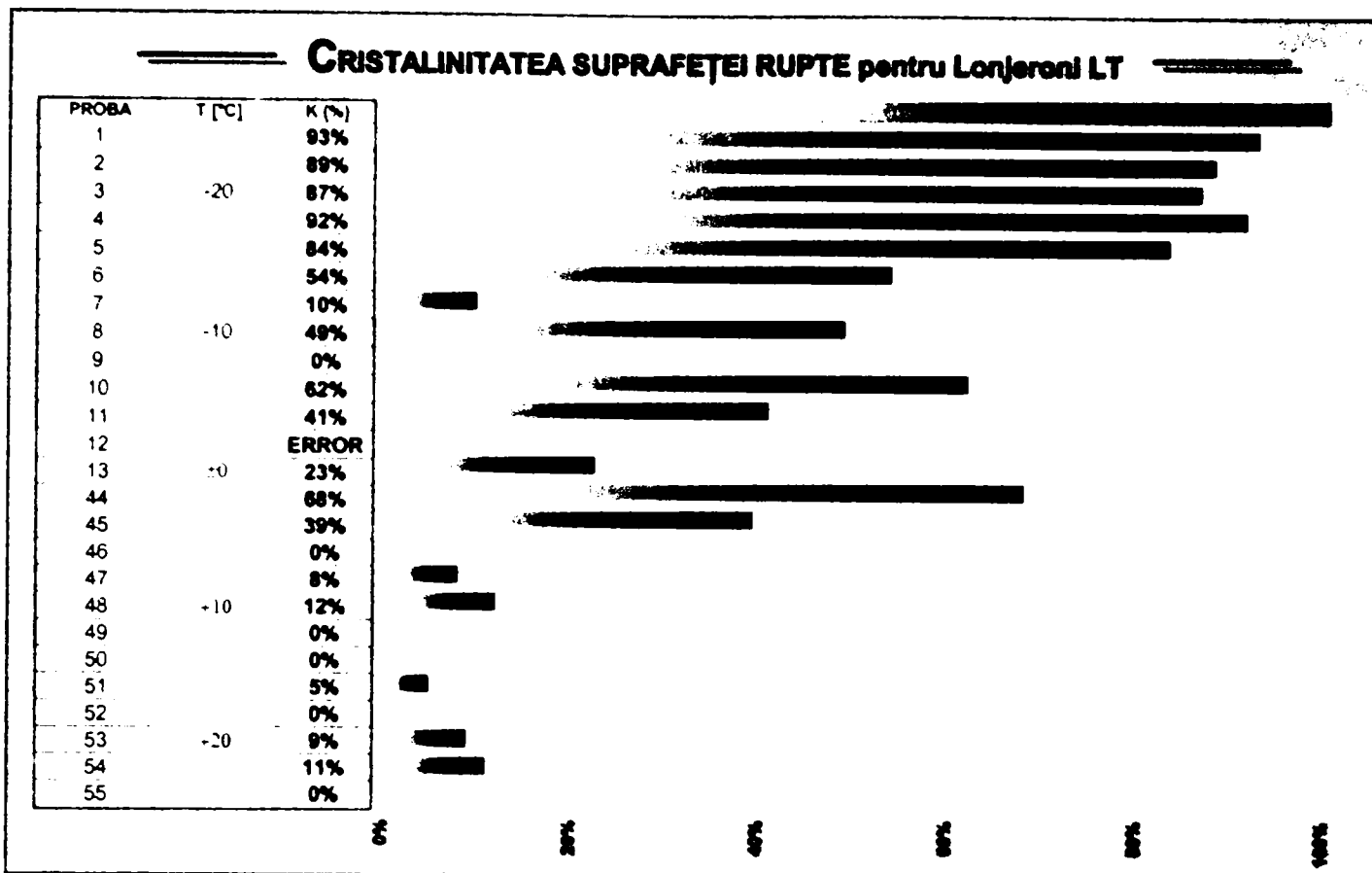


Figura 4. 34

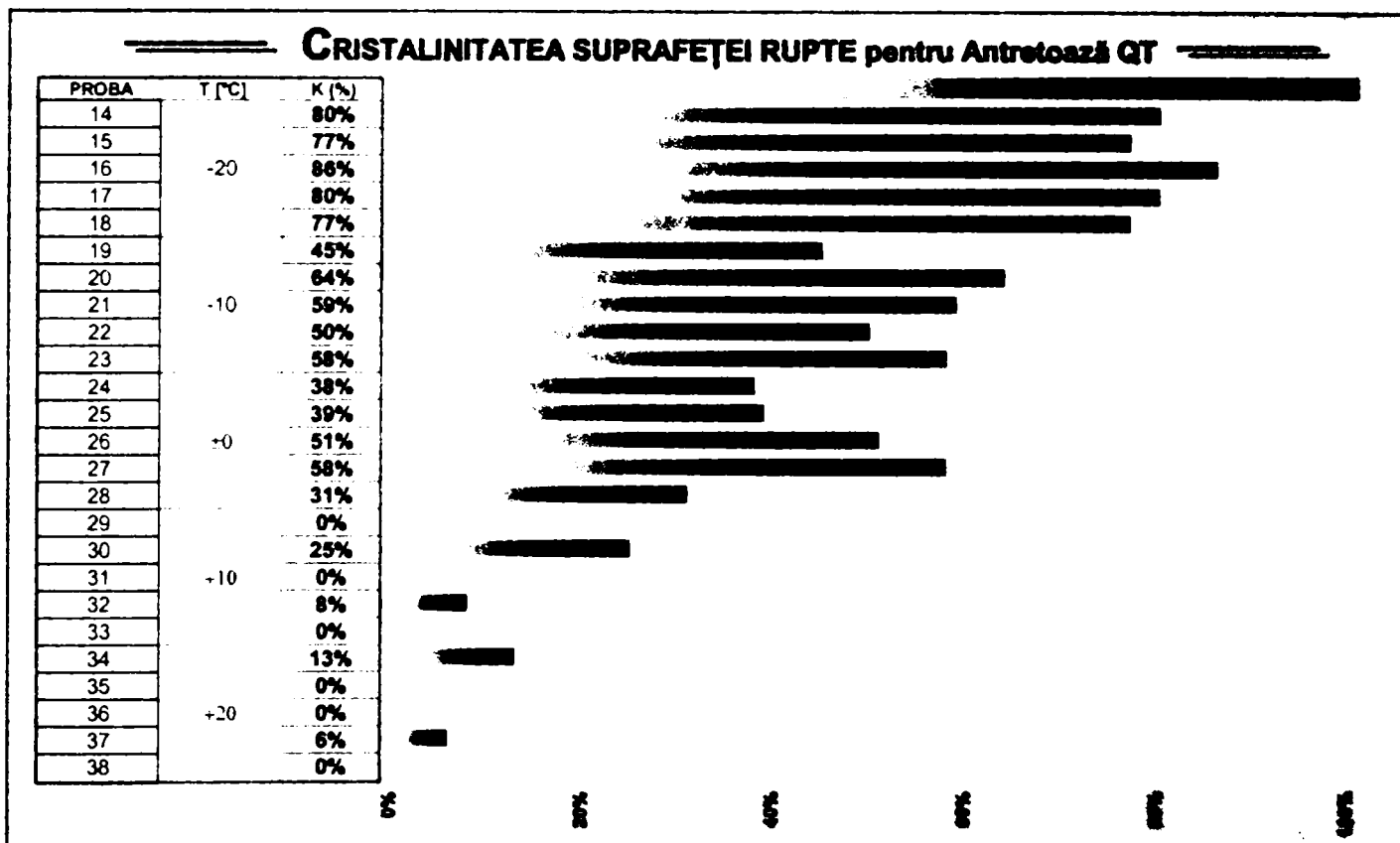


Figura 4. 35

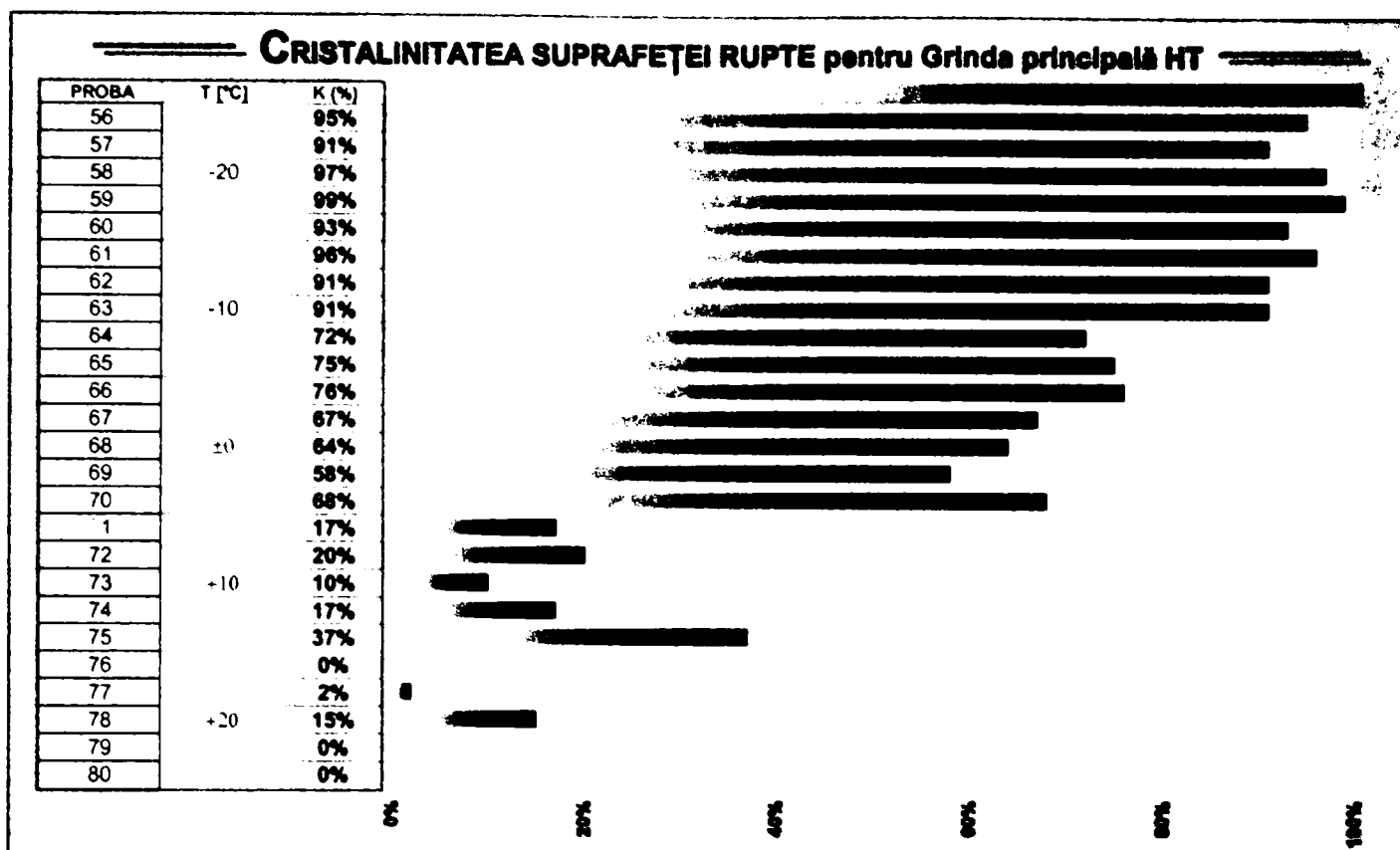


Figura 4. 36

### Concluzie finală

- Analizând rezultatele obținute în baza investigațiilor convenționale (analize chimice, metalografice, încercări fizico – mecanice de determinare a limitei de curgere convenționale, a rezistenței la tracțiune, a alungirii la rupere, a găturii la rupere, a modulului de elasticitate, a energiei KV consumate la rupere, a valorii informative a temperaturii de tranziție), se poate concluziona faptul că materialul de bază al vechiului pod CF de la Arad este un oțel moale, similar oțelurilor folosite și la alte poduri executate în acea perioadă, atât de cale ferată cât și de șosea, și se poate încadra suficient de bine în categoria oțelului de construcții actual OL 34 sau OL 37.1, conform STAS 500/2-80.

### 4.3.3 Încercări experimentale de mecanica ruperii

#### 4.3.3.1 Determinarea tenacității la rupere a materialului

Așa cum s-a arătat și în capitolul 3, paragraful 3.5, materialul de bază utilizat la podurile metalice nituite prezintă o grosime insuficientă pentru a asigura starea plană de solicitare, fiind astfel invalidat domeniul liniar – elastic al mecanicii ruperii (LEMR) de formarea unor zone plastice extinse la vârful fisurii.

În baza acestui considerent și în relație directă cu performanțele de laborator de care s-a beneficiat în cadrul acestui program experimental, pentru determinarea tenacității la rupere a materialului au fost urmate două metode, și anume: determinarea valorilor integralei J și determinarea deschiderii critice la vârful fisurii DCVF (CTOD).

### A) Determinarea valorilor integralei J

Metoda de încercare a fost una clasică și anume metoda Bengley - Landes [4.14], însă pentru construcția epruvetelor și alegerea și setările aparatului s-a urmărit îndeaproape conținutul normei americane de profil ASTM E 813-89 [4.15] (conținutul acestei norme a fost în detaliu prezentat în cadrul capitolului 3, paragraful 3.6 / 3.6.2).

Au fost analizate aceleași elemente structurale ca și până acum, și anume: lonjeroni (LT), antretoaze (QT) grindă principală – talpa inferioară (HT-UG). Pentru aceasta au fost recoltate 40 de probe C(T) (vezi tabelul 4.3). Geometria, dimensiunile, marcajul și locul de prelevare a epruvetelor C(T)-J sunt indicate în planșele de prelevare și confecționare cuprinse în anexa 4.2.

ÎNCERCAREA	NORMA	Element	Nr./Elem./Var.		Varianta	Nr. total	Marcaj
Încercări de mecanica ruperii CT-J	ASTME 813-89	LT	8	6	Talpa / Inimă	36	2, 3, 4, 5, 20, 21, 22, 23 (talpă); 39, 40, 41, 42, 43, 44 (inimă)
		QT	8	6			8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15 (talpă); 48, 49, 50, 51, 52, 53 (inimă)
		HT-UG	8	6			28, 29, 30, 31, 32, 33, 34, 35

Tabelul 4.3 Numărul probei / elementul din care s-a prelevat

Procedeeul de testare este prezentat schematic în figura 4.37 și constă din:

- Se utilizează un număr de minimum 3 epruvete identice, prefisurate prin oboseală cu lungimile fisurilor de  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$ . Aceste epruvete se supun unei încercări de întindere, în timpul căreia sunt înregistrate curbele forță – deplasare.
- Ariile suprafețelor cuprinse între aceste curbe și axa absciselor se planimetrează. Aria hașurată din figură reprezentând energia potențială înmagazinată pe unitatea de grosime a epruvetei cu lungimea prefisurii din oboseală  $a_3$ , încărcată până la atingerea săgeții  $v$ .
- Se trasează curbele de energie funcție de lungimea inițială a fisurii, pentru valori ale deplasării  $v$ .
- Se calculează pantele curbilor și se reprezintă apoi în funcție de deplasările  $v$ .
- Se ia o epruvetă suplimentară, care se prefisurează cu o lungime inițială egală cu una din cele pentru care s-a trasat curba J. Această epruvetă este supusă apoi și ea la o încercare de tracțiune, urmărindu-se optic prefisura din oboseală cu ajutorul unui microscop. Epruveta se încarcă până în momentul sesizării extinderii fisurii inițiale. Corespunzător acestei deplasări  $v$ , se va putea citi de pe grafic valoarea critică a tenacității  $J_{Ic}$ .

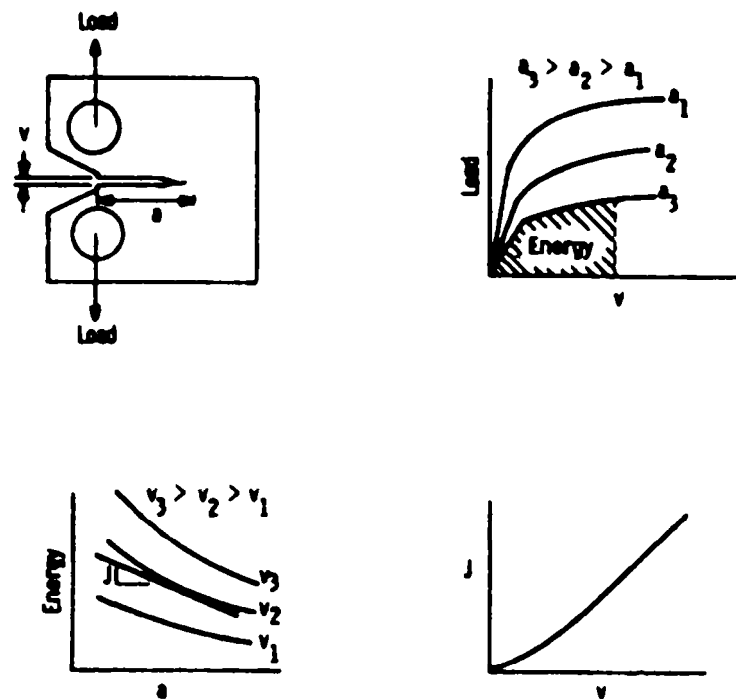


Figura 4. 37 Procedul de încercare

În cele ce urmează vor fi descrise etapele urmate la efectuarea încercărilor experimentale, condițiile și aparatura de încercare utilizate.

► **Etapa I – Prelucrarea probelor**

Prelevarea brută a epruvetelor s-a efectuat la ISIM Timișoara. Executarea defectului mecanic (adică a șlițului prevăzut la vârf cu o crestătură – în prezenta lucrare denumit simplu crestătura probei), a decupajelor pentru poziționarea extensiometrului și a găurilor de prindere / aplicare a forței au fost efectuate în laboratorul specializat din cadrul TU München. În mod evident după efectuarea acestor operațiuni s-a realizat o corectare a suprafețelor probelor prin rectificare plană. Aceste proceduri de realizare a corpurilor de probă au respectat cu strictețe prevederile normei americane ASTM 813, astfel încât nu a fost afectată structura cristalină a materialului. A fost păstrat marcajul efectuat la ISIM Timișoara pentru a nu fi încurcate pozițiile de prelevare; numărul probei a fost ștanțat pe grosimea probei, ca în figura 4.39. Tot în cadrul acestei etape s-a efectuat și verificarea dimensiunilor probelor CT-J.

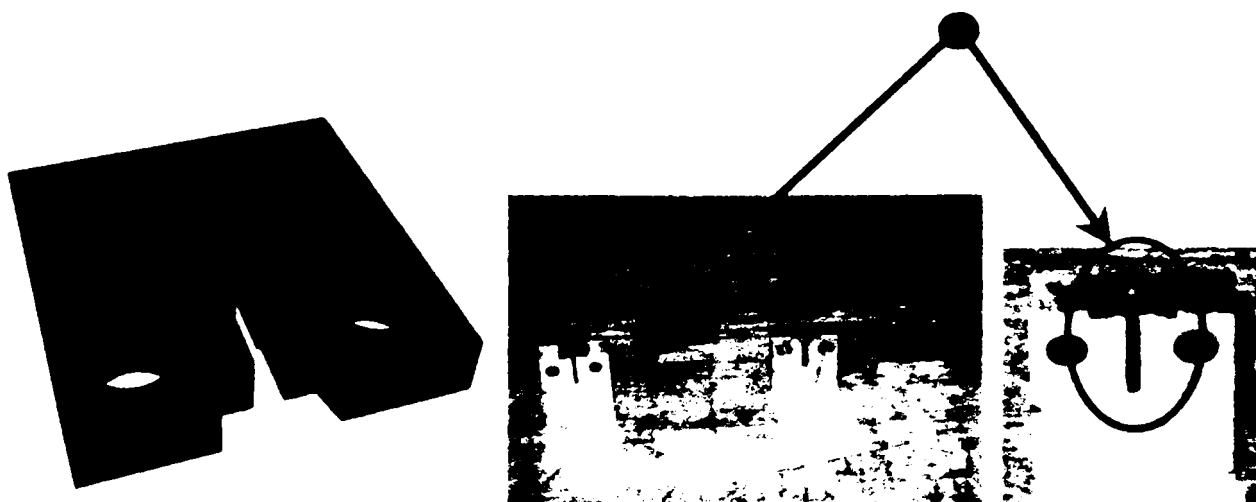


Figura 4. 38 Prelucrarea probelor

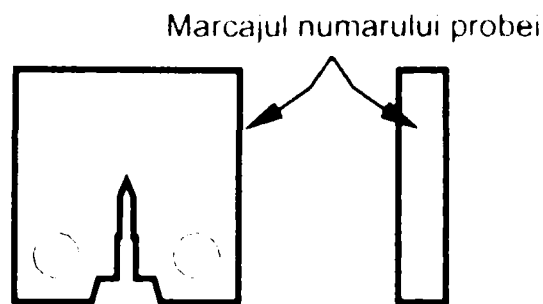


Figura 4. 39 Poziția marcajului probelor CT-J

► **Etapa a II-a – Prefisurarea probelor**

Prefisurarea probelor s-a efectuat în baza unui ciclu de oboseală cu amplitudine constantă. Determinarea forțelor maxime și minime ale ciclului au respectat prevederile normativului ASTM 813 (a se vedea capitolul 3 / 3.6.2). Prefisurarea s-a efectuat la rândul ei în două etape:

- Prima etapă a constat din aplicarea unui ciclu cu amplitudine constantă având valorile limită ale forțelor de:

$$F_{\max} = 5,0 \text{ kN}$$

$$F_{\min} = 0,9 \text{ kN}$$

- A doua etapă a constat în realizarea ultimilor 0,64 mm din lungimea prefisurii inițiale de oboseală. În acest caz forța maximă a ciclului de solicitare a trebuit să nu depășească valoarea de 3,0 kN, astfel încât s-a aplicat ciclul dat de:

$$F_{\max} = 3,0 \text{ kN}$$

$$F_{\min} = 0,2 \text{ kN}$$

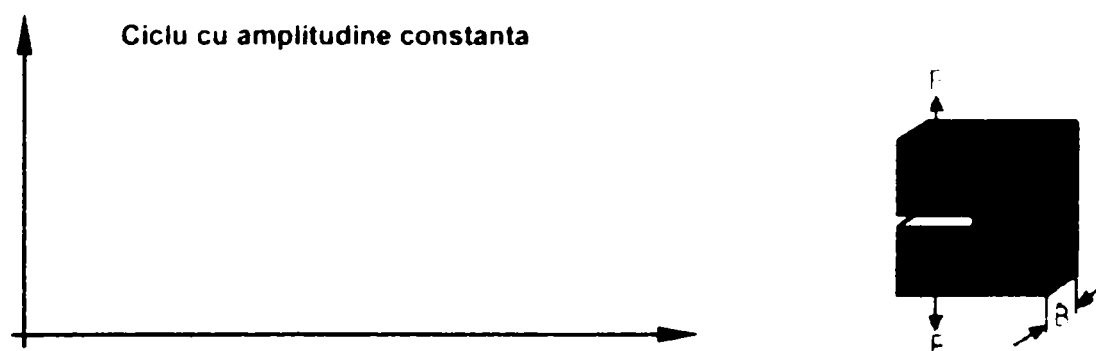


Figura 4. 40 Ciclu de prefisurare prin oboseală a epruvetelor

În ambele cazuri frecvența de aplicare a forței a fost de 2 Hz.

Această etapă a prefisurării epruvetelor este deosebit de importantă, deoarece ea trebuie să aibă ca rezultat o creșterea ascuțită din oboseală, de mărime și direcție potrivită și să asigure o dimensiune minimă acceptată a zonei plastice la vârful fisurii.

**Aparatura** a constat din:

- Piese de fixare ale epruvetei și anume cheile și domurile de prindere și de transmitere a încărcării s-au executat în conformitate cu cerințele normativului urmat (figura 4.41).



Figura 4. 41 Cheile și domurile de prindere

- Mașina de încercare utilizată a fost o presă Roell – Amsler cu capacitatea de solicitare de +/- 10 kN (figura 4.43).
- Un microscop pentru urmărirea creșterii fisurii în timpul aplicării ciclului de oboseală, Periplan 10x (figura 4.43).

Această etapă s-a efectuat pe fiecare serie în parte și în principal a constat din prefisurarea probelor cu lungimi de fisuri diferite cuprinse în intervalul 1,1 – 1,6 mm. După eliminarea probelor cu defect la prefisurare, fiecare serie de probe a rămas cu minimum 5 epruvete valide, cu dimensiuni ale prefisurilor diferite pentru 4 dintre ele și a 5-a având dimensiunea fisurii inițiale egală cu a uneia din probele cuprinse în aceeași serie. În figura următoare se dă exemplul primei serii de probe prefisurate, care se înscrie perfect în prezentarea sumară făcută.

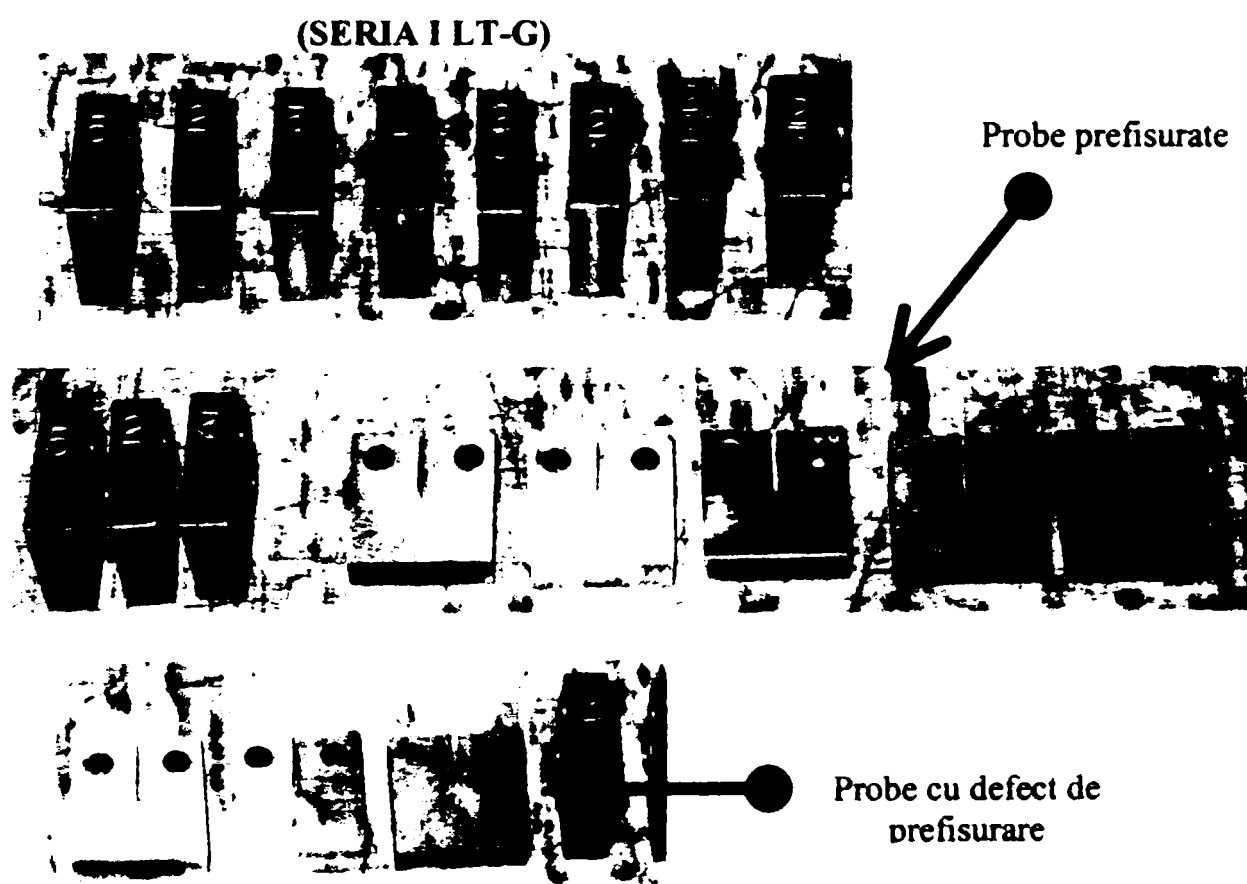


Figura 4. 42 Prefisurarea seriei I de probe (lonjeron talpă)

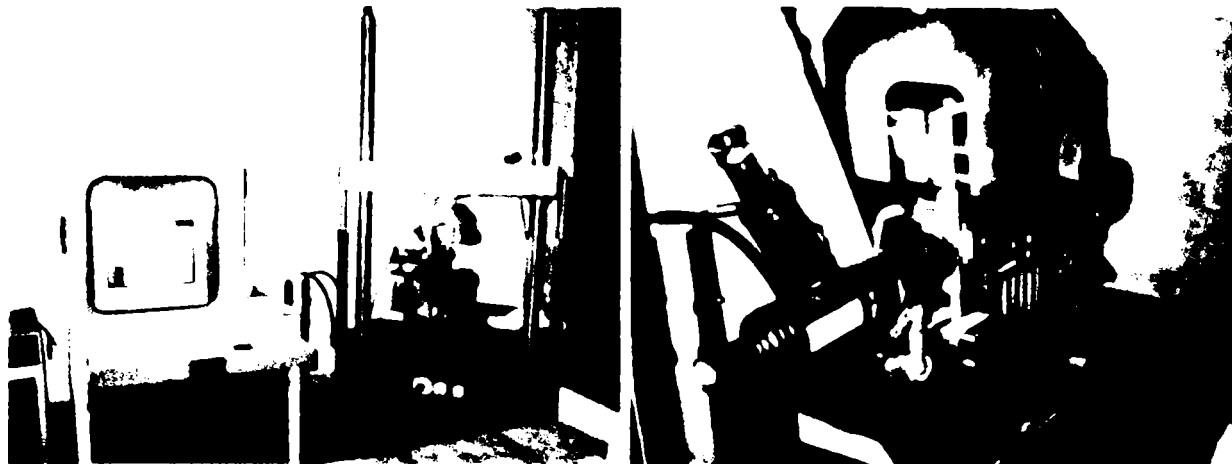


Figura 4. 43 Presa Roell Amsler + lupa Periplan 10x

► *Etapa a III-a – Încercarea propriu – zisă la întindere a probelor*

Etapa a debutat prin măsurarea dimensiunilor probelor, în special a grosimii acestora, pentru a sesiza eventuale reduceri de secțiune prin compararea cu primele măsurători efectuate în etapa I.

Această etapă a constat în principal din executarea unor încercări de întindere a epruvetelor prefisurate, pe durata cărora au fost înregistrate curbele forță – deplasare P-v.

Aparatura utilizată a fost alcătuită din:

- piese de fixare ale epruvetei (figura 4.41);
- o presă Roell Amsler cu capacitatea de solicitare de  $\pm 10$  kN;
- Captori de forță (ai mașinii) și deplasare - un extensiometru cu clasa de calitate I;
- un amplificator Spider 8 și un calculator;
- microscop Periplan factor zoom 10x.

Schema unui astfel de sistem necesar pentru efectuarea încercărilor de tracțiune este prezentată în figura 4.45. Echipamentul de încercare folosit este arătat în următoarele imagini.

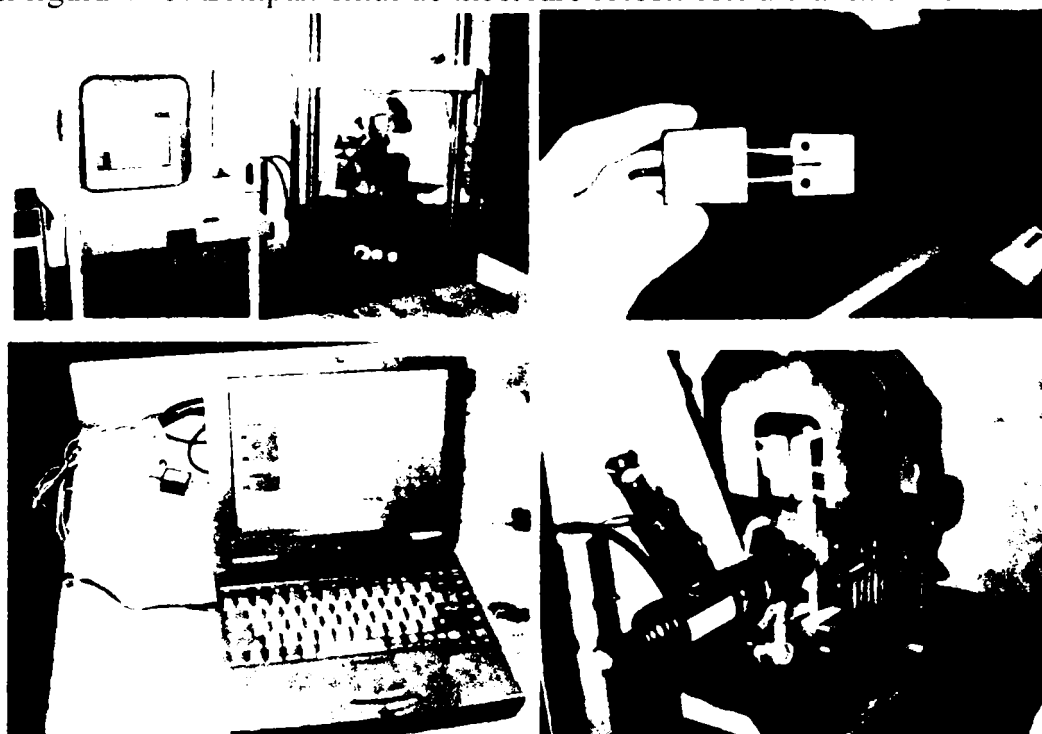


Figura 4. 44 Echipamentul de încercare



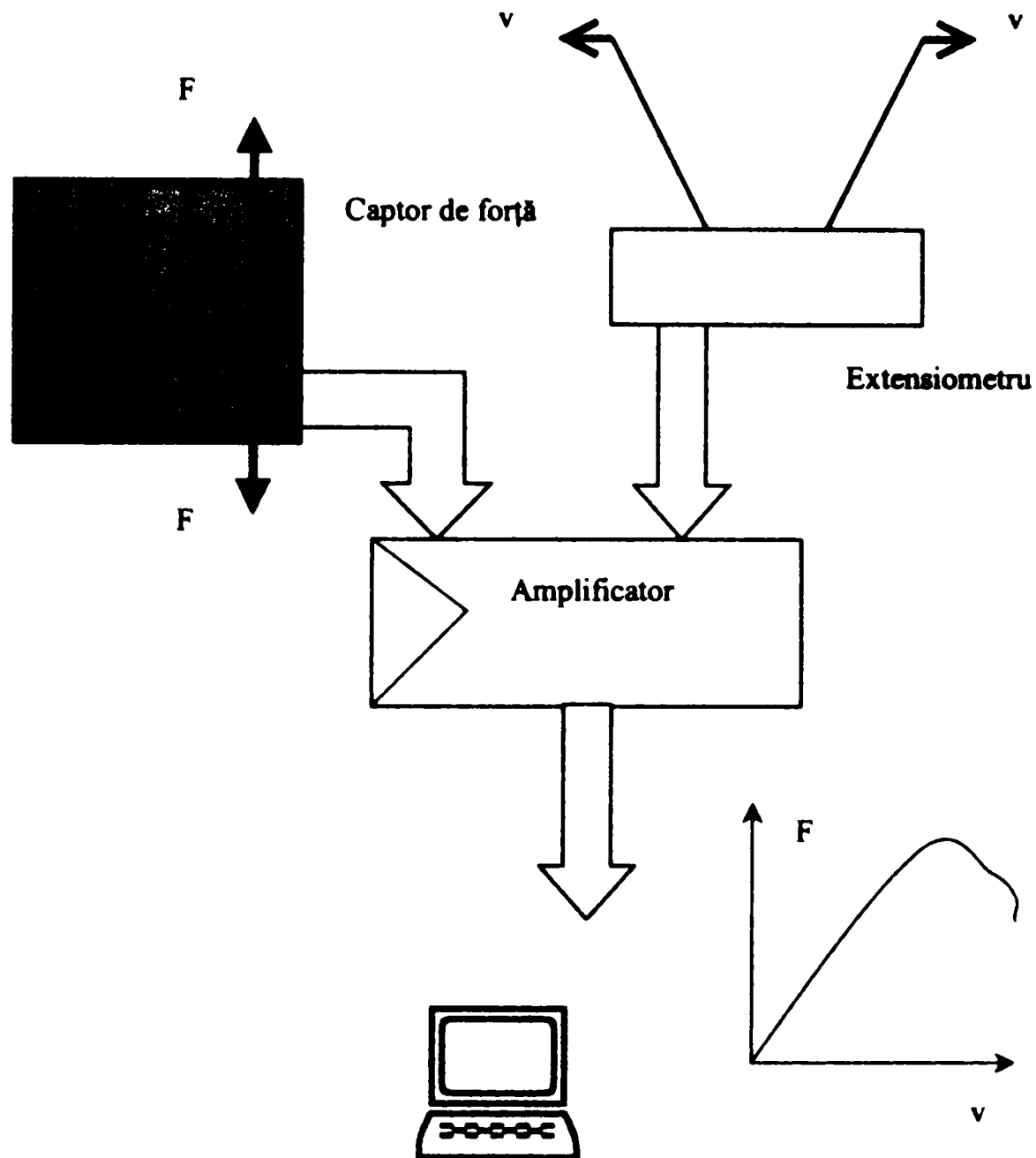


Figura 4.45 Schema sistemului de testare

Temperatura și mediul de încercare au fost: aer /  $15 \pm 3^\circ\text{C}$ . Rezultatele experimentale au fost înregistrate atât grafic cât și sub formă de fișiere text (\*.txt). Softul de achiziție este prezentat în figura 4.46.

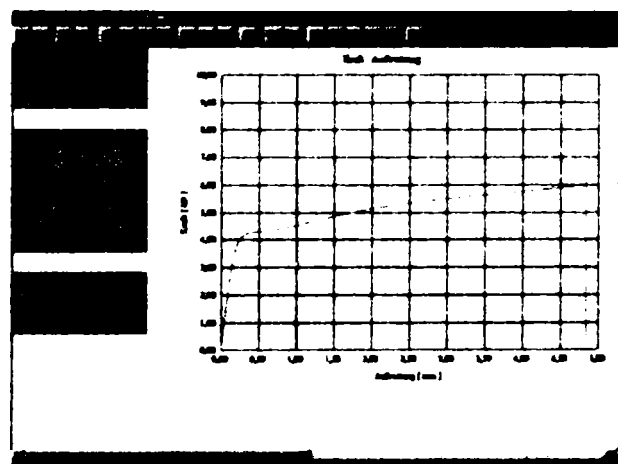
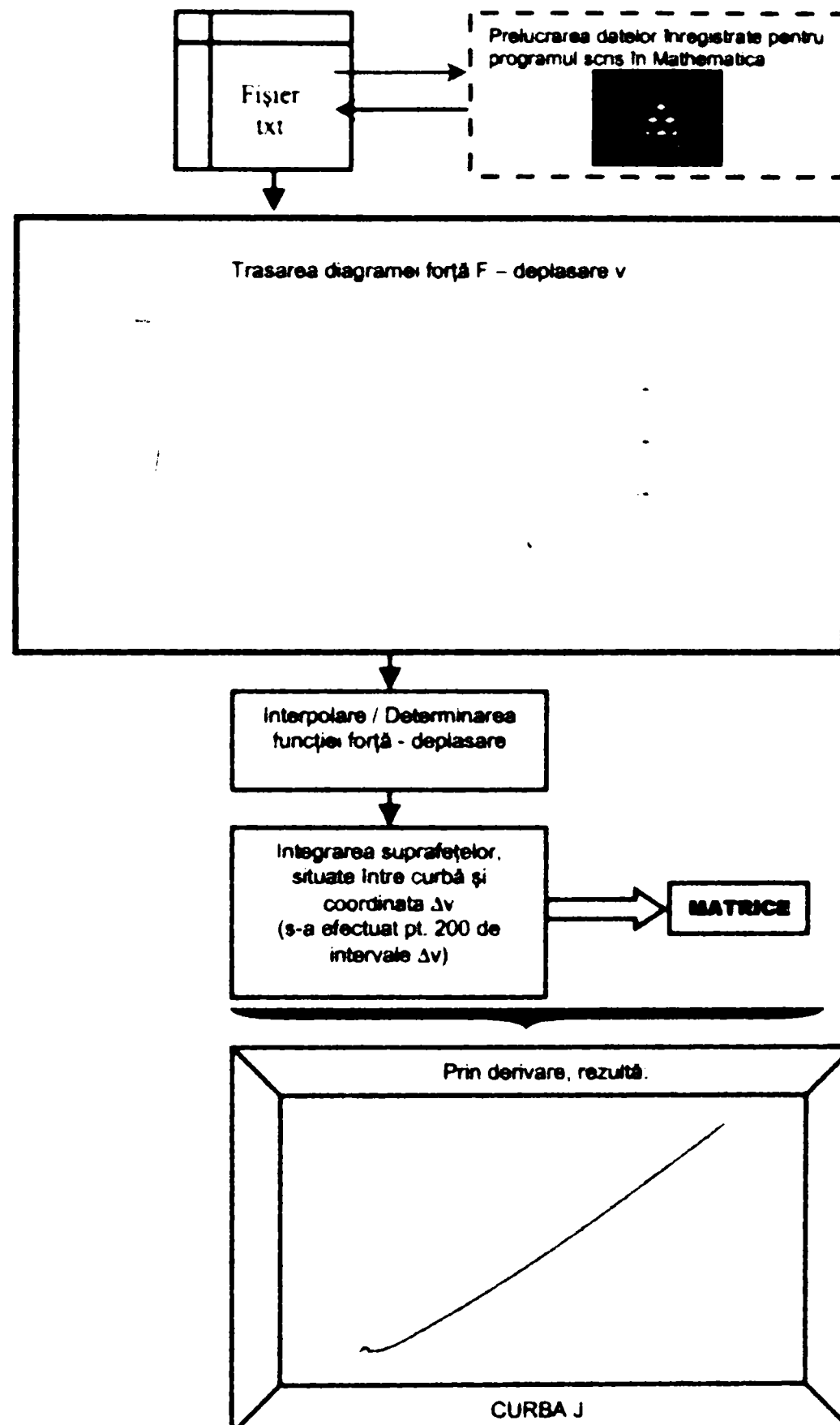


Figura 4.46 Programul de achiziție de date

► **Etapa a IV-a – Prelucrarea datelor și trasarea curbelor J**

Deoarece prelucrarea datelor obținute experimental este dificilă și laborioasă a fost realizat un soft care să traseze curbele integralei J pe baza fișierelor de rezultate înregistrate. Programul de prelucrare a datelor a fost scris în Mathematica 4.



**Figura 4. 47** Schema logică a programului de determinare a curbelor J  
Cu ajutorul acestei automatizări s-au trasat curbele J cuprinse în anexa 4.7.

Cel mai dificil moment al acestor încercări a fost determinarea momentului critic de extensie a fisurii și implicit cunoașterea valorii critice a integralei  $J_{lc}$ . Această dificultate a survenit pe de o parte datorită faptului că momentul și procedura de măsurare nu sunt clar descrise în literatură, iar pe de altă parte datorită dimensiunilor mici ale epruvetelor – durata de testare a unei probe fiind practic foarte scurtă.

Se face precizarea că încercările au fost executate în laboratorul Universității Tehnice din München (Institut für Baustoffe und Konstruktion).

### Concluzie

Ca și concluzie referitoare la aceste încercări se poate spune că, deși metoda prezintă acuratețe în determinarea curbelor  $J$  (idee prezentă și în literatura de specialitate, [4.14]), ea are două dezavantaje și anume: este foarte greu de depistat momentul critic de măsurare și necesită un număr mare de epruvete. O soluție alternativă ar fi aplicarea metodei complianței bazată pe testarea unei singure epruvete, descrisă în capitolul 3, paragraful 3.2. Aceasta însă reclamă o performanță dotare de laborator, dealtfel necesară pentru un laborator specializat pe încercări de mecanica ruperii.

### B) Determinarea deschiderii critice la vârful fisurii DCVF

Un alt parametru al mecanicii ruperii din domeniul elasto – plastic este deschiderea critică la vârful fisurii  $\delta_{crit}$ . Cunoscând acest parametru, poate fi determinată tenacitatea la rupere a materialului; între valoarea critică a tenacității  $J_{crit}$ , factorul de intensitate la vârful fisurii  $K_{crit}$  și  $\delta_{crit}$  existând corelații oferite de teoria mecanicii ruperii.

Pentru obținerea valorii critice de comparație s-a decis executarea unor noi încercări de determinare a deschiderii critice la vârful fisurii – DCVF. Gradul de rotunjire la vârful fisurii poate fi pus în relație cu  $J$  prin expresia:  $\delta \cong J / \sigma_{flow}$ ; unde  $\sigma_{flow}$  reprezintă media dintre limita de curgere și rezistența ultimă la tracțiune. Utilizarea valorii  $J$  ca și criteriu de rupere este preluată dintr-un model al procesului de rupere, așa cum este el prezentat în următoarea schemă [4.14]. Procesul de rupere descris în acest model poate fi pus în relație cu parametrul caracterizant ( $J$  – pentru EPFM și  $K$  sau  $G$  pentru LFM) prin înregistrarea lui  $J$  funcție de extinderea fisurii  $\Delta a$ .

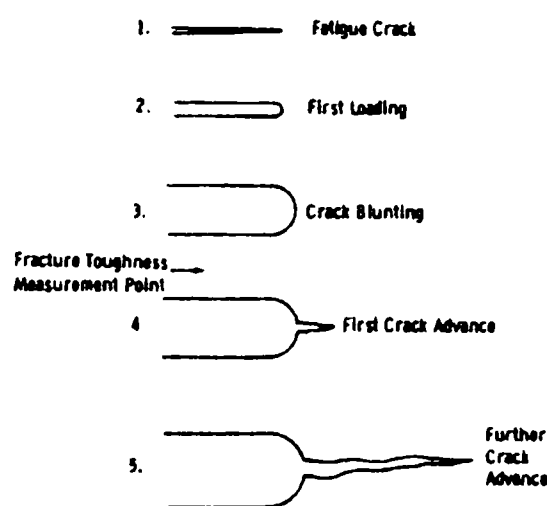


Figura 4. 48 Schema procesului de rupere

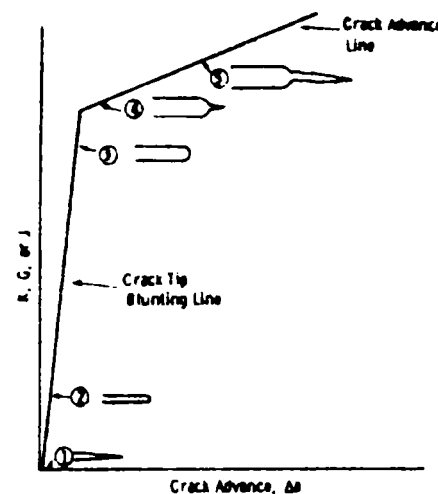


Figura 4. 49 Curba R

Obiectivul de bază al acestei grupe de încercări experimentale era determinarea valorii  $\delta_{crit}$ , atât la temperatura mediului ambiant, cât și la temperatura de exploatare a podului. Pe perioada de exploatare temperatura mediului ambiant variază în intervalul  $-20^{\circ}\text{C}$  și  $+30^{\circ}\text{C}$ , astfel încât s-a luat decizia determinării deschiderii critice la vârful fisurii la temperatura de  $-20^{\circ}\text{C}$ . Pentru podurile noi, temperatura de exploatare este considerată ca fiind  $-30^{\circ}\text{C}$ .

A fost aleasă o metodă care să poată fi executată într-un laborator cu dotare obișnuită. Cioclov [4.17] a propus în acest sens o metodă de determinare a valorii  $\delta_{crit}$ , având la bază o analiză riguroasă a deschiderii fisurii până în stadiul critic.

Încercarea a fost efectuată pe un ciocan Charpy de mică energie, din dotarea departamentului de Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică – UPT. Epruvetele utilizate sunt asemănătoare cu cele utilizate în mod frecvent la încercările de încovoiere prin șoc ( $10 \times 10 \times 55$ ) mm. Diferența dintre acestea constă în detaliul defectului executat și anume în locul creștăturii în formă de V, epruveta este prevăzută cu un șliț cu lățime foarte mică de 0,2 mm, practicat tot pe adâncimea de 2,0 mm. Deoarece grosimea materialului de bază nu a permis executarea unor astfel de epruvete cu secțiunea de  $10 \times 10$  doar în cazul grinzii principale, pentru lonjeroni și antretoaze s-au construit corpuri de probă cu dimensiuni reduse, păstrând cerințele impuse de mecanica ruperii în cazul unor astfel de încercări de tip CTOD. Dimensiunile, locul de prelevare și marcajul probelor este dat în anexa 4.2. Epruvetele au fost prefisurate, în continuarea șlițului, cu o fisură naturală de 1,0 mm.

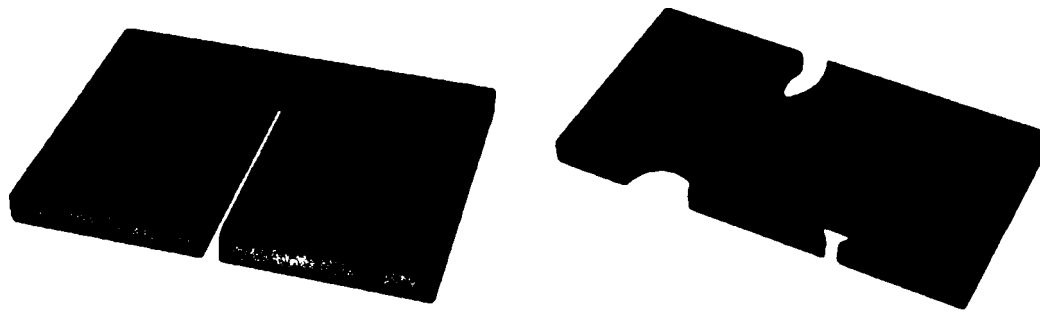
Realizarea defectului mecanic, a șlițului, s-a făcut prin procedeu de electroeroziune cu fir. Acest procedeu nu conduce la modificări ale structurii cristaline a materialului de probă.

Utilizarea electrotehnologiilor rezolvă o gama largă și variată de probleme tehnologice, ce se referă în primul rând la: precizie dimensională, precizie de formă, calitatea suprafețelor astfel prelucrate, etc. Dintre aceste metode de prelucrare neconvențională se pot aminti procedeele de prelucrare prin: electroeroziune, electrochimie, laser, ultrasunete, etc.

Tehnologia prelucrării pieselor prin electroeroziune este folosită în toate ramurile industriale: construcția de mașini, transporturi, metalurgie, industrie minieră, aeronautică, electronică, mecanică fină, ușoară, etc.

Prin electroeroziune se pot realiza o gamă foarte largă de operații, cum ar fi: găurirea simplă și profilată, prelucrarea găurilor curbe simple sau profilate, tăierea și debitarea materialelor dure și extradure în forme simple sau complexe, rectificarea interioară și exterioară, prelucrarea camelor și fantelor, prelucrarea matrițelor, ștanțelor, etc.

Utilizarea electroeroziunii pentru prelucrări suplimentare la piese metalice, cum ar fi: rectificarea, găurirea și în special debitarea de formă simplă sau complexă, s-a dovedit a fi deosebit de eficientă. Este cunoscut faptul că unele tăieturi drepte practicate în piese executate din oțeluri structurale folosite în construcții, se pot realiza și cu ajutorul unor discuri diamantate, dar dacă aceste tăieturi sunt fie de lățime foarte mică (caz în care ori nu există discuri de asemenea dimensiuni, ori ar trebui folosite multe astfel de discuri deoarece ar ceda în timpul executării din cauza unor mici imperfecțiuni de centrare ale mașinii), fie de formă complexă, ele nu se pot realiza decât prin procedee neconvenționale – spre exemplu electroeroziune.



**Figura 4. 50** Tăieturi în piese metalice

Debitarea, rectificarea, găurirea, frezarea, etc. prin electroeroziune prezintă un mare avantaj prin faptul că electrodul sculă și piesa nu sunt în contact, astfel încât nu se transmit presiuni pe suprafața piesei, respectiv nu se creează tensiuni interne în piesa care se prelucrează. Totodată temperatura de lucru nu influențează structura materialului, datorită faptului că descărcarea de energie în zona de lucru are loc pe suprafețe foarte mici, care sunt vârful microasperităților.

Mașinile de tăiat metale prin electroeroziune, funcție de natura electrodului – sculă, pot fi:

- ⇒ cu disc;
- ⇒ cu bandă;
- ⇒ cu fir;
- ⇒ cu lame.

**Mașini de tăiat cu fir prin electroeroziune:** La aceste mașini electrodul – sculă este un fir de sârmă calibrat cu diametre foarte mici, începând de la valoarea de  $d = 0,01$  mm, funcție de lățimea tăieturii dorite. Aceste fire sunt realizate din cupru sau molibden și au lungimi mari (7000 ... 12 000 m). Firul este întins între două role de ghidare, care se derulează continuu, cu o viteză a firului în zona de lucru aproximativ constantă. Acest fir trebuie să realizeze o tăietură simplă sau cu profil complex prin deplasarea relativă a doi electrozi pe două direcții în plan orizontal. Tăietura se execută pe mașini cu comandă numerică după program, astfel încât se obține o precizie ridicată și o foarte bună calitate a suprafeței și tăieturii realizate. Uzura specifică a firului este mică datorită lungimii mari pe care acesta o are. Când firul s-a derulat complet de pe rola superioară pe cea inferioară, ele pot fi inversate și procesul de tăiere poate continua. Pieseile mai simple pot fi prelucrate în pachet, mai multe deodată. Schimbarea rolor cu fir, în cele mai multe cazuri, se face datorită faptului că firul de tăiat se deteriorează și nu mai poate asigura precizia necesară. La aceste mașini dielectricul utilizat este apa distilată sau potabilă. Utilizarea apei ca dielectric oferă rezultate bune deoarece pe baza ei nu rezultă atâtea produse de impurificare în procesul de electroliză, iar vaporii de apă rezultați se condensează imediat, reconstituind dielectricul. De asemenea, datorită viscozității reduse pe care o are, antrenează într-o mai mică măsură produsele electroerozive din baie în zona de lucru, fapt ce face ca procesul de prelucrare să se desfășoare în condiții normale și în parte să fie vizibil, putând fi astfel urmărit de operator. Utilizarea apei ca dielectric are însă și unele dezavantaje și anume, faptul că în urma fenomenului de electroliză, la care este supusă apa, se degajă hidrogen și oxigen, gaze care constituie un amestec detonant ale cărui explozii pot provoca ruperea electrodului fir, sau chiar deplasarea piesei. Înlăturarea acestor inconveniente implică folosirea unor generatoare la care tensiunea medie la ieșire este nulă, deci cu impulsuri de foarte scurtă durată, astfel încât fenomenul de electroliză să fie redus la maximum. Folosirea acestor

generatoare permite prelucrarea în imersie totală, fără trimitere de dielectric nou în zona prelucrată, precum și folosirea apei de la rețea, nedesonizată.

La tăierea cu fir prin electroeroziune se impune păstrarea distanței „H” dintre electrodul – sculă fir și electrodul – piesă pentru ca procesul de prelucrare să se desfășoare în mod normal.

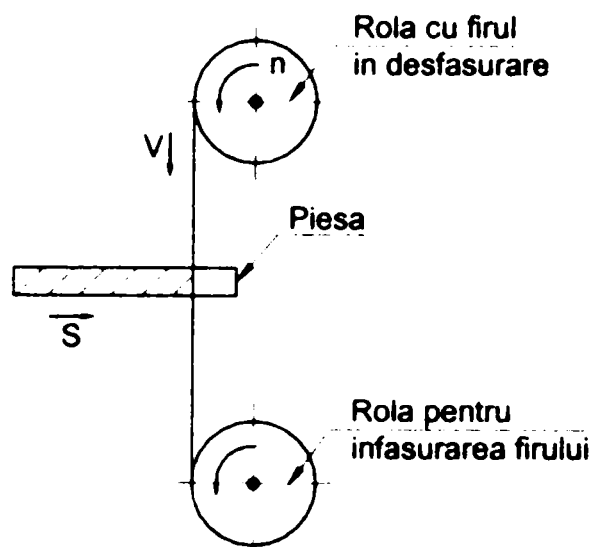


Figura 4. 51 Mașina de tăiat cu fir prin electroeroziune

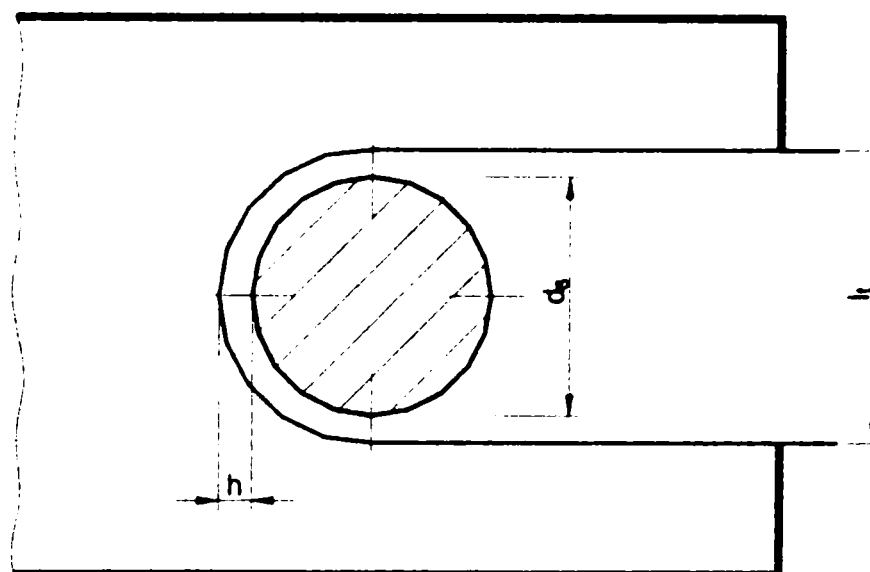


Figura 4. 52 Distanța h dintre electrod – sculă și electrod - piesă

Metoda Cioclov de măsurare optică a deschiderii la vârful fisurii necesită trasarea cât mai aproape de flancurile fisurii, aproximativ la 0,1 mm de acesta, a două linii de reper paralele AC și BD (figura 4.53).

Epruveta astfel pregătită, este supusă unor șocuri prin lansarea ciocanului Chapy de la diferite înălțimi, continuu crescătoare. Pentru fiecare înălțime de cădere a ciocanului se calculează deplasarea la vârful fisurii:

$$\delta = EF - \delta_0 \quad (4.7)$$

Făcând notațiile:  $p = AC = BD$ ;  $b = A_1B_1$ ;  $c = C_1D_1$  se poate scrie:

$$\delta = b - 2 \cdot a \cdot \operatorname{tg} \varphi - \delta_0$$

$$\text{unde: } \operatorname{tg} \varphi = \frac{b-c}{2 \cdot p} \quad (4.8)$$

$$\Rightarrow \delta = (b - \delta_0) - \frac{a}{p} (b - c) \quad (4.9)$$

Valorile  $\delta$ , calculate în acest mod pentru fiecare înălțime de cădere, se reprezintă grafic într-o diagramă  $\delta$  în raport cu  $h$  (înălțimea de cădere). Procedeeul de lovire a epruvetei cu ciocanul Charpy se repetă până când se realizează o desprindere a materialului la vârful fisurii, practic o extensie a acesteia, moment considerat critic. Acestui moment de măsurare îi corespunde valoarea  $\delta_{\text{crit}}$ .

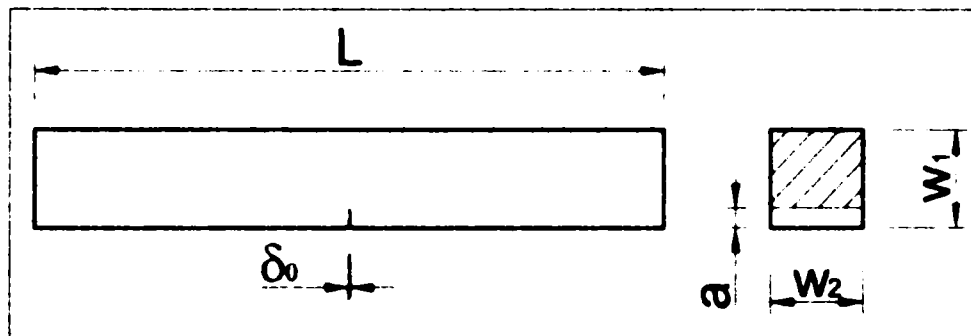


Figura 4.53 Geometria epruvetei CTOD

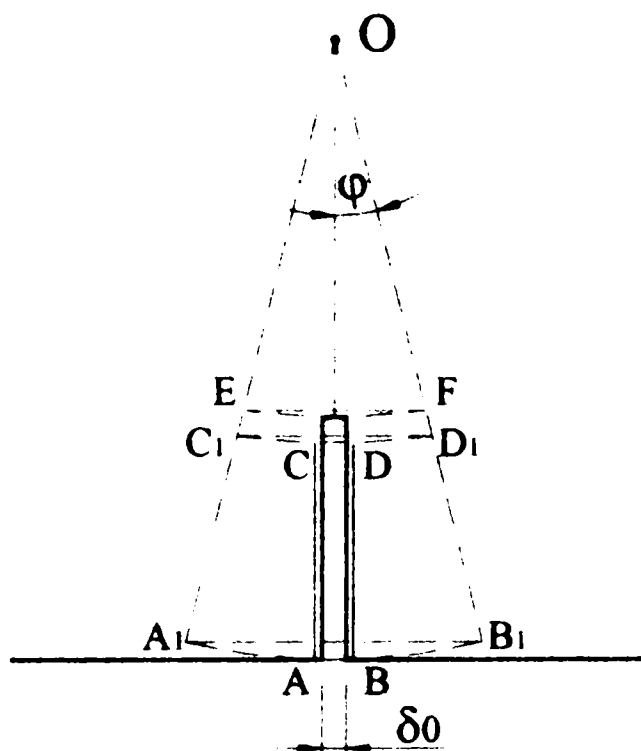


Figura 4.54 Construcția geometrică

Seriile de epruvete sunt prezentate în anexa 4.8, ele putând fi observate și în figura 4.55.

Încercările s-au executat în laboratorul institutului ISIM Timișoara. Aparatura utilizată în acest scop a fost:

- ciocan Charpy de energie mică;
- instalație de răcire pe bază de eter de petrol și azot lichid;
- termometru marca Namicon, tip Temp 3JKT, de mare precizie;

- microscop optic de laborator tip Carl Zeiss Jena, factorul de zoom 40x.

Toată aparatura beneficia de buletine de verificare metrologică. Echipamentul de încercare folosit este prezentat în figura 4.56.

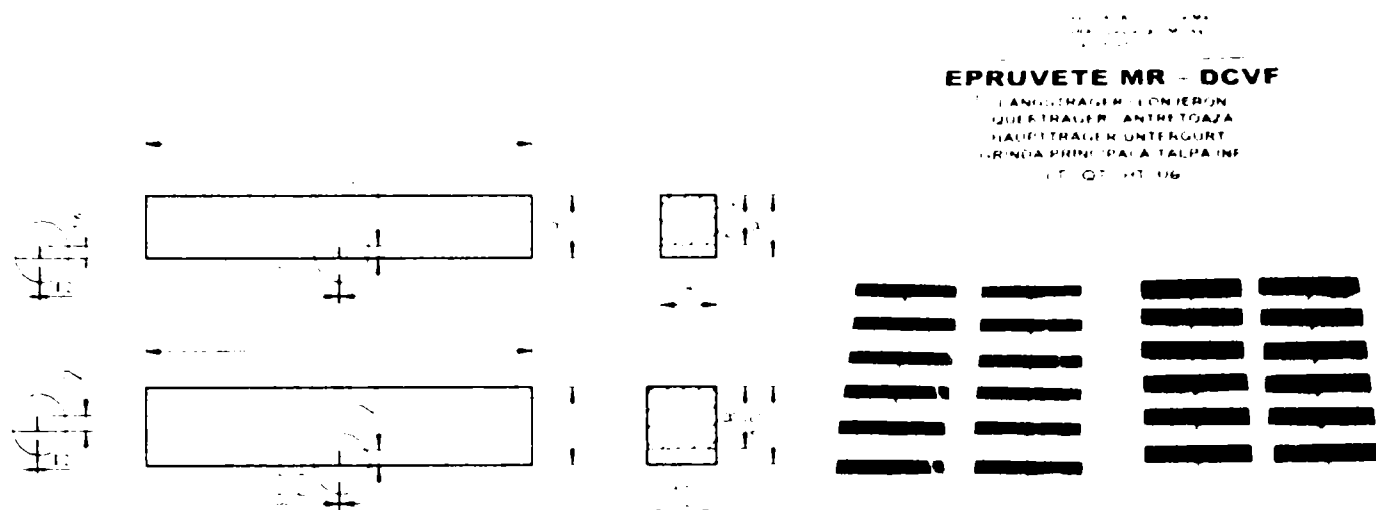


Figura 4. 55 Serile de epruvete



Ciocanul Charpy

Microscop



Instalație de răcire

Figura 4. 56 Echipamentul de încercare



Buletinele de încercare sunt prezentate în anexa 4.8. Pe baza valorilor determinate au fost trasate curbele – deschiderea la vârful fisurii în raport cu înălțimea de lansare a ciocanului.

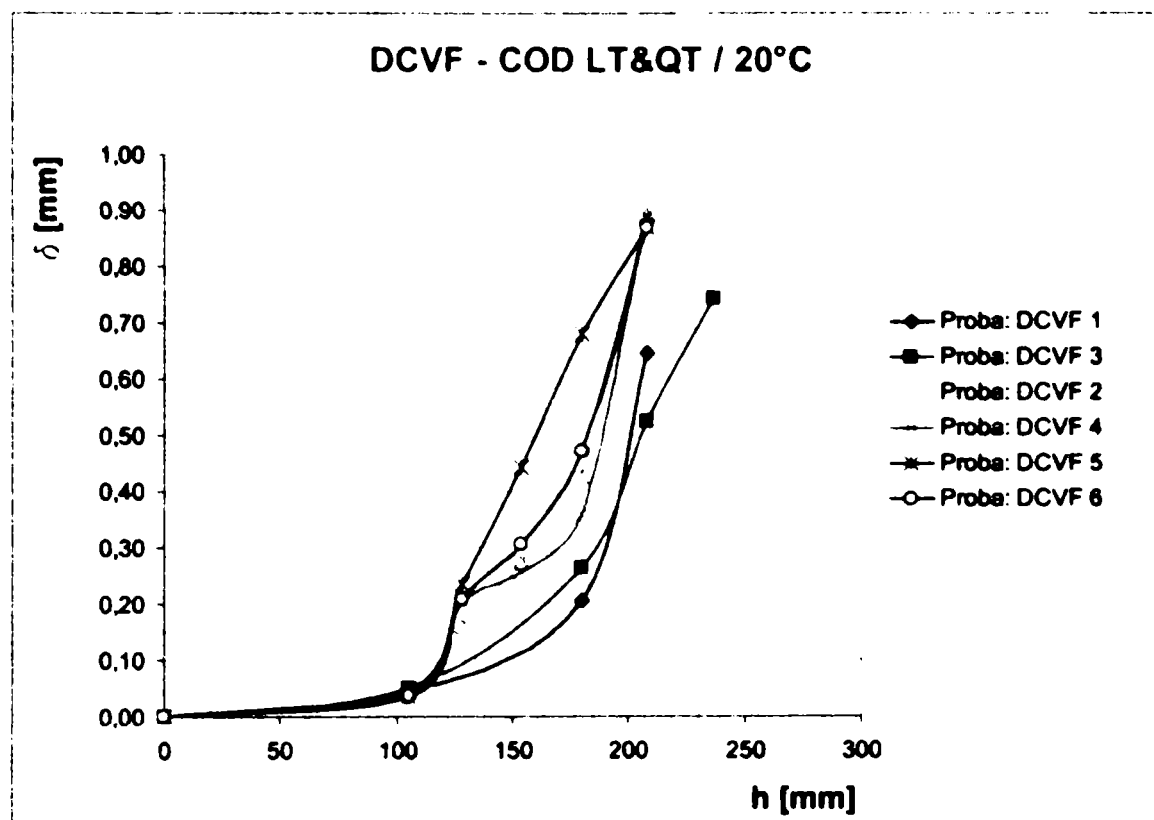


Figura 4.57 Curbe CTOD pentru lonjeroni și antretoaze,  $T = + 20^{\circ}\text{C}$

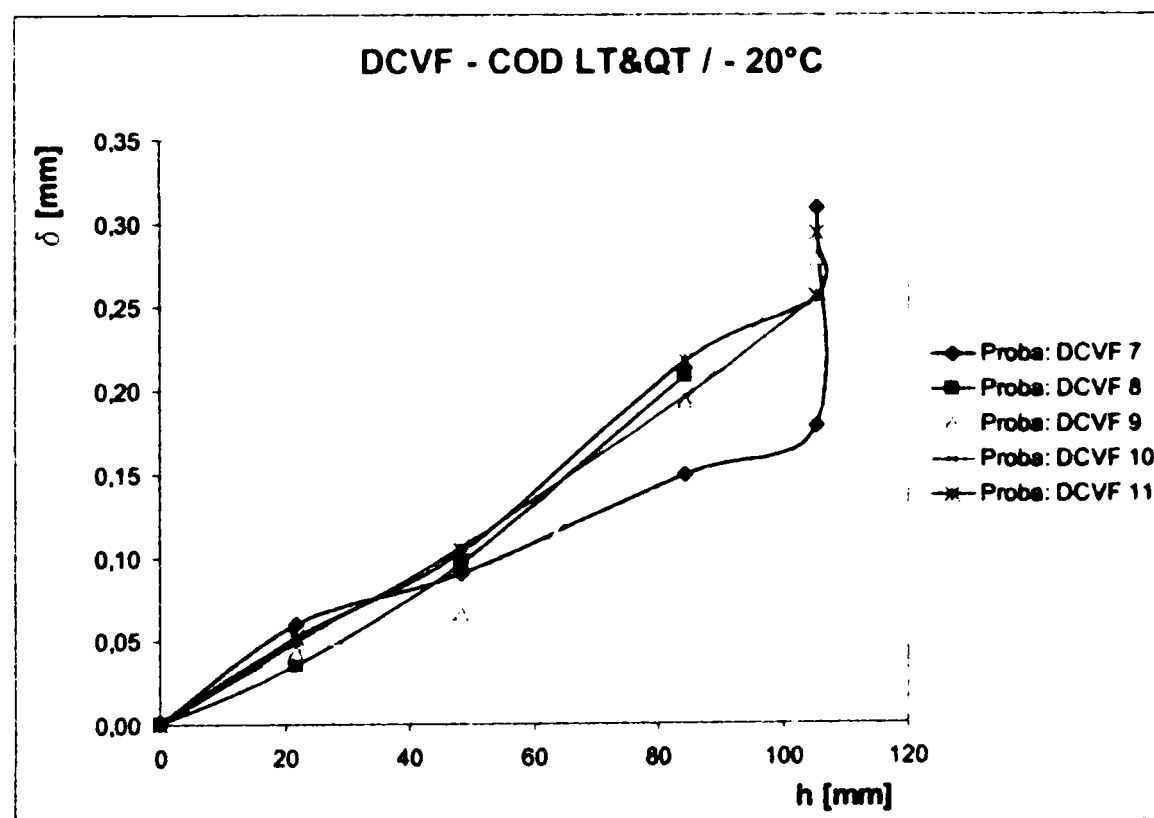
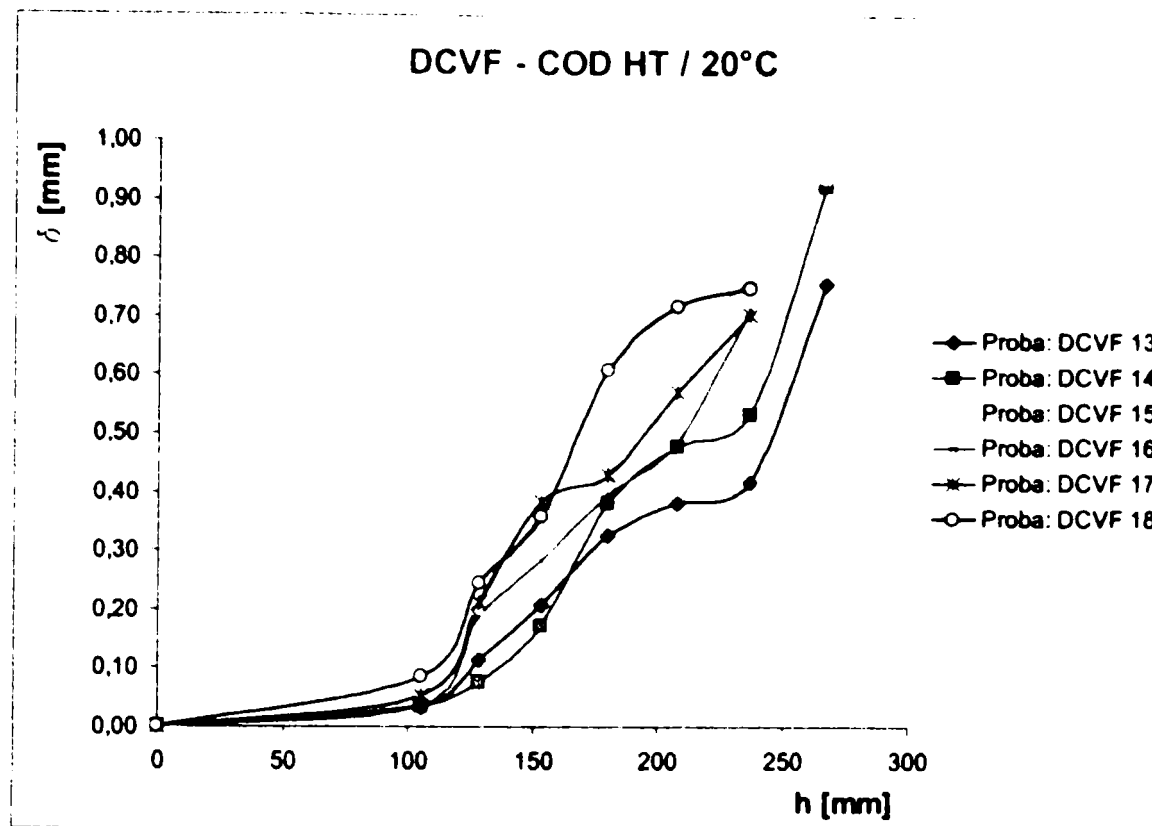
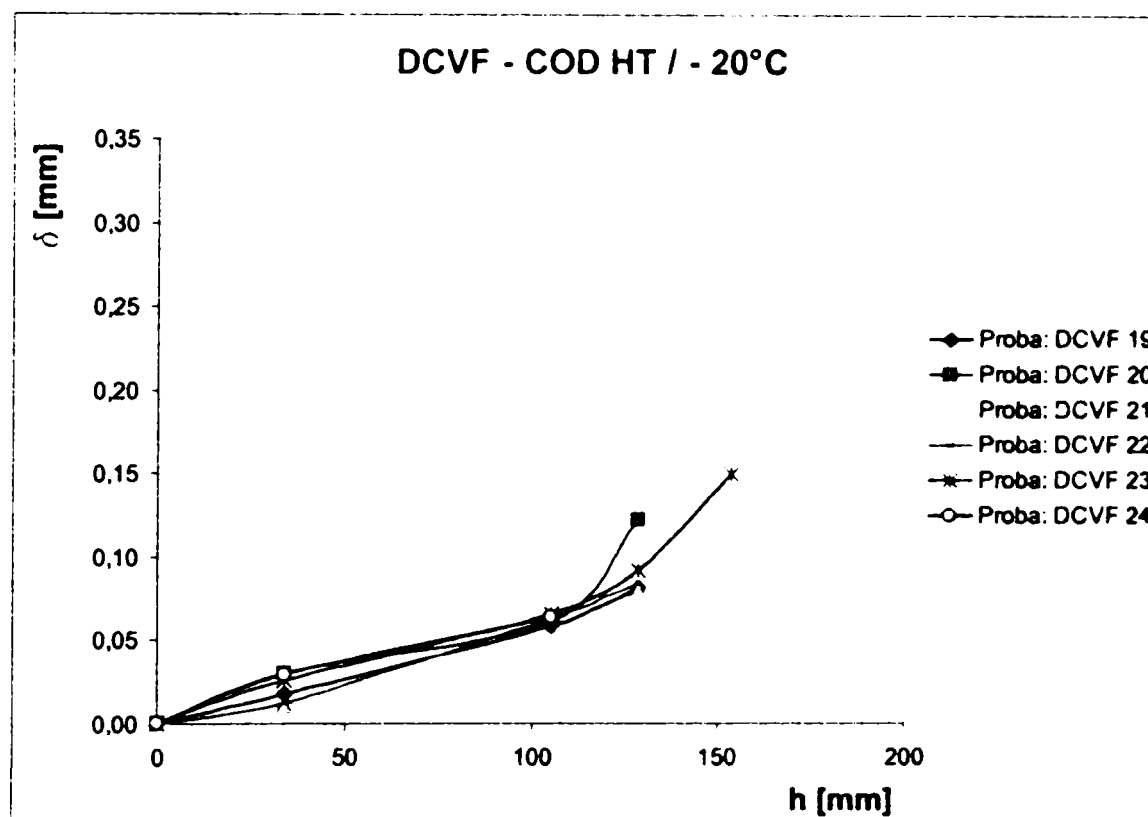


Figura 4.58 Curbe CTOD pentru lonjeroni și antretoaze,  $T = - 20^{\circ}\text{C}$



**Figura 4. 59** Curbe CTOD pentru grinda principală, T = + 20°C



**Figura 4. 60** Curbe CTOD pentru grinda principală, T = - 20°C

De asemenea pe baza valorilor deschiderilor critice la vârful fisurii determinate pentru fiecare epruvetă, a valorilor medii ale acestora determinate pentru cele 4 serii de rezultate și a valorii informative a temperaturii de tranziție stabilită în baza încercărilor de încovoiere prin șoc, au fost trasate următoarele diagrame, în care se pune în evidență variația valorilor DCVF în intervalul de temperatură - 20°C la + 20°C.

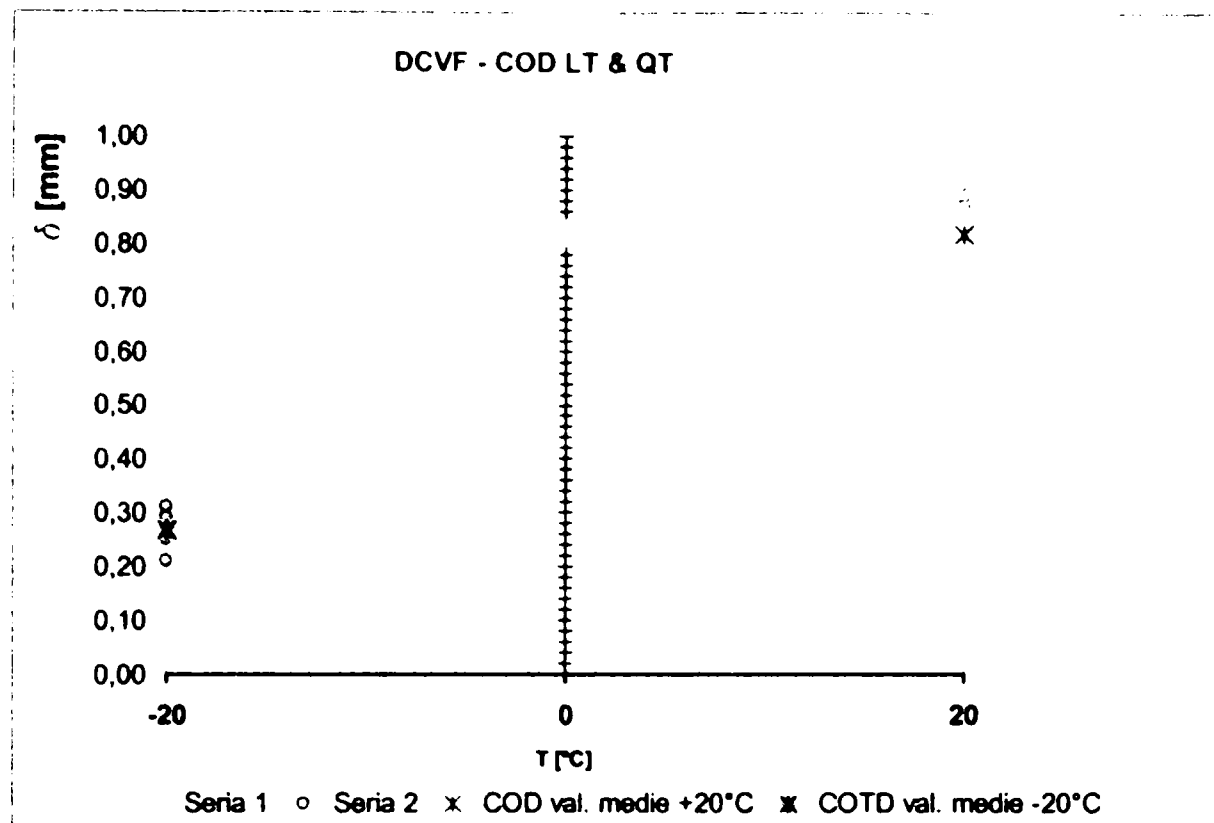


Figura 4. 61 Variația valorilor DCVF funcție de temperatură pentru lonjeroni și antretoaze

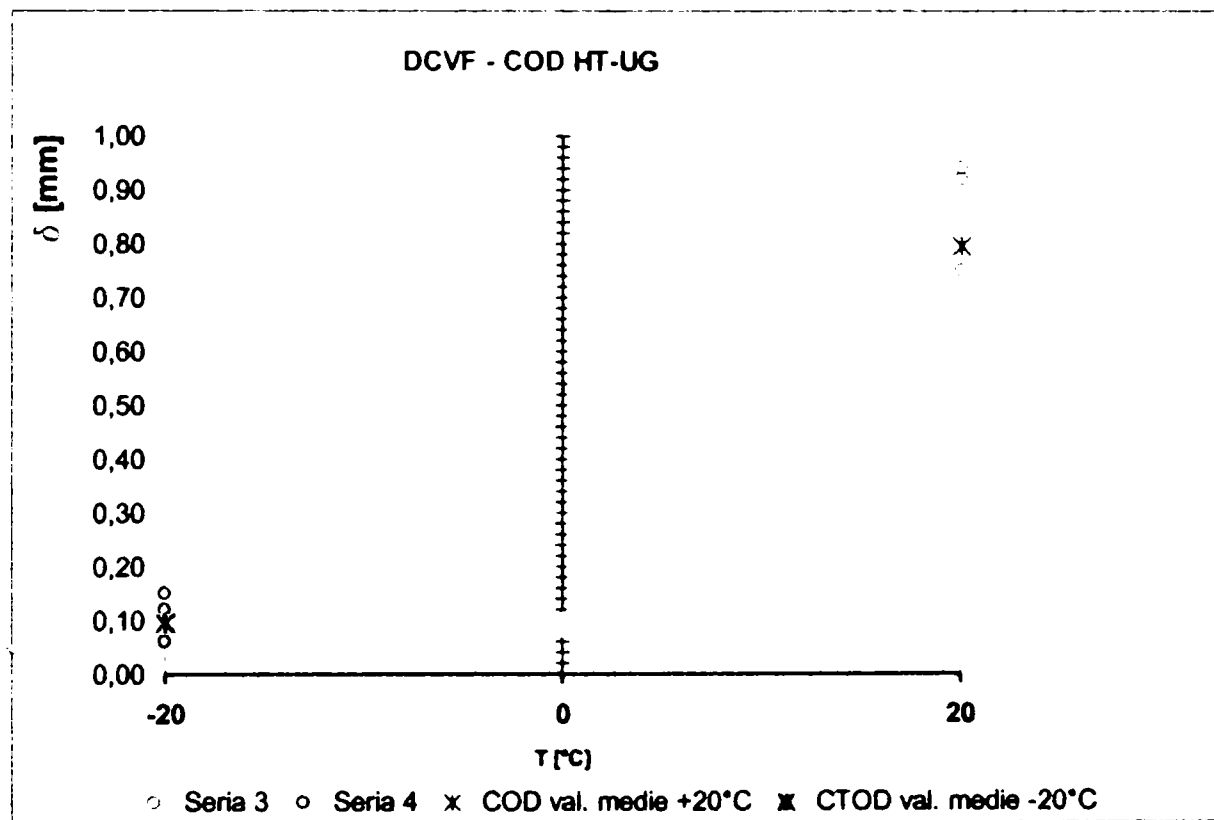


Figura 4. 62 Variația valorilor DCVF funcție de temperatură pentru grinda principală

### Observații și concluzii

În urma efectuării acestui tip de încercări de mecanica ruperii pentru determinarea deschiderii critice la vârful fisurii se poate concluziona faptul că acest procedeu are aplicabilitatea scontată în acest domeniu. Dealtfel, metoda Cioclov, utilizată de autor, a fost aplicată și în cadrul altor teme de cercetare [4.17], oferind rezultate bune. Corelarea valorilor  $\delta_{crit}$  cu valorile critice ale tenacității materialului va fi pe larg abordată în cadrul capitolului 5 al tezei.

#### 4.3.3.2 Determinarea vitezei de propagare a fisurilor

Această metodă de încercare are ca obiectiv determinarea constantelor de material  $C$  și  $m$ , utilizate în cadrul relației de propagare a fisurilor propusă de Paris și a avut la bază metodologia standard cuprinsă în normativul american de profil ASTM 647-93 [4.19]. Trasarea unor curbe de tipul creșterea fisurii  $\Delta a$  în funcție de numărul de cicluri  $N$ , constituie o problemă fundamentală în cadrul mecanicii ruperii, deoarece pe baza ei poate fi apreciată durata de viață a unui element structural sau a unei structuri în care s-a inițiat un defect macroscopic de tip fisură. Constantele de material  $C$  și  $m$  caracterizează starea reală a materialului obosit, corespunzătoare momentului de prelevare a probelor.

Au fost analizate următoarele componente structurale, și anume: lonjeroni (LT), prin recoltarea de probe atât din zona tălpilor întinse (inferioare) cât și din inimă, antretoaze (QT), de asemenea fiind cercetat materialul din platbandele de talpă inferioară și de inimă și grinda principală – talpa inferioară (HT-UG). În acest scop a fost prelevat un număr de 16 probe de tip C(T) – solicitate la tracțiune excentrică (vezi tabelul 4.4). Geometria, dimensiunile, marcajul și locul de prelevare a epruvetelor C(T) sunt indicate în planșele de prelevare și confecționare cuprinse în anexa 4.2.

ÎNCERCAREA	NORMA	Element	Nr./Elem./Var.		Varianta	Nr. total	Marcel	
Încercări de mecanica ruperii pentru determinarea vitezei de propagare a fisurilor pe probe CT	ASTME 647-93	LT	3	3	Talpă / Inimă	16	LT	1, 18, 19 (talpă); 36, 37, 38 (inimă)
		QT	4	3			QT	6, 7, 16, 17 (talpă); 45, 46, 47 (inimă)
		HT-UG	3				HT	24, 25, 26, 27

Tabelul 4. 4 Numărul probei / elementul din care s-a prelevat

La modul general, standardul lucrează cu două tipuri de epruvete C(T) – *standard compact tension specimen* și M(T) – *standard middle tension specimen*. Procedura de determinare a vitezei de propagare a fisurilor în materiale metalice se bazează pe utilizarea unor epruvete caracterizate de prezența unui defect de oboseală – fisură. Această prefisură are o lungime bine stabilită și se găsește în prelungirea vârfului defectului mecanic – al creștăturii. Funcție de tipul de creștătură executat în epruvetă, lungimile de prefisurare iau valori diferite, conform [4.19]. Epruvetele prefisurate sunt supuse apoi unui ciclu de oboseală, pe durata căruia sunt măsurate creșterile lungimii fisurii în funcție de numărul de cicluri corespunzătoare acestor creșteri. Cu aceste înregistrări se trece la trasarea curbelor de variație a lungimii fisurii versus

numărul de cicluri aplicate. Pe baza acestor curbe se determină viteza de propagare a fisurii  $da/dN$ , utilizând una din metodele descrise în standard: metoda secantei sau metoda aproximației polinomiale.

Aparatura necesară pentru executarea încercărilor se compune din:

- *Prinderi și fixări pentru probele CT:* Epruveta se prinde la ambele capete cu ajutorul unei chei și a domurilor pentru a i se permite rotația în timpul încărcării. Această epruvetă și acest fel de încărcare vor fi folosite doar pentru încărcare de tipul tensiune - tensiune. Proporțiile propuse și ecartul critic de toleranță a cheii și ale domurilor se vor da în funcție de lățimea ( $W$ ) sau grosimea ( $B$ ) a epruvetei, deoarece aceste dimensiuni pot varia între anumite limite. Distanța dintre cheie și dom este proiectată pentru a reduce încărcarea nelineară versus deplasare cauzată de rotația epruvetei și a domului. Folosirea acestui „aranjament” la încercarea de materiale cu limită relativ mică de curgere poate cauza deformarea plastică a găurii epruvetei. În mod similar, la încercarea materialelor de rezistență mare sau în cazul în care deschizătura cheii este  $> 1,05 B$  (sau ambele în același timp), atunci poate fi necesar un dom mai rigid (adică  $> 0,225 W$ ). În aceste cazuri se pot folosi găuri ale cheii cu fundul plat sau puncte de sprijin cu domurile de încărcare potrivite ( $\Delta = 0,24 W$ ) (vezi anexa A2 din ASTM 647). Folosirea unui aliaj cu limita de curgere de 1000 – Mpa (150 – ksi) – de ex. oțel AISI 4340 – pentru cheie și domuri oferă rezistența potrivită la tocire și oboseală.
- *Mașina de încercare.* Mașina pentru încercare trebuie să fie astfel aleasă încât distribuția tensiunii să fie simetrică față de creștătură și  $K_{max}$  în timpul prefisurării – cu un control de până la  $\pm 5\%$ . Va trebui să se verifice dacă celula de încărcare a mașinii este în concordanță cu E4 și Practica E467. Încercarea trebuie astfel efectuată încât valorile  $\Delta P$  și  $P_{max}$  să fie controlate cu până la  $\pm 2\%$ . De asemenea, se cere un dispozitiv digital exact pentru a calcula ciclurile executate. Un supliment binevenit al contorului / dispozitivului de măsurare ar fi un cronometror. Nu se folosesc factori de multiplicare (de ex.  $\times 10$ ,  $\times 100$ ) pentru dispozitivele de contorizare atunci când se obțin date cu ritmul de propagare mai mare decât  $10^{-5}$  m/ciclu, deoarece ele pot introduce erori importante în determinarea ritmului de creștere.
- *Aparatura necesară pentru măsurarea lungimii fisurii.* Măsurătorile lungimii fisurii din oboseală trebuie făcute ca o funcție a ciclurilor încheiate, cu ajutorul unei tehnici vizuale (sau a altei tehnici echivalente), capabilă să rezolve extinderi ale fisurii de 0,10 mm sau 0,002  $W$  (care dintre aceste valori este mai mare). Pentru măsurători vizuale este necesară ștergerea suprafeței de măsurare a epruvetei înainte de încercare și folosirea unei surse indirecte de lumină care ajută la rezoluția vârfului fisurii. Se recomandă ca înainte de încercare să se aplice semne pe epruvetă la intervale prestabilite pe direcția de fisurare; astfel se poate măsura lungimea fisurii folosind un microscop mobil de mică putere (20 – 50X). Dacă se atașează epruvetei o rețea foto de precizie sau o scală din poliester, atunci lungimea epruvetei poate fi determinată în mod direct cu orice aparat de măsurat care dă rezoluția dorită. Este preferabil ca măsurătorile să fie făcute fără a întrerupe încercarea. Măsurătorile lungimii fisurii trebuie făcute la intervale astfel încât datele  $da/dN$  să fie distribuite aproape egal față de  $\Delta K$ . Se recomandă următoarele intervale de măsurare funcție de felul epruvetei: pentru epruvete CT se indică

$$\Delta a \leq 0,04W \text{ pentru } 0,25 \leq a/W \leq 0,40 \quad (4.10)$$

$$\Delta a \leq 0,02W \text{ pentru } 0,40 \leq a/W \leq 0,60 \quad (4.11)$$

$$\Delta a \leq 0,01W \text{ pentru } a/W \geq 0,60 \quad (4.12)$$

Se recomandă un  $\Delta a$  minim de 0,25 mm. Cu toate acestea pot apărea situații în care  $\Delta a$  trebuie să fie redus sub 0,25 mm pentru a obține cel puțin 5 puncte  $da/dN$ ,  $\Delta K$  aproape de

limită (vezi paragraful 9.4). În orice caz,  $\Delta a$  minim va fi de 10 ori lungimea preciziei de măsurare a lungimii fisurii.

În continuare se vor descrie etapele principale efectuate în cadrul încercărilor de laborator. Se menționează faptul că aceste lucrări au fost executate în cadrul laboratorului specializat al Universității Tehnice din München.

► **Etapa 1 – Pregătirea probelor**

Prelevarea brută a epruvetelor s-a efectuat în cadrul ISIM Timișoara. Executarea defectului mecanic și anume a creștăturii și a găurilor de prindere / aplicare a forței a fost efectuat în laboratorul specializat din cadrul TU München. În mod evident după efectuarea acestor operațiuni s-a realizat o corectare a suprafețelor probelor prin rectificare plană. Aceste proceduri de realizare a corpurilor de probă au respectat cu strictețe prevederile normei americane ASTM 647, astfel încât nu a fost afectată structura cristalină a materialului. A fost păstrat marcajul efectuat la ISIM Timișoara pentru a nu fi încurcate pozițiile de prelevare; numărul probei a fost ștanțat pe grosimea probei, ca în figura 4.64.

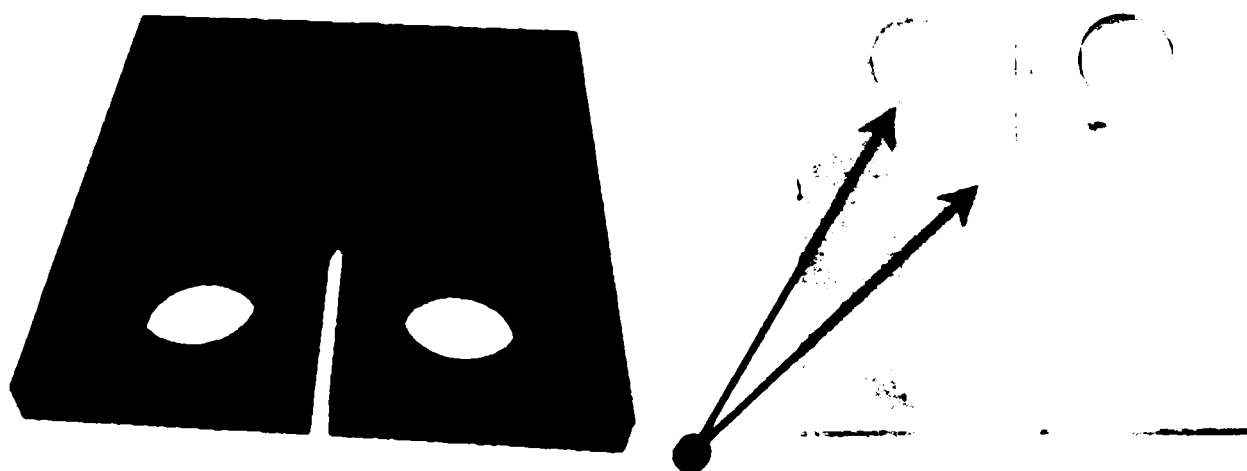


Figura 4. 63 Pregătirea probelor

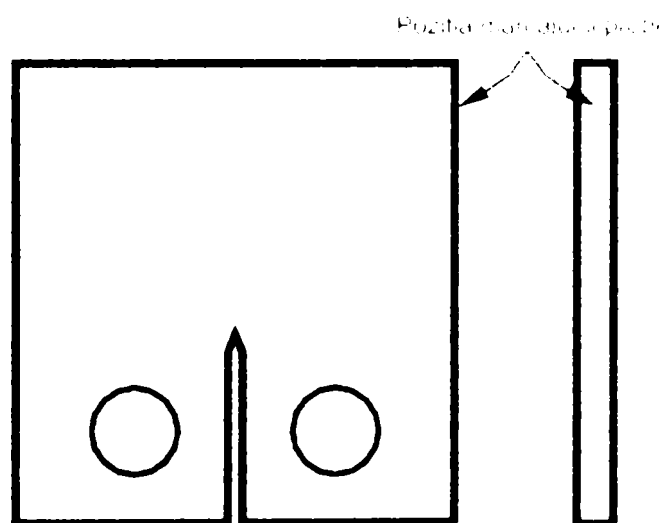


Figura 4. 64 Poziția marcatului probei CT

Tot în cadrul acestei etape s-a efectuat și verificarea dimensiunilor probelor CT. Seriile de epruvete (anexa 4.9) sunt prezentate în fotografia următoare.

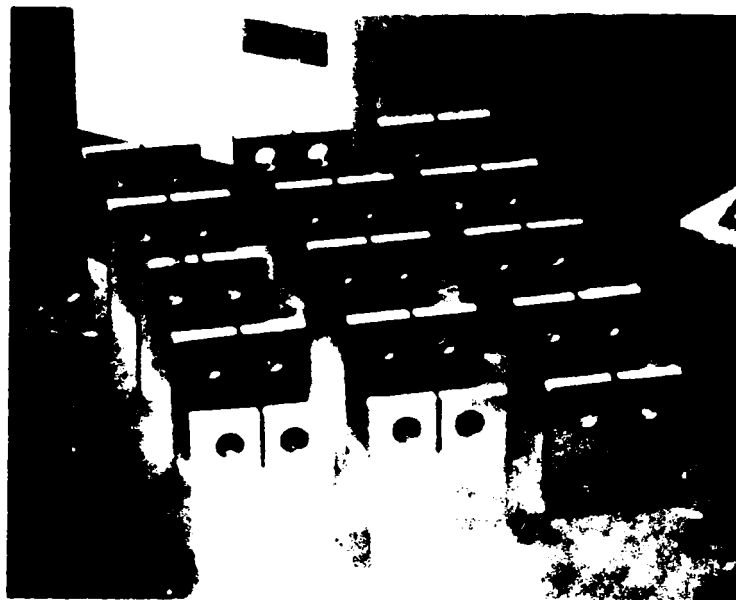


Figura 4.65 Serii de epruvete

► **Etapa a II-a – Prefisurarea probelor**

Prefisurarea probelor s-a efectuat în baza unui ciclu de oboseală cu amplitudine constantă. Determinarea forțelor maxime și minime ale ciclului au respectat prevederile normativului ASTM 647. Lungimea prefisurii a fost aceeași la toate probele CT, și anume  $a = 2,0$  mm. Pentru siguranță, prefisurarea s-a efectuat în două etape:

- În prima etapă, pentru primii 1,3 mm, a fost aplicat un ciclu cu amplitudine constantă având valorile limită ale forțelor de:

$$P_{\max} = 18 \text{ kN}$$

$$P_{\min} = 4,5 \text{ kN}$$

- A doua etapă a constat în realizarea ultimilor 0,7 mm din lungimea prefisurii inițiale de oboseală. Ciclul aplicat a fost alcătuit din:

$$P_{\max} = 15 \text{ kN}$$

$$P_{\min} = 3,75 \text{ kN}$$

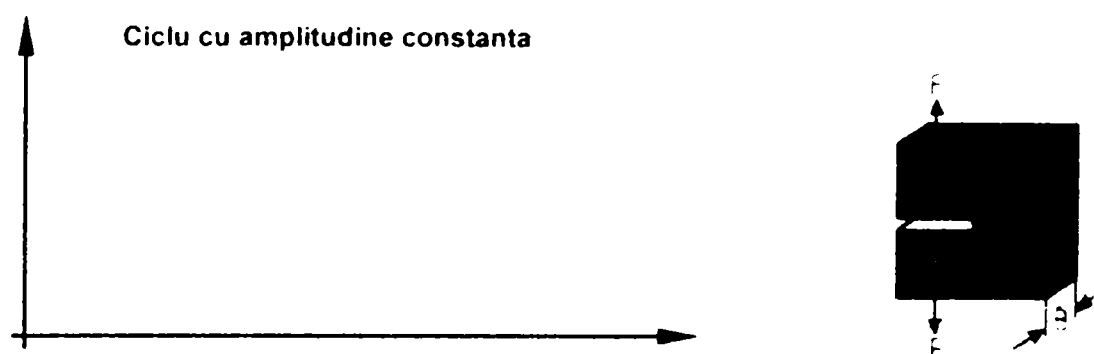


Figura 4.66 Ciclu de prefisurare prin oboseală a epruvetelor

Frecvența de aplicare a fost de 2 Hz.

Această etapă a prefisurării epruvetelor este deosebit de importantă, deoarece ea trebuie să aibă ca rezultat o creșteră ascuțită din oboseală, de mărime și direcție potrivită și să asigure o dimensiune minimă acceptată a zonei plastice la vârful fisurii.

Lungimea finală a prefisurii din oboseală a fost măsurată atât pe fața epruvetei cât și pe spatele acesteia. Dacă lungimile fisurii măsurate pe cele două fețe ale epruvetei diferă cu mai

mult de 0,25B, atunci operațiunea de prefisurare nu este potrivită, iar continuarea încercării nu ar aduce rezultate valabile. Dacă fisura din oboseală se îndepărtează cu mai mult decât limita admisibilă de la simetria în plan (vezi 8.8.3), atunci epruveta nu este potrivită pentru încercarea ulterioară.

La finalul acestei etape au fost efectuate, din nou, măsurători ale dimensiunilor epruvetelor (vezi anexa 4.9).



Figura 4. 67 Probă CT prefisurată

**Aparatura** utilizată a constat din:

- Piese de fixare ale epruvetei și anume cheile și domurile de prindere și de transmitere a încărcării s-au executat în conformitate cu cerințele normativului urmat.
- Mașina de încercare utilizată a fost o presă Instron cu capacitatea de solicitare de +/- 100 kN, dotată cu pulsator hidraulic, captor de forță și cronometrul al numărului de cicluri de solicitare aplicat.
- Un microscop mobil pentru urmărirea creșterii fisurii în timpul aplicării ciclului de oboseală, Periplan 20x, cu scală de măsurare.
- O sursă suplimentară de lumină.

► **Etapa a III-a – Încercarea propriu – zisă**

În cadrul acestei etape au fost efectuate încercări la oboseală a epruvetelor prefisurate, până la rupere, în baza unor solicitări de oboseală de tipul tracțiunii ondulate ( $R > 0$ ), cu variație sinusoidală și amplitudine constantă a sarcinii.

Fiecare serie de probe a conținut în principal 3 epruvete. În unele cazuri a existat și o epruvetă suplimentară de rezervă. Cele trei epruvete ale fiecărei serii au fost încercate la un ciclu de oboseală cu coeficientul de asimetrie egal ( $R = 0,25$  – raport ce caracterizează solicitările reale din exploatarea podului), dar pentru valori diferite ale forțelor, minime și maxime, ce compun ciclul. Frecvența solicitării de oboseală a fost de 2 Hz.

Ciclurile de oboseală au fost următoarele:

- **Ciclul 1:**  $P_{\max} = 18 \text{ kN}$  și  $P_{\min} = 4,5 \text{ kN}$
- **Ciclul 2:**  $P_{\max} = 17 \text{ kN}$  și  $P_{\min} = 4,25 \text{ kN}$



- **Ciclul 3:**  $P_{max} = 16 \text{ kN}$  și  $P_{min} = 4,0 \text{ kN}$

Aparatura utilizată a fost aceeași ca în etapa a II-a de prefisurare a probelor.



Figura 4. 68 Mașina de încercat cu urmărire optică a creșterii fisurii



Figura 4. 69 Electronica mașinii de încercat

Citirile creșterilor de fisură s-au înregistrat optic, pentru o creștere constantă  $\Delta a = 0,25 \text{ mm}$ . Pentru toate epruvetele au fost obținute puncte suficiente de citire, astfel încât nu a trebuit eliminată nici o înregistrare. Principiul de urmărire și înregistrare este prezentat schematic în figura următoare.

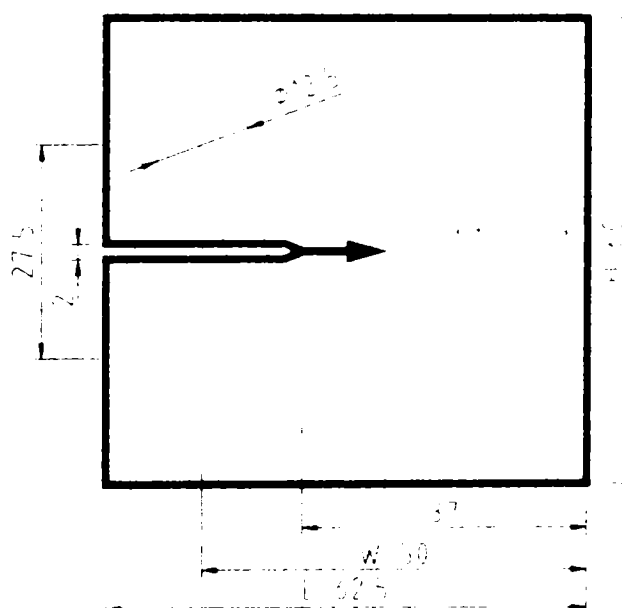


Figura 4. 70 Intervalele de înregistrare

Principalele faze din timpul unei încercări propriu - zise sunt cuprinse în următoarele fotografii.



Figura 4. 71 Fazele încercării

Pe baza datelor înregistrate au fost trasate curbele a – N (figura 4.72); aceste diagrame sunt incluse în anexa 4.9 pentru toate seriile de epruvete.

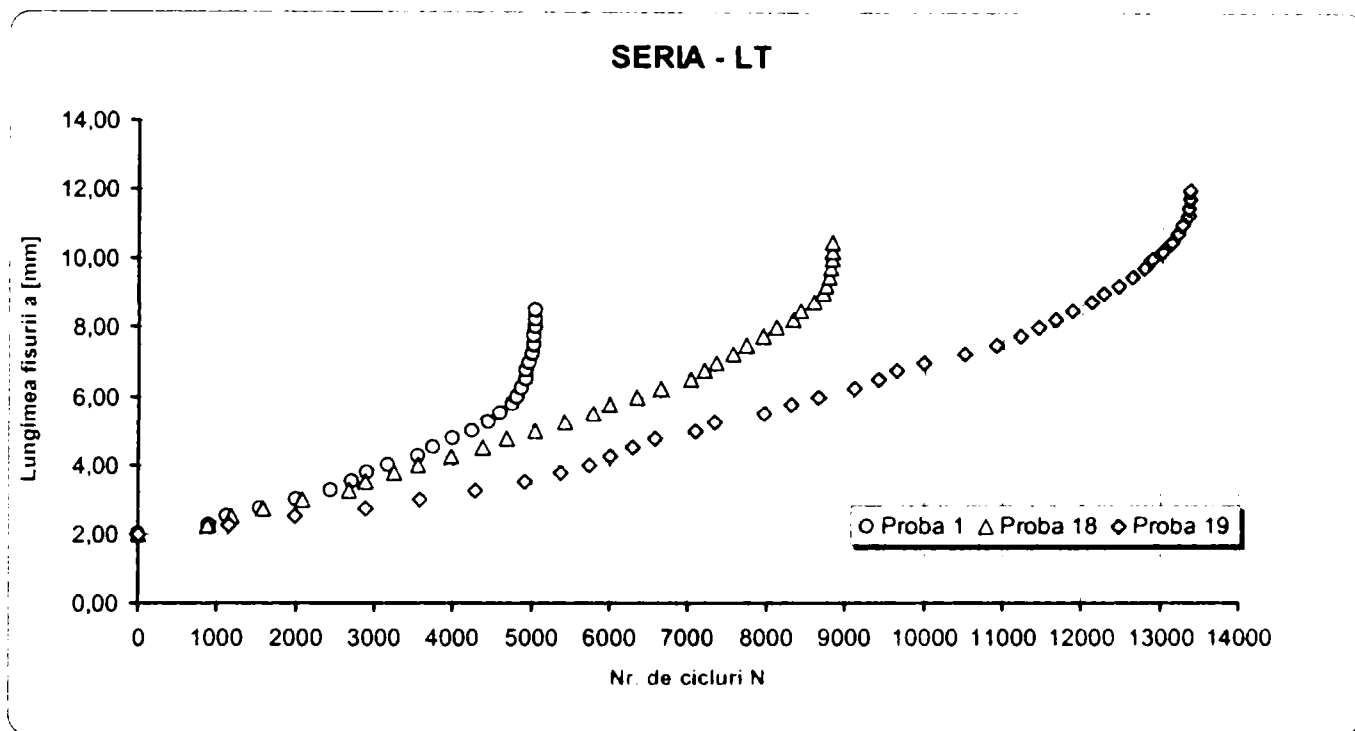


Figura 4. 72 Curbele a – N pentru seria de epruvete LT (lonjeron)

Temperatura de încercare, atât în etapa de prefisurare a probelor, cât și în etapa a III-a a încercării propriu – zise, a fost cea a mediului ambiant,  $T = 15 \pm 5^\circ\text{C}$ , iar mediul de încercare a fost aerul. Temperatura reprezintă un factor de influență important în procesul de propagare a fisurilor în oțeluri. Pe baza analizei literaturii de specialitate din domeniu s-a constatat că în condițiile unor temperaturi ridicate viteza de propagare a fisurilor crește. Explicația acestei creșteri se bazează pe contribuția aportului de energie introdus prin fluxul termic în volumul materialului, energie care activează suplimentar sursele de amorsare a fisurilor (goluri, vacanțe, aglomerări de dislocații, limitele de grăunți), favorizând astfel, la nivel microstructural, procesele de rupere. Acțiunea temperaturilor negative asupra vitezei de propagare a fisurilor în oțeluri este mai puțin studiată, rezultatele experimentale existente relevând o influență redusă a acestor temperaturi.

Spre exemplu, R.J. Bucci a investigat propagarea fisurilor la oboseală la două mărci de oțeluri aliate de nichel, mărcile 5Ni, respectiv 9Ni și la îmbinările sudate ale mărcii 5Ni. Temperaturile de încercare au fost de  $-160^\circ\text{C}$ ,  $-200^\circ\text{C}$  și temperatura ambiantă ( $22^\circ\text{C}$ ). Epruvetele utilizate au fost de tipul C(T) cu grosimea de 25 mm. Investigațiile la oțelul 5Ni s-au efectuat pe probe prelevate atât din metalul de bază cât și din zona influențată termic și din sudura unei îmbinări sudate cap la cap. Rezultatele experimentale ale investigațiilor au arătat că la  $-200^\circ\text{C}$  viteza de propagare a fisurii în oțelul 5Ni a avut o ușoară tendință de creștere, comparativ cu vitezele de propagare obținute la temperatura camerei și la  $-160^\circ\text{C}$ . La temperatura de  $-160^\circ\text{C}$  și la temperatura camerei, vitezele de propagare au avut valori apropiate. Diferențe mici între vitezele de propagare ale fisurii la temperatura de  $-200^\circ\text{C}$  și temperatura camerei s-au obținut în cazul oțelului 9Ni [cf. 4.24].

► **Etapa a IV-a – Calculul și interpretarea rezultatelor**

Determinarea vitezei de propagare a fisurii se face pe baza curbelor  $a - N$  trasate în cadrul încercărilor experimentale, conform metodei creșterii polinomiale, recomandată în anexa IX a normei ASTM 647-93. Această metodă utilizată pentru determinarea lui  $da/dN$  implică ajustarea parabolei polinomiale de ordinul 2 în seturi  $(2n+1)$  de puncte succesive de date, unde  $n$  este, de obicei, 1, 2, 3 sau 4. Forma ecuației de ajustare a lungimilor intermediare ale fisurilor este:

$$\hat{a}_i = b_0 + b_1 \left( \frac{N_i - C_1}{C_2} \right) + b_2 \left( \frac{N_i - C_1}{C_2} \right)^2 \quad (4.13)$$

$$\text{unde } -1 \leq \frac{N_i - C_1}{C_2} \leq +1 \quad (4.14)$$

iar  $b_0$ ,  $b_1$  și  $b_2$  sunt coeficienți de regresie, care se determină prin metoda celor mai mici pătrate, pe domeniul valorilor  $a_{i-n} \leq a \leq a_{i+n}$ . Valorile parametrilor  $C_1$  și  $C_2$  se calculează cu următoarele relații:

$$C_1 = \frac{1}{2}(N_{i-n} + N_{i+n}) \quad (4.15)$$

$$C_2 = \frac{1}{2}(N_{i+n} - N_{i-n}) \quad (4.16)$$

Viteza de propagare a fisurii,  $da/dN$ , se obține prin derivarea parabolei de mai sus, care se exprimă prin relația:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_i = \frac{b_1}{C_2} + 2b_2 \frac{N_i - C_1}{(C_2)^2} \quad (4.17)$$

Pentru calculul parametrilor regresiei ce definește relația  $a_i=f(N_i)$  a fost utilizat un program automat de calcul, care are ca date de intrare valorile intermediare  $a_i$  și  $N_i$ , obținute experimental. Acest program, scris în Fortran, utilizează schema menționată mai sus, pentru  $n = 3$ , adică 7 puncte succesive. Descrierea programului se face în tabelul XI.1 din ASTM 647-93. Acest program permite și calculul valorilor variației  $\Delta K$  a factorului de intensitate a tensiunii la vârful fisurii corespunzător lungimilor de creștere a fisurilor înregistrate. Valorile  $\Delta K$  au fost calculate pe baza relației date de norma americană pentru cazul epruvetelor CT:

$$\Delta K = \frac{\Delta P(2 + \alpha)}{B\sqrt{W}(1 - \alpha)^2} (0,886 + 4,64\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4) \quad (\text{în } N/\text{mm}^{3/2}) \quad (4.18)$$

în care:

$\alpha = a_i / W$ ; expresie validă pentru  $a/W \geq 0,2$ ;

$a_i$  – lungimea fisurilor înregistrate;

$\Delta P$ - variația forței aplicate în ciclul de oboseală, ( $\Delta P = P_{\max} - P_{\min}$ ), (în N);

B- grosimea epruvetei (în mm);      W- lățimea epruvetei (în mm);

Pe baza valorilor determinate  $da/dN$ , respectiv  $\Delta K$ , programul determină automat și constantele de material C și m prin logaritizarea relației lui Paris:

$$\ln\left(\frac{da}{dN}\right) = \ln C + m \cdot \ln \Delta K \quad (4.19)$$

unde  $\ln C$  și  $m$  reprezintă ordonata la origine respectiv panta dreptei dată de ecuația de mai sus.

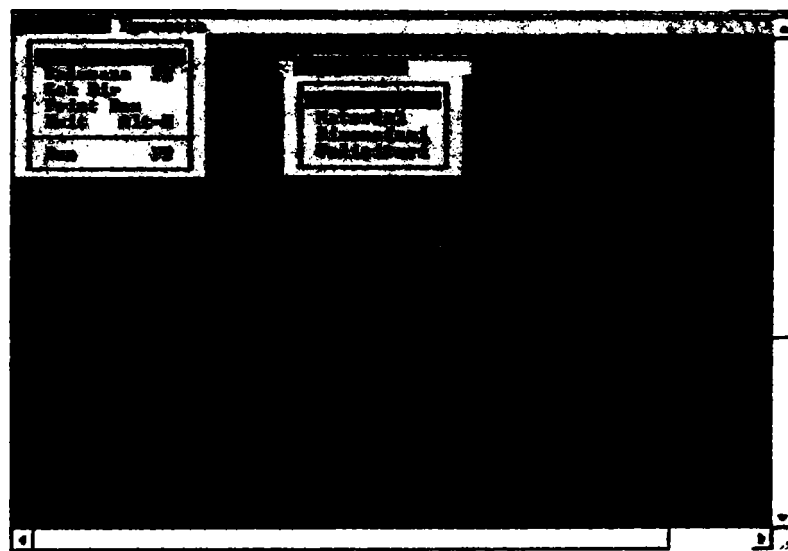


Figura 4. 73 Interfața programului

**Date intrare program:** fișier date experimentale ( $a - N$ ), tipul epruvetei, date despre material (marcă, limita de curgere), dimensiunile probei ( $W -$  lățime,  $B -$  grosime), solicitări (forța maximă, forța minimă, frecvența, mediul de încercare, temperatura de încercare, numărul de puncte de calcul).

**Date ieșire program:** fișier \*.txt – figura 4.74

Rezultate

Marca: Epruveta: CT19    Material: MS-1010 OL37    Limita de Curgere: 270[MPa]  
 Latime Epruveta: 15    Grosime Epruveta: 8  
 Mediu Incercare: aer    Temperatura de Incercare: 15 +/- 1 [C]  
 Forța minima: 400[N]    Forța Maxima: 1600[N]    Frecvența Sollicitare: 2[Hz]

nr	Cicluri	A	Ar	B	Bk	Da/Dn	S	Az
1	0	15.00						
2	1130	15.23						
3	1805	15.50						
4	2878	15.75	15.76	1.000	211.6	0.0003234	1049.6	282.1
5	3571	16.00	15.99	0.999	215.6	0.0003631	1041.2	287.5
6	4272	16.25	16.25	0.998	220.2	0.0004262	1036.2	293.6
7	4813	16.50	16.53	0.995	225.4	0.0005199	1028.4	300.5
8	5368	16.75	16.77	0.998	230.0	0.0006382	1021.6	308.7
9	5729	17.00	17.03	0.999	234.8	0.0007558	1014.8	313.0
10	5990	17.25	17.25	0.995	239.7	0.0007901	1008.0	319.6
11	6284	17.50	17.48	0.995	244.6	0.0007665	1001.4	326.1
12	6578	17.75	17.72	0.998	249.8	0.0007374	994.6	331.6
13	7088	18.00	18.03	0.998	257.3	0.0008372	985.1	343.0
14	7339	18.25	18.18	0.993	260.4	0.0008102	982.2	347.2
15	7938	18.50	18.55	0.995	269.3	0.0009379	970.6	359.1
16	8362	18.75	18.75	0.994	274.5	0.0008243	964.6	366.0
17	8836	19.00	18.96	0.996	280.0	0.0008748	958.4	373.1
18	9215	19.25	19.29	0.997	289.4	0.0007334	948.1	383.0
19	9410	19.50	19.53	0.995	294.3	0.0007086	941.1	395.1
20	9847	19.75	19.71	0.992	301.7	0.0007049	935.6	402.3
21	9982	20.00	19.93	0.994	309.4	0.0007159	928.1	412.5
22	10501	20.25	20.27	0.990	319.9	0.0006879	918.1	426.3
23	10902	20.50	20.53	0.995	328.6	0.0007964	910.4	438.1
24	11212	20.75	20.77	0.999	337.6	0.0008022	902.5	450.1
25	11440	21.00	20.99	0.999	345.9	0.0010143	895.6	461.2
26	11652	21.25	21.22	0.999	355.1	0.0011180	888.1	473.1
27	12114	21.75	21.79	0.999	379.1	0.0012875	849.8	505.1
28	12288	22.00	21.98	0.999	388.2	0.0013628	843.1	517.6
29	12455	22.25						
30	12632	22.50						
31	12784	22.75						

C = 1.073134674139336-0007; M = 1.161016781176886-0000

Figura 4. 74 Fișierul de rezultate pentru proba CT 19 al programului automat de calcul (\*.txt)

Deoarece metodologia aplicată se bazează pe presupunerea că materialul are un comportament linear – elastic, în cadrul programului de calcul automat au fost introduse spre procesare doar punctele înregistrate pe perioada în care materialul a respectat presupunerea făcută. Acest lucru se poate observa prin inspectarea suprafeței rupte a probelor.

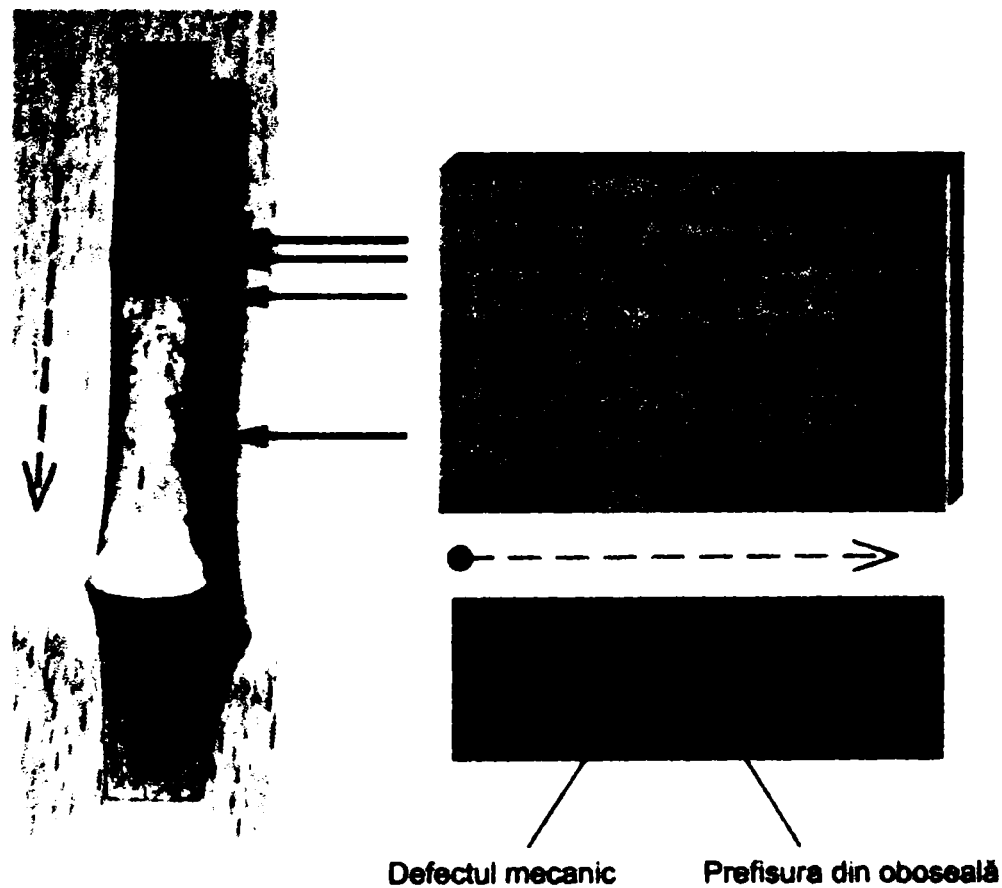


Figura 4. 75 Suprafața de rupere a probelor CT

Rezultatele finale ale acestor încercări sunt date în tabelul 4.5. Cu caractere *italic* au fost trecute rezultatele posibil eronate.

Nr. crt.	Locul de prelevare	Proba	Constante material (valori experimentale)	
			C	m
1	<b>Lonjeron - talpa inferioară LT-G</b>	CT 1	2,2008E-11	3,1454E+00
2		CT 18	7,9268E-09	2,0537E+00
3		CT 19	1,0731E-07	1,5610E+00
4	<b>Antretoază - talpa inferioară QT-G</b>	CT 16	5,2610E-11	3,0082E+00
5		CT 7	3,5506E-09	2,2374E+00
6		CT 6	1,0626E-07	1,6069E+00
7	<b>Ginda principală - Talpa inferioară HT-UG</b>	CT 24	2,5920E-10	2,6692E+00
8		CT 25	2,2860E-09	2,2687E+00
9		CT 26	2,3290E-10	2,6480E+00
10	<b>Lonjeron - inimă LT-St</b>	CT 36	5,0021E-15	4,7629E+00
11		CT 37	5,6573E-15	4,7340E+00
12		CT 38	<i>3,7558E-18</i>	<i>6,0158E+00</i>
13	<b>Antretoază - inimă QT-St</b>	CT 45	<i>1,0866E-30</i>	<i>1,1348E+01</i>
14		CT 46	6,9089E-18	5,8764E+00
15		CT 47	1,7480E-19	6,5922E+00

Tabelul 4.5 Constantele de material C și m

**Notă:** Încercările experimentale de mecanica ruperii pe probe CT (pentru determinarea curbei J și pentru determinarea vitezei de propagare a fisurii) au fost efectuate în laboratorul Universității Tehnice din München. Deoarece întregul program experimental a fost finanțat din două granturi DAAD, a fost întocmit un raport complet de 88 pagini predat atât finanțatorului cât și Institutului pentru Materiale și Structuri din cadrul TU München (Institut für Baustoffe und Konstruktion), având numărul 052/LME/2002.

### Observații și concluzii

Determinarea constantelor de material C și m oferă un avantaj major, deoarece datorită faptului că acestea caracterizează starea reală a materialului obosit, corespunzătoare momentului de prelevare a probelor, sunt eliminate toate problemele și greutatea legate de refacerea istoricului de solicitare al podului analizat pe baza metodei clasice. Mai mult decât atât, în unele situații, acest istoric nici nu poate fi refăcut decât cu mari aproximații, care sunt conduse mai departe în calculul de estimare a siguranței structurale.

Relațiile de calcul ale variației factorului de intensitate a tensiunii nu includ efectele de închidere a fisurii (crack closure effects).

Cu toate că s-a înregistrat o împrăștiere relativ mare a valorilor individuale obținute (caracteristică de altfel structurilor cu durată mare de exploatare [4.42]), se poate aprecia că

rezultatele experimentale se înscriu în domeniul de valori prezente în literatura de specialitate, corespunzătoare oțelului structural OL 37.1.

Calculule de determinare a duratei de viață rămase a structurii analizate vor fi efectuate în capitolele 5 și 6 ale tezei, pe baza rezultatelor obținute din testele de mecanica ruperii efectuate.



### Bibliografie – Capitolul 3

- [4.1]. \* \* \*, ICPTT București, „Încercări de laborator și in situ a podurilor metalice de cale ferată din regionala de căi ferate Timișoara, cu vechime mare în exploatare”, contract nr. 6077, vol. I și II, București, 1987.
- [4.2]. Petzek, E., Băncilă, R., Bolduș, D., Gădeanu, L., „Program experimental pentru stabilirea siguranței în exploatare a podurilor metalice existente”, Zilele Academice Timișene, ediția a VII – a, Timișoara, mai 2001.
- [4.3]. Băncilă, R., „Referat privind starea tehnică a podului de cale ferată de la Arad”, mat. nepublicat, Timișoara, 1999.
- [4.4]. Petzek, E., „Program experimental UPT – TUM”, referatul nr. 3 de doctorat, UPT, Timișoara, 2001.
- [4.5]. \* \* \*, STAS 2015/2-85, „Fonte și oțeluri. Luarea și pregătirea probelor pentru analiza spectrală”, Institutul Român de Standardizare, București, 1985.
- [4.6]. \* \* \*, STAS 500/2-80, „Oțeluri de uz general pentru construcții. Mărci”, Institutul Român de Standardizare, București, 1980.
- [4.7]. \* \* \*, SR EN 10002-1:1995, „Materiale metalice. Încercarea la tracțiune”, Institutul Român de Standardizare, București, 1995.
- [4.8]. \* \* \*, STAS 165-83; „Încercările metalelor. Încercarea de duritate Brinell”, Institutul Român de Standardizare, București, 1983.
- [4.9]. \* \* \*, „Materiale metalice. Încercarea la încovoiere prin șoc pe epruveta Charpy”, Institutul Român de Standardizare, București, 1993.
- [4.10]. \* \* \*, STAS 10026-75, „Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete crestate în U și V. Determinarea cristalinității și fibrizității rupturii”, Institutul Român de Standardizare, București, 1975.
- [4.11]. \* \* \*, STAS 10025-75, „Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete crestate în U și V. Tabel comparativ al rezilienței și al energiei de rupere” – recomandare, Institutul Român de Standardizare, București, 1975.
- [4.12]. \* \* \*, STAS 11278-79, „Identificarea rezultatelor aberante ale măsurătorilor”, Institutul Român de Standardizare, București, 1979.

- [4.13]. \* \* \*, STAS 5949-80, „*Analiza metalografică a probelor de oțel*”, Institutul Român de Standardizare, București, 1980.
- [4.14]. Landes, J.D., Begley, J.A., „*Recent Developments in J Testing*” in *Developments in Fracture Mechanics. Test Methods Standardization*, ASTM STP 632, Baltimore, September 1977.
- [4.15]. Petzek, E., Băncilă, R., „*Evaluation Principles for Safety in Operation of Railway Steel Bridges*”, volumul conferinței aniversare Jubileul de aur, Cluj Napoca, 2003.
- [4.16]. Paris, P.C., „*Fracture Mechanics in the Elastic – Plastic Regime*”, *Flaw Growth and Fracture Tenth National Symposium of Fracture Mechanics*, ASTM STP 631, Baltimore, 1977.
- [4.17]. Cioclov, D. D., „*Mecanica ruperii materialelor*”, Editura Academiei, București, 1977.
- [4.18]. Dumitru, I., Marșavina, L., „*Introducere în mecanica ruperii*”, Ed. Mirton, Timișoara, 2001.
- [4.19]. \* \* \*, ASTM E 647-93, „*Standard Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*”, ASTM, 1993.
- [4.20]. \* \* \*, ASTM E 399 – 83, „*Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*”, ASTM, 1983.
- [4.21]. \* \* \*, ASTM E 4 – 89, „*Practices for Force Verification of Testing Machines*”, ASTM, 1989.
- [4.22]. \* \* \*, ASTM E 467, „*Practice for Verification of Constant Amplitude Dynamic Loads in an Axial Load Fatigue Testing Machine*”, ASTM, 1993.
- [4.23]. Broek, D., Leis, B.N., „*Fatigue Crack Initiation and Growth Analysis for Structures*”, *Fatigue Resistance Testing and Forecasting*, SP-448, Society of Automotive Engineers, Inc. 400 Commonwealth Dr. Warrendale, 1979.
- [4.24]. Moisă, T., „*Încercări de propagare a fisurii la temperaturi negative pentru două mărci de oțeluri*”, contract de cercetare, ISIM, 1996.
- [4.25]. \* \* \*, STAS 7122/6-87, „*Interpretarea statistică a datelor. Determinarea intervalelor de toleranțe naturale pentru repartiția normală*”, Institutul Român de Standardizare, București, 1987.
- [4.26]. Barsom, J.M., Rolfe, S.T., „*Fracture and Fatigue Control in Structures. Application of Fracture Mechanics*”, Prentice Hall Inc., Third edition, ASTM – MNL41, Philadelphia, 1999.
- [4.27]. \* \* \*, „*Studii pentru poduri de șosea construite între anii 1883-1890*”, Contract nr.2089/37.18, INCERTRANS București.
- [4.28]. Stico, W., Kosteas, D., Graf, W., „*Comportarea la oboseală a podurilor vechi din fier pudlat*”, Stahlbau, nr. 5/1986.
- [4.29]. \* \* \*, STAS 500/1-89, „*Oțeluri de uz general pentru construcții. Condiții tehnice generale de calitate*”, Institutul Român de Standardizare, București, 1980.
- [4.30]. Navasaitis, J., Jutas, A, et al, „*Analysis of Microstructure and Mechanical Properties of Wrought Iron*”, IFMASS 8, Belgrade, 2003.
- [4.31]. Kosteas, D., Băncilă, R., Petzek, E., „*Die Methodik zur Bestimmung der Restsicherheit am Beispiel bestehender Stahlbrücken in Rumänien*”, Versuchsbericht nr. 052/LME, München, 2002.



- [4.32]. Lungu, D., Ghiocel, D., „*Metode probabilistice în calculul construcțiilor*”, Editura Tehnică, București 1982.
- [4.33]. Bengley, J.A., Landes, J.D., „*The J Integral as a Fracture Criterion*”, Fracture Toughness National Symposium 1971, Part II, ASTM STP 514, Philadelphia, 1972.
- [4.34]. Bucci, R.J., Paris, J.D., Landes, J.D., Rice, J.R., „*J Integral Estimation Procedures*”, Fracture Toughness National Symposium 1971, Part II, ASTM STP 514, Philadelphia, 1972.
- [4.35]. Orange, T.W., „*Some Effects of Experimental Error in Fracture Testing*”, Fracture Analysis, proceedings of the 1973 National Symposium on Fracture Mechanics, Part II, ASTM STP 560, 1973.
- [4.36]. Bengley, J.A., Landes, J.D., Wilson, W.K., „*An Estimation Model for the Application of the J-Integral*”, Fracture Analysis, proceedings of the 1973 National Symposium on Fracture Mechanics, Part II, ASTM STP 560, 1973.
- [4.37]. Dawes, M.G., „*Elastic-Plastic Fracture Toughness Based on the COD and J-Contour Integral Concepts*”, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, Baltimore, 1979.
- [4.38]. Ernst, H., „*Relations between the crack tip opening displacement, and the modified J*”, in: Schwalbe K.-H., Ed. The Crack Tip Opening Displacement in Elastic-Plastic Fracture Mechanics, Springer-Verlag, Heidelberg, 1986.
- [4.39]. Schwalbe, K.-H., „*The Engineering Flaw Assessment Method (EFAM 96)*”, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH, 98/E/40, 1996.
- [4.40]. \* \* \*, Eurocode 3, Part 1-10: „*Selection of material for fracture toughness and through-thickness properties*”, CEN, 2003.
- [4.41]. \* \* \*, prEN 1990, „*Eurocode – Basis of structural design*”, CEN, Brussels, 2001.
- [4.42]. Băncilă, R., Bolduș, D., Moisă, T., Petzek, E., „*Appraisal of existing steel bridges using modern methods*”, SDDS'99, Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Colloquium, Elsevier, Timișoara 1999.
- [4.43]. \* \* \*, DS 805, „*Bestehende Eisenbahnbrücken. Bewertung der Tragsicherheit und konstruktive Hinweise*”, Hauptverwaltung der deutschen Bundesbahn, 1991.

J J J J J J J J J J J J J J J J

## CAPITOLUL 5. DETERMINAREA ACCEPTABILITĂȚII DEFECTELOR PE BAZA TENACITĂȚII LA RUPERE A MATERIALULUI.

### 5.1 Generalități. Scop. Domeniu de aplicare.

Elaborarea unei metodologii de determinare a acceptabilității defectelor decelate în structurile de poduri are o deosebită importanță practică, ea bazându-se pe necesitatea utilizării unor procedee și reguli cu caracter unitar în cadrul operațiunilor de întreținere, expertizare și verificare a structurilor cu vechime mare în exploatare. Relația stabilită în cadrul mecanicii ruperii, care leagă un parametru ce descrie intensitatea tensiunii la vârful unei fisuri de o caracteristică prin care se exprimă rezistența unui material opusă tendinței fenomenului de extindere a fisurii – numită tenacitatea materialului la rupere, oferă posibilitatea evaluării condițiilor de rupere a elementelor structurale care conțin defecte. O astfel de evaluare poate fi aplicată dacă sunt cunoscute următoarele valori:

- ▶ tenacitatea la rupere a materialului,
- ▶ dimensiunile și geometria defectului,
- ▶ tensiunile rezultate din sarcinile aplicate.

Această metodă de analizare poate fi ilustrată prin așa numitul triunghi al mecanicii ruperii.

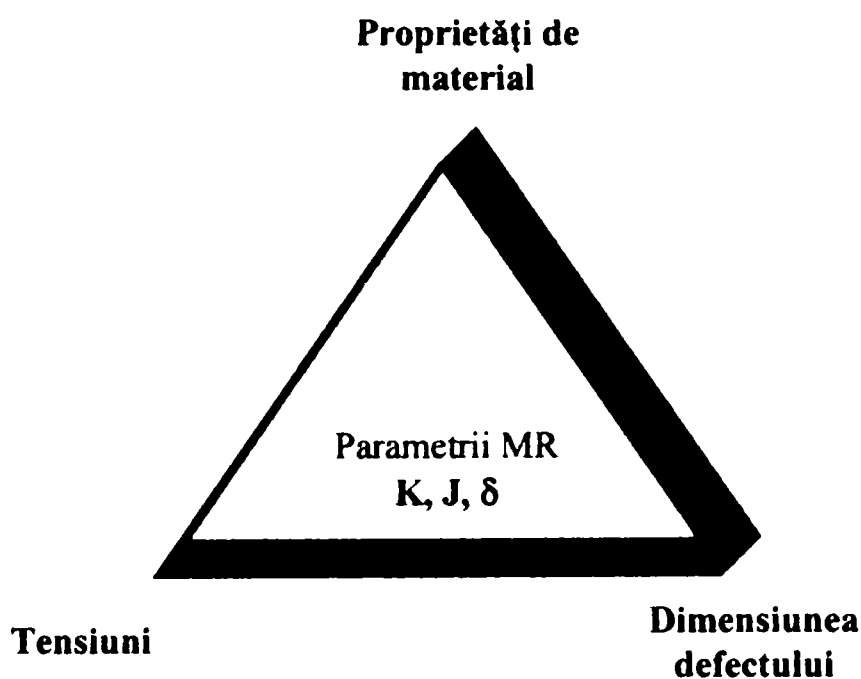


Figura 5.1 Triunghiul mecanicii ruperii

Podurile metalice de cale ferată și de șosea cu durată mare de exploatare, construite la începutul secolului al XX-lea, care au fost supuse unor multiple intervenții structurale, avarii înregistrate în timp, nu au fost proiectate conform cerințelor de siguranță actuale și deci, în acest context, având în vedere și modificarea caracteristicilor de trafic, se pune problema dacă acestea prezintă în continuare siguranță în exploatare. Mai mult decât atât, aceste structuri cu durată mare de serviciu, prezintă și o serie de defecte datorate fenomenului de oboseală a materialului.

Metodele moderne de evaluare, care lucrează cu parametrii ce caracterizează comportarea elementelor structurale cu defecte, de tip fisură, au la bază criteriile de rupere propuse de mecanica ruperii. În acest sens, cele mai importante ghiduri metodologice sunt:

- **PD 6493** „Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Structures”, British Standards Institution, London, 1991.
- **R6 Method** „Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects”, Central Electricity Generating Board (CEGB), 1986.
- **BS 7910** „Guide on the Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures”, British Standards Institution, 1999.

Cercetarea de față, ce are ca scop elaborarea unei metodologii de evaluare a acceptabilității defectelor conținute de structurile de poduri cu durată mare de exploatare, se bazează pe prevederile standardului britanic BS 7910:1999, care a înlocuit mai vechiul document PD 6493-91 (Published Document).

Metodologiile bazate pe principiile mecanicii ruperii permit efectuarea a trei tipuri de evaluări și anume:

- ✗ evaluarea dimensiunii maxime a defectului la care nu se produce ruperea elementului structural analizat în care a fost decelat un defect, numită și dimensiune admisibilă; acest tip de evaluare necesită cunoașterea valorilor maxime ale tensiunilor rezultate din sarcinile aplicate și a valorii tenacității la rupere a materialului structural;
- ✗ evaluarea valorii tensiunii maxime la care ruperea unui element cu defect nu se produce; această evaluare se bazează pe cunoașterea dimensiunii reale a defectului și a valorii tenacității la rupere a materialului structural;
- ✗ evaluarea valorii minime impuse pentru tenacitatea la rupere a materialului elementului structural cu defect; aceasta necesită cunoașterea valorii tensiunii maxime rezultate din sarcinile aplicate și a dimensiunii admisibile a defectului.

Metodologia de determinare a duratei de viață rămase a structurilor existente, bazată pe principiile mecanicii ruperii, propusă în capitolul 3, paragraful 3.9, a fost concepută ca o analiză în două etape, și anume:

- ▶ o primă etapă în care se determină acceptabilitatea defectelor decelate în structură pe baza unei analize ce are la bază valoarea tensiunii maxime rezultată din încărcările aplicate pe structură  $\sigma_{max}$ ; cuprinsă în prezentul capitol;
- ▶ o a doua etapă de evaluare la oboseală a elementelor structurale analizate, pe baza înregistrărilor de trafic real ce se scurge pe pod; se va prezenta în capitolul 6.

Astfel, evaluarea admisibilității defectelor depistate în structură se face prin aplicarea metodei bicriteriale bazată pe diagramele de evaluarea a ruperii DER (așa numitele Failure Assessment Diagram FAD). În acest sens standardul BS 7910:1999 cuprinde o evaluare pe mai multe niveluri, și anume:

- FAD – Nivelul 1 pentru o analiză simplificată,

- FAD – Nivelul 2 pentru o analiză normală.

În norma [5.5], mai există și un al treilea nivel de evaluare, dar care se referă la ruperi plastice corespunzătoare nivelului superior din curba de tranziție a materialului ductil – fragil (vezi capitolul 3 / 3.3), ce nu are aplicabilitate în domeniul structurilor de poduri.

Prin aplicarea acestui tip de metodologie de evaluare în regim cvasistatic, se pot face următoarele evaluări:

- ✓ determinarea acceptabilității unui defect decelat în structură;
- ✓ determinarea valorii critice la care se produce ruperea elementului analizat, pentru tipul de defect depistat în structură.

Metoda bicriterială limitează capacitatea portantă a unui element structural cu defect de tip fisură, pe de o parte prin valoarea factorului de intensitate a tensiunii la vârful fisurii, care trebuie să fie mai mică sau cel mult egală cu tenacitatea la rupere a materialului de bază și pe de altă parte prin valoarea tensiunii aplicate, ce nu trebuie să depășească valoarea tensiunii de cedare plastică.

O comparație între metodele de calcul tradiționale și metodologia fundamentată pe principiile mecanicii ruperii este prezentată în figura 5.2 [5.6]. Se poate observa faptul că abordarea convențională (cazul I), folosește ca valori de comparație tensiunile critice (limita convențională de curgere, rezistența la tracțiune), iar în cazul al II-lea apare o variabilă suplimentară care ia în considerare dimensiunea defectului structural, respectiv este înlocuită rezistența materialului printr-o altă proprietate a acestuia și anume tenacitatea la ruperea a materialului conținând defecte.

### I. Abordare convențională



### II. Abordare bazată pe MR

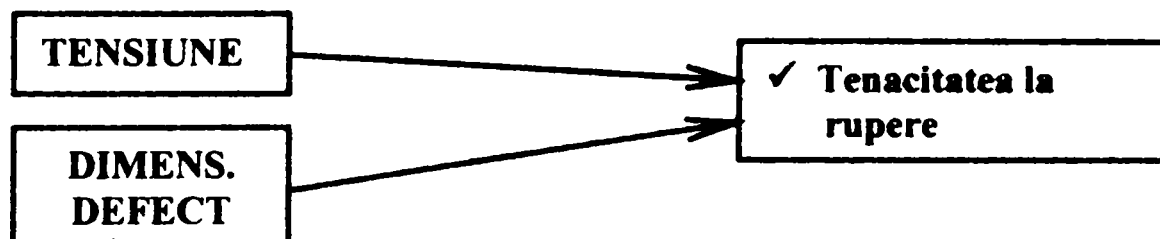


Figura 5. 2 Metoda tradițională vs. metoda fundamentată pe MR

Astfel, dacă sunt luate în discuție modurile de cedare ale unei plăci metalice supuse la întindere, se pot distinge următoarele tipuri de rupere:

- Rupere fragilă – controlată de valoarea tensiunii aplicate, dimensiunea defectului, tenacitatea la rupere a materialului și geometria elementului (de ex.  $K_I = K_{IC}$ ).
- Cedare plastică – secțiunea netă de curgere, controlată de tensiunea aplicată, valoarea de comparație – limita de curgere și geometria elementului.

- (c) Ruperea ca rezultat al unei curgeri extinse de material - controlată de valoarea tensiunii aplicate, dimensiunea defectului, tenacitatea la rupere a materialului și geometria elementului.

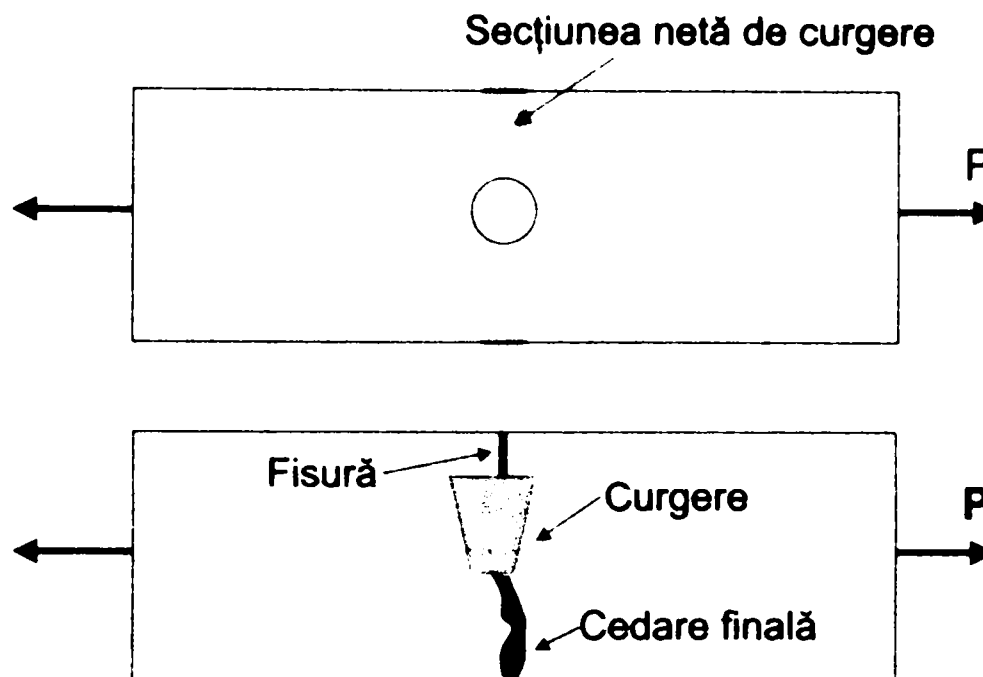


Figura 5. 3 Moduri de cedare

Domeniul de tranziție este guvernat de interacțiunea dintre ruperea fragilă și colapsul plastic. Acesta se exprimă printr-o relație de dependență funcțională a doi parametri notați cu  $K_r$  și  $S_r$ . Acești parametri sunt definiți pe baza dimensiunilor geometrice ale elementului portant, a dimensiunilor defectului, a tensiunilor rezultate din aplicarea încărcărilor exterioare și luând în considerare tenacitatea la rupere a materialului, notată cu  $K_{mat}$ . Diagrama de evaluare a ruperii (DER sau FAD) descrie interacțiunea dintre ruperea fragilă și colapsul plastic, printr-o funcție de tipul  $K_r = f(S_r)$ .

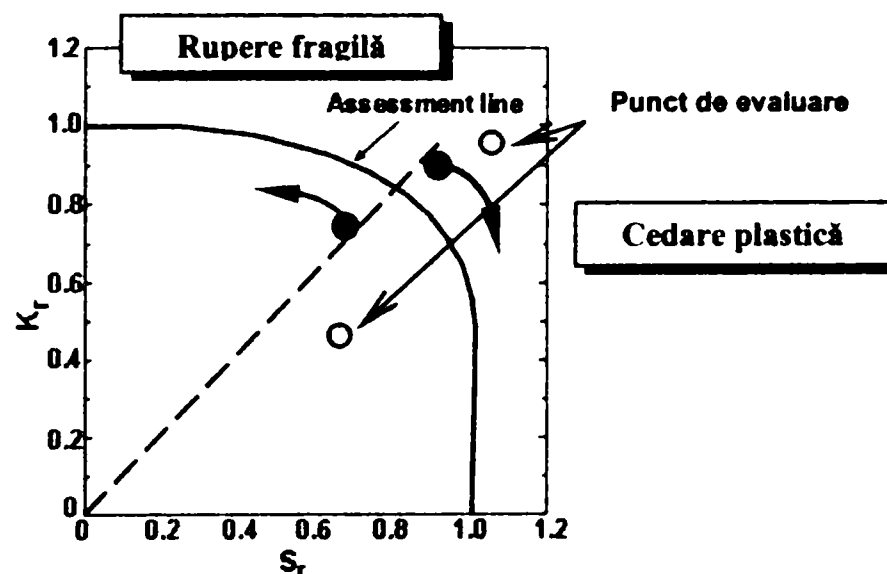


Figura 5. 4 Diagrama de evaluare a ruperii (Failure Assessment Diagram) – PD 6493

DER reprezintă un instrument de evaluare a acceptabilității dimensiunilor defectelor prezente în elementele structurale / structurile analizate. Procedura este simplă și constă în

determinarea parametrilor  $K_r$  și  $S_r$  pentru cazul particular al defectului analizat, iar apoi poziționarea punctului ( $K_r$ ,  $S_r$ ), așa numit de evaluare, pe diagramă și compararea poziției acestuia funcție de linia de evaluare.

$$K_r = K_I / K_{mat} \quad (5.1)$$

unde,

$K_I$  – factorul de intensitate a tensiunii calculat (pentru cazul particular analizat), iar

$K_{mat}$  – tenacitatea la rupere a materialului structural analizat.

Dacă  $K_r = 1$ , cedarea se face prin rupere fragilă.

$$S_r = \sigma_n / \sigma_f \quad (5.2)$$

$\sigma_n$  – tensiunea calculată

$\sigma_f$  – rezistența („Flow”) de curgere, dată ca medie aritmetică dintre limita de curgere a materialului și rezistența ultimă a acestuia la tracțiune

$$\sigma_f = \frac{\sigma_{ys} + \sigma_{TS}}{2} \quad (5.3)$$

Dacă  $S_r = 1$ , rezultă o rupere prin cedare plastică.

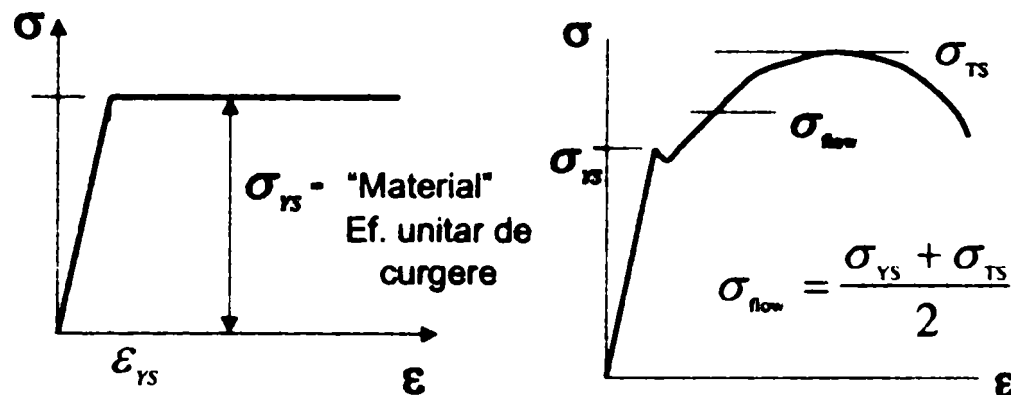


Figura 5.5 Definiția rezistenței de curgere („flow”)

Dacă punctul de evaluare ( $K_r$ ,  $S_r$ ) se situează în interiorul domeniului mărginit de linia de evaluare, atunci dimensiunea acestuia este considerată a fi acceptabilă, iar dacă punctul de analiză se situează pe linie sau în afara domeniului mărginit de linia de evaluare, defectul este considerat a fi neacceptabil.

Metodologia, într-un cadru larg, poate servi la evaluarea tuturor structurilor metalice de poduri, atât în soluție nituită cât și în soluție sudată care sunt supuse degradărilor din oboseală, rezultate în serviciu. Cu toate acestea, se subliniază faptul că ea a fost gândită (în faza actuală) pentru a stabili reguli și procedee de evaluare aplicabile structurilor cu durată mare de exploatare, ce sunt executate în soluție nituită.

La modul general succesiunea operațiilor care trebuie efectuate pentru evaluarea unui defect cunoscut este următoarea:

- ✓ Identificarea tipului de defect: plan, neplan sau de formă.
- ✓ Stabilirea datelor relevante cu privire la structura analizată.

- ✓ Determinarea dimensiunii defectului.
- ✓ Evaluarea posibilelor mecanisme de degradare a materialului și a vitezelor de degradare.
- ✓ Determinarea dimensiunii limită pentru modurile finale de cedare.
- ✓ Pe baza vitezei de degradare se evaluează dacă defectul ar crește până la această dimensiune finală în durata de viață restantă a structurii sau se prevăd intervale de inspecție care să monitorizeze creșterea fisurii.
- ✓ Se examinează consecințele cedării.
- ✓ Se face analiza de sensibilitate.
- ✓ Menținerea defectului sub dimensiunea limită, incluzând coeficienți de siguranță adecvați. La modul ideal coeficienții de siguranță ar trebui să țină seama atât de încrederea în evaluare cât și de consecințele cedării.

## 5.2 Date necesare pentru evaluare.

Principalele date necesare pentru efectuarea unor evaluări de acceptabilitate a defectelor se referă la:

1. Date referitoare la geometria elementului analizat și a defectului conținut.
2. Date privitoare la eforturile din structură.
3. Informații despre material obținute în baza unor încercări convenționale.
4. Date despre tenacitatea la rupere a materialului analizat ( $K$ ,  $J$  sau  $\delta$ ).

### 5.2.1 Date referitoare la geometria elementului analizat și a defectului conținut

Aceste informații se referă în principal la: geometria și alcătuirea elementului structural analizat, respectiv la poziția, tipul și orientarea defectului.

În acest scop controlul nedistructiv (NDT) este un aspect esențial al unei astfel de evaluări. Tehnicile NDT folosite pentru evaluarea defectelor ar trebui să fie astfel alese încât să ofere tipul de informație necesar cu un grad de precizie acceptabil. O asemenea informație ar trebui să includă câteva sau toate din următoarele date:

- a) lungimea defectului;
- b) înălțimea defectului;
- c) poziția defectului;
- d) orientarea defectului față de direcția tensiunii principale;
- e) dacă secțiunea transversală a defectului este plană sau neplană.

Pentru detectarea defectelor care se întrepun la suprafață (ce sunt prezente mai ales la structurile sudate) sunt adecvate următoarele metode (ordinea nu este preferențială): vizual, cu lichide penetrante, particule magnetice (pentru materiale feromagnetice), curenți turbionari, prin diferență de potențial electric (c.c. sau c.a), radiografie, ultrasunete. Toate metodele menționate sunt adecvate pentru măsurarea lungimii la suprafață a unor asemenea defecte, însă doar

metodele bazate pe ultrasunete, curenți turbionari și diferență de potențial electric sunt capabile să ofere o detectare a înălțimii lor. Pentru detectarea defectelor înglobate sunt adecvate următoarele metode: radiografie, ultrasunete, curenți turbionari, diferență de potențial electric (doar c.c.). Dintre acestea, atât radiografia cât și ultrasunetele sunt capabile să descopere o măsură a lungimii defectului, însă doar metoda bazată pe ultrasunete poate oferi o măsură a înălțimii defectului. Metodele curenților turbionari, a diferenței de potențial electric vor tinde să dea o măsură a ariei secțiunii transversale a defectului. Oricum, aceste ultime tehnici sunt capabile să detecteze defecte care se poziționează aproape de suprafața scanată.

Se face precizarea că, este posibil ca tehnicile de control de mare productivitate, adecvate pentru examinarea unui volum mare de suduri, ce sunt viabile sub aspect economic, să nu fie în același timp corespunzătoare din punct de vedere al preciziei măsurătorilor dimensiunilor defectelor. În aceste cazuri se recomandă aplicarea de metode suplimentare.

În afara situațiilor în care sunt detectate defecte provenite din oboseala materialului, la structurile vechi de poduri, structuri nituite, aplicarea unei proceduri bazate pe mecanica ruperii se mai poate face (după cum s-a arătat în capitolul 3 / 3.9) și atunci când vătămarea cumulată a atins o valoare egală sau mai mare decât 0,8; în această situație considerându-se probabilă prezența unor defecte de tip fisură în structură, datorate fenomenului de oboseală a materialului. Astfel, trebuie menționat faptul că inspecțiile bazate pe mecanica ruperii de determinare a nivelului de siguranță structural sunt limitate la zonele de risc cu consecințe majore de rupere. În acest sens, trebuie imaginate scenarii de cedare a diferitelor elemente structurale componente, pentru care sunt investigate consecințele ruperii. Metodologia de determinare a siguranței structurale trebuie aplicată *elementelor structurale vitale*; prin acestea înțelegându-se acele elemente ale podului a căror cedare ar conduce la colapsul imediat al structurii. Elementele structurale vitale solicitate la întindere trebuie inspectate din perspectiva cedării controlate de tenacitate. În figura 5.6 sunt prezentate principalele secțiuni întâlnite în cazul podurilor metalice cu structură nituită, alături de riscul pe care acestea îl prezintă din punct de vedere al propagării unei fisuri din oboseală până la rupere [5.9].

În această direcție, un bun exemplu îl constituie structura analizată, și anume vechiul pod de cale ferată de la Arad. Această afirmație se face prin prisma faptului că este vorba de o structură cu vechime mare de exploatare, care a prezentat degradări datorate oboselii materialului în perioada de exploatare și care a putut fi în detaliu analizată datorită înlocuirii ei. Mai mult decât atât, structura prezintă numeroase similitudini d.p.d.v. constructiv cu alte structuri care se află încă în serviciu.

Astfel, după tăierea niturilor a fost posibilă o inspecție în detaliu a stării tehnice a elementelor investigate, adică a lonjeronilor, antretoazelor și a tălpii inferioare a grinzii principale (câteva dintre defectele decelate au fost prezentate în capitolul 4, figurile 4.11 – 4.13). De asemenea a fost efectuat și un riguros studiu al istoricului acestei structuri, privitor la fisurile apărute din trafic în structură, pe perioada în care aceasta se găsea în serviciu. Au fost investigate pozițiile, direcțiile, mărimile acestor defecte. Pe baza acestor analize a fost posibilă realizarea unei sinteze a defectelor apărute în structură. O primă concluzie a fost faptul că defectele din oboseală ce caracterizează aceste tipuri de structuri sunt plane, și anume fisuri care străpung întreaga grosime a platbandelor ce alcătuiesc secțiunea transversală. Nivelul de risc pentru elementele structurii analizate este prezentat în figura 5.7. Defectele decelate în structură au fost încadrate în două categorii de defecte teoretice, ambele fiind fisuri în plăci dezvoltate pe toată grosimea de produs: modelul 1 - fisură centrală pe toată grosimea plăcii (*through thickness flaw in plates*) și modelul 2 – fisură marginală pe toată grosimea plăcii (*edge flaw in plates*); figura 5.9.



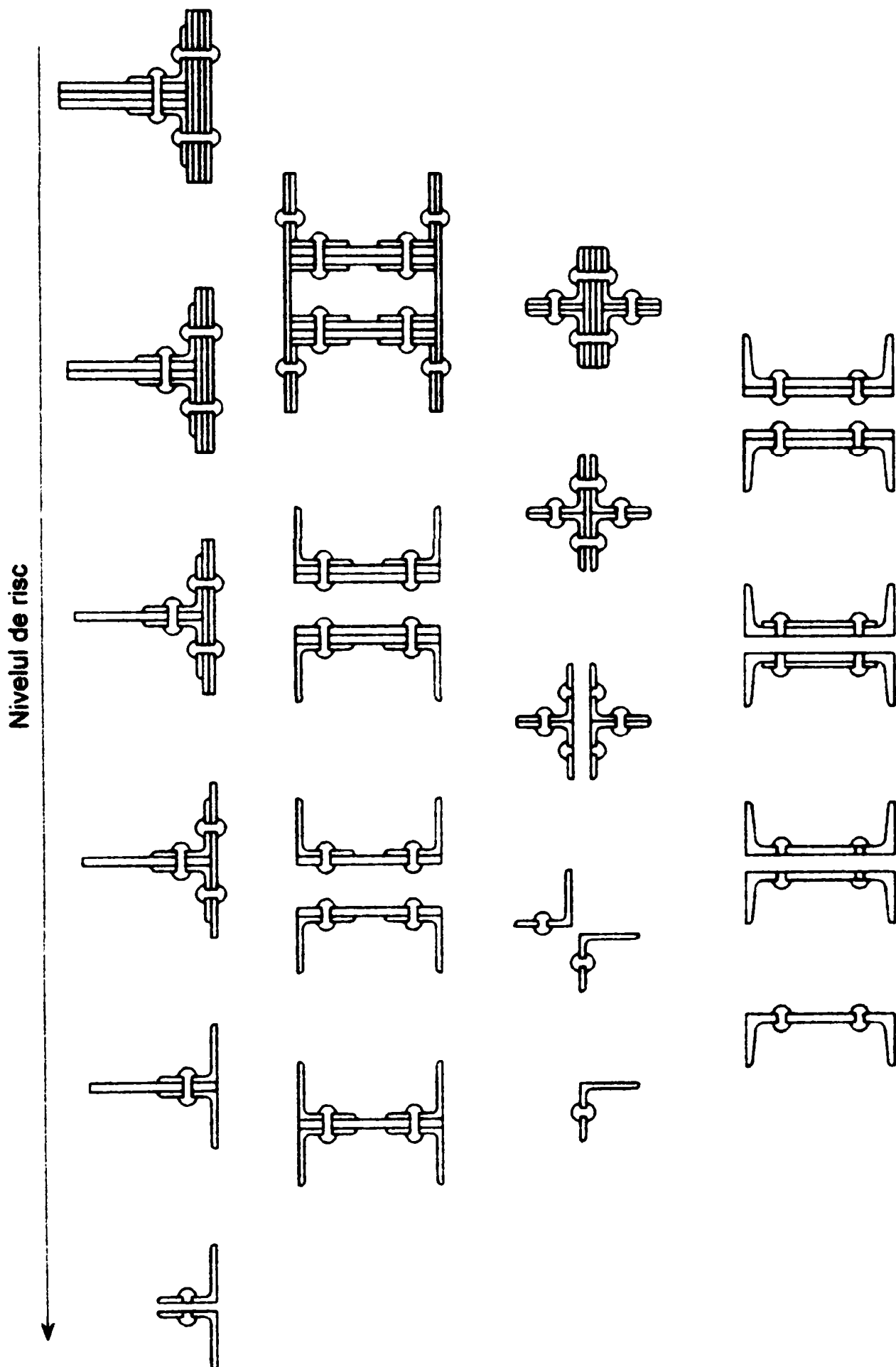


Figura 5. 6 Secțiuni transversale tipice podurilor metalice vechi nituite

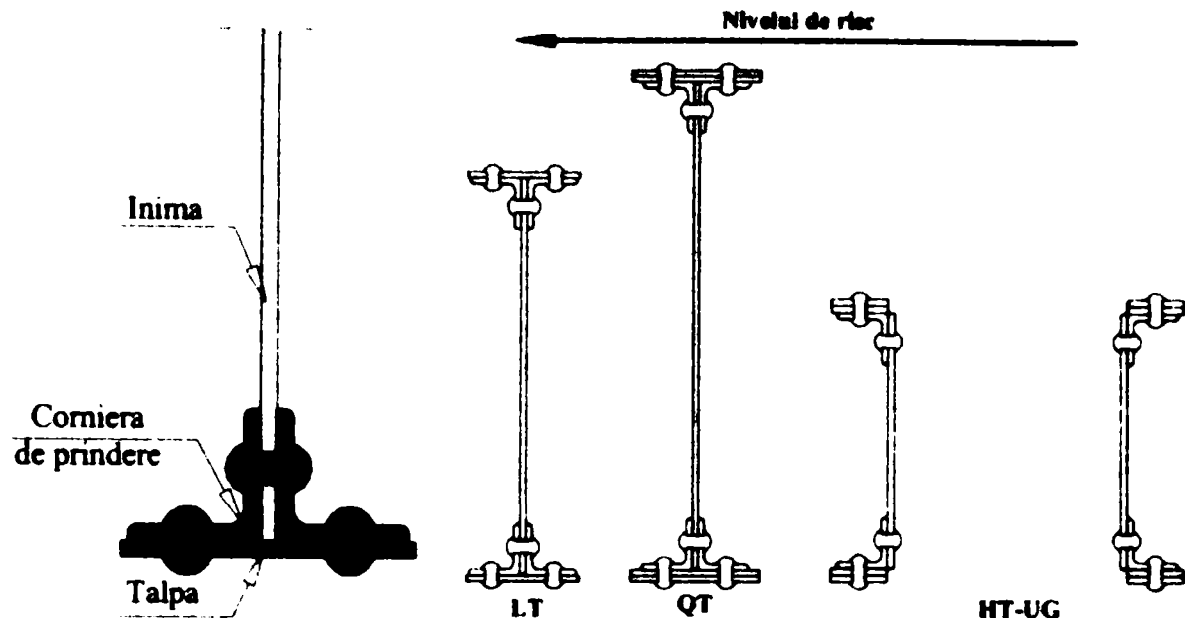


Figura 5.7 Nivelul de risc corespunzător elementelor analizate

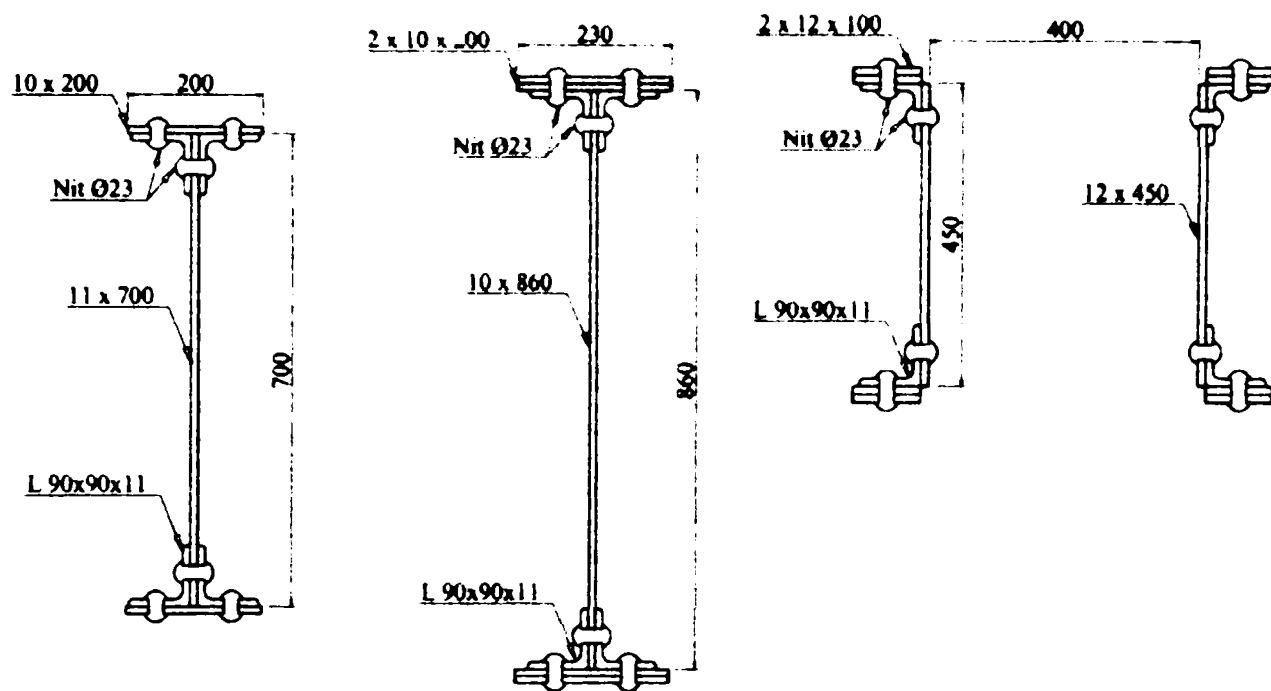


Figura 5.8 Secțiunile transversale ale elementelor analizate LT – lonjeron, QT – antretoază, HT-UG grindă principală – talpa inferioară

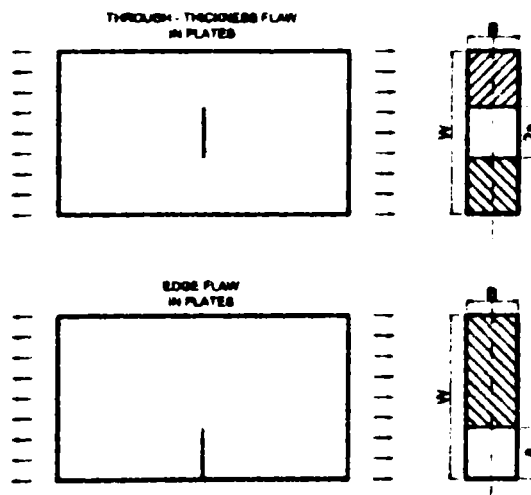


Figura 5.9 Modele de defecte teoretice și dimensiunile lor

Modul în care a fost făcută echivalarea defectelor reale în defecte teoretice este ilustrată schematic în figurile 5.10 și 5.11.

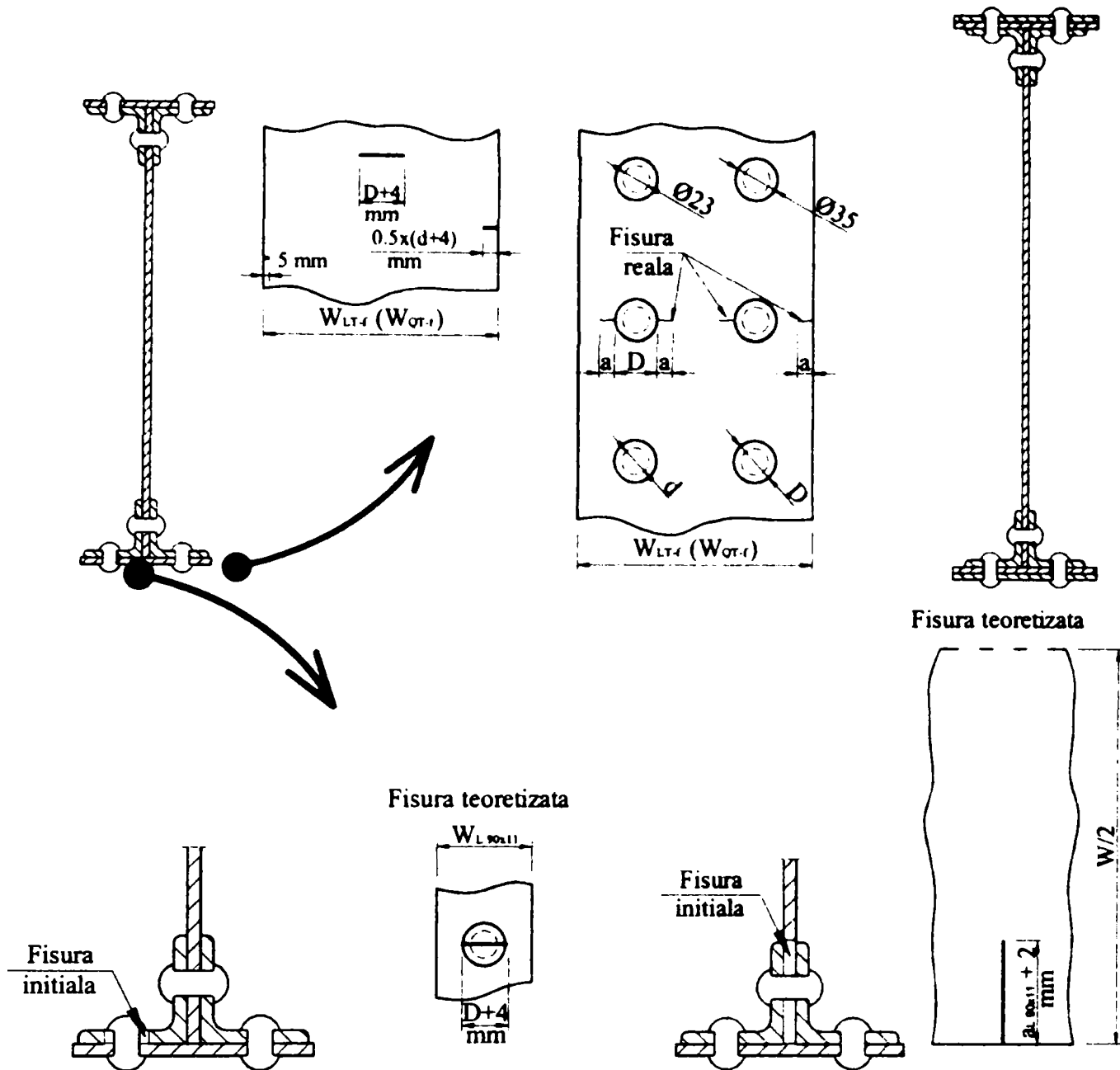


Figura 5.10 Echivalarea defectelor din lonjeroni și antretoaze

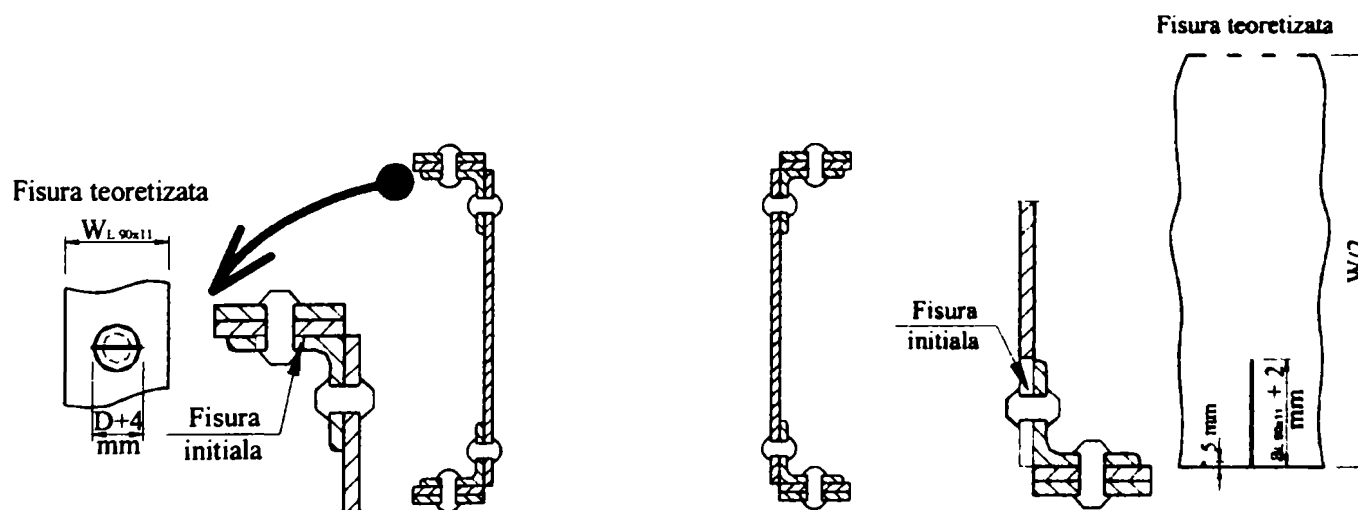
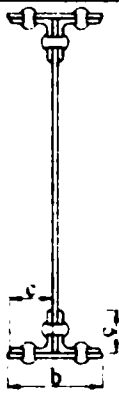
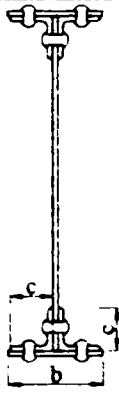
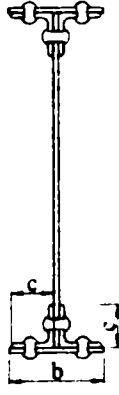

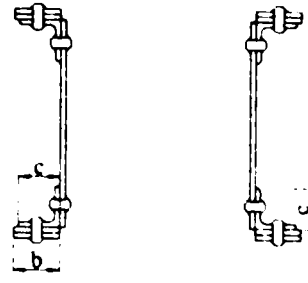
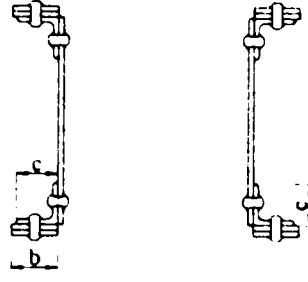
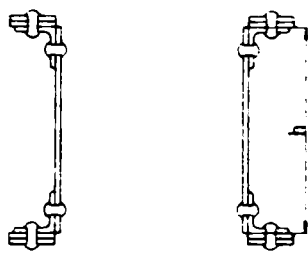


Figura 5.11 Echivalarea defectelor din grinda principală

De asemenea, pentru practică a fost gândită o generalizare a modului de echivalare a fisurilor reale cu modele teoretice, aplicabile structurilor metalice nituite de poduri [5.10].

Nr. crt.	Element structural	Secțiune transversală	Evaluare pentru	Modelul teoretic de fisură	Lățimea modelului W	Lungimea inițială a fisurii $a_0$
0	1	2	3	4	5	6
1.	Lonjeron / Antretoază	 valabil pt. $n \geq 1$	Platbanda de talpă	Model cu fisură centrală	b	$(D+4 \text{ mm})/2$
2.	Lonjeron / Antretoază	 valabil pt. $n \geq 1$	Platbanda de talpă	Model cu fisură marginală	b	5,0 mm
3.	Lonjeron / Antretoază	 valabil pt. $n \geq 1$	Corniera de prindere	Model cu fisură centrală	c	$(D+4 \text{ mm})/2$
4.	Lonjeron / Antretoază	 valabil pt. $n \geq 1$	Platbanda de inimă	Model cu fisură marginală	h	$c+2\text{mm}$ (fisură detectabilă)  5,0 mm (fisură nedetectabilă)

Tabelul 5.1 Alegerea modelelor teoretice de defect funcție de elementul structural analizat

0	1	2	3	4	5	6
5.	Grinda principală	 valabil pt. $n \geq 1$	Platbanda de talpă	Model cu fisură centrală	b	$(D+4 \text{ mm})/2$
6.	Grinda principală	 valabil pt. $n \geq 1$	Corniera de prindere	Model cu fisură centrală	c	$(D+4 \text{ mm})/2$
7.	Grinda principală		Platbanda de inimă	Model cu fisură marginală	h	$c+2 \text{ mm}$ (fisură detectabilă)  $5,0 \text{ mm}$ (fisură nedetectabilă)

$n$  - numărul de platbande suprapuse

$D$  - diametrul capului de nit ( $D \cong 1,5 \cdot d_{\text{nit}}$ ); se introduce în [mm]

**Tabelul 5. 2** Alegerea modelelor teoretice de defect funcție de elementul structural analizat

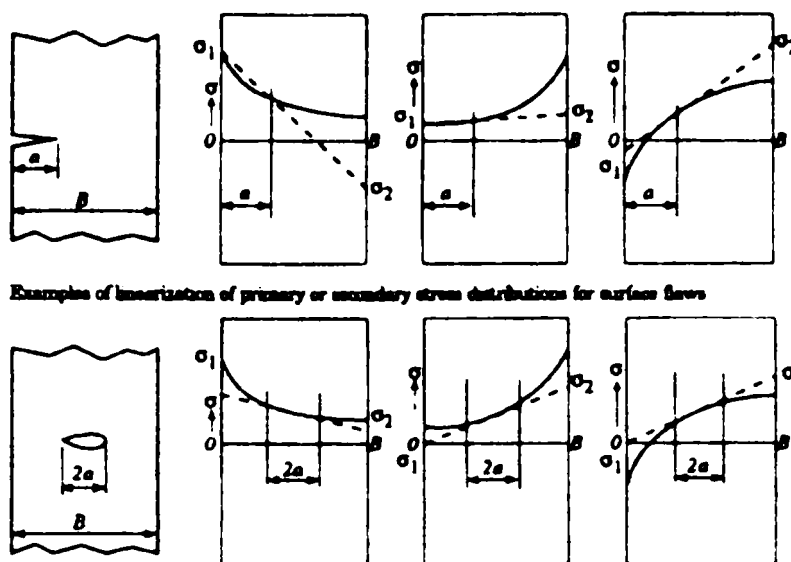
Astfel, funcție de elementul structural analizat sunt date modelele teoretice de defect ce trebuie evaluate, precum și lățimea modelului și lungimea inițială a defectului supus analizei. În mod evident, tabelul, prin cazurile incluse în acesta, nu epuizează toate posibilitățile ce pot să apară în practică, dar oferă un cadru de aplicare generală a metodei de evaluare.

### 5.2.2 Date privitoare la eforturile din structură

Tensiunile care urmează a fi considerate în evaluarea bazată pe principiile mecanicii ruperii sunt cele care se calculează dintr-o analiză a eforturilor unitare în structura fără defecte. Pot fi folosite distribuțiile tensiunilor reale sau tensiunile pot fi liniarizate precum se arată în figura 5.12. În mod evident, ultima variantă va furniza supraestimări, dar are avantajul că nu este necesară repetarea liniarizării cu creșterea fisurii. În traseele de evaluare a ruperii descrise la clauza 7 din [5.5] nu sunt incluse tensiunile tangențiale. Dacă tensiunile tangențiale sunt semnificative ar trebui făcută referirea la anexa A din același standard. Tensiunile necesare pentru evaluarea defectelor pot fi împărțite în trei categorii, după cum urmează:

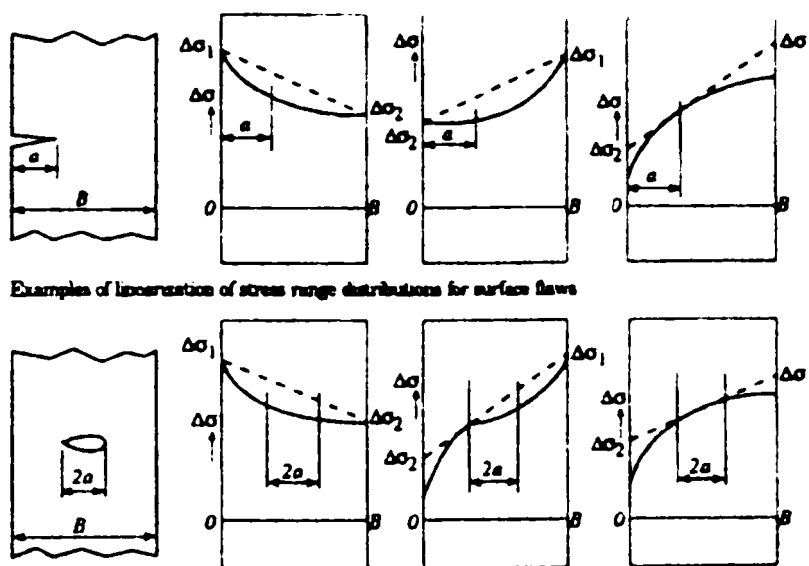
(1) **Tensiunea primară (P) (Primary stress)**. Acestea sunt tensiuni care ar putea contribui la colapsul plastic, deoarece sunt distincte de tensiunile secundare care nu contribuie la acest fenomen. De asemenea, ele pot contribui și la cedarea prin rupere, oboseală, fluaj sau fisurare corosivă sub tensiune. Tensiunile primare includ toate eforturile care provin din presiunea internă și sarcinile externe. Tensiunile primare sunt împărțite în componentele de membrană ( $P_m$ ) și de încovoiere ( $P_b$ ) după cum urmează: a) *Tensiunea de membrană* ( $P_m$ ) este

tensiunea medie pe grosimea secțiunii și care trebuie să satisfacă legile simple de echilibru ale componentei sau structurii. *b) Tensiunea de încovoiere ( $P_b$ )* este componenta tensiunii datorată sarcinii impuse care variază liniar peste grosimea secțiunii. Tensiunile de încovoiere sunt în echilibru cu momentul de încovoiere local aplicat componentei. BS 7910 privește ( $P_b$ ) ca o tensiune suprapusă peste ( $P_m$ ).



Exemple de liniarizare a distribuțiilor tensiunii primare sau secundare pentru defecte înglobate:  $P_m, Q_m = (\sigma_1 + \sigma_2)/2$ ;  $P_b, Q_b = (\sigma_1 - \sigma_2)/2$ ; Notă: Este acceptabilă orice distribuție liniarizată a tensiunii cu condiția ca ea să fie mai mare sau egală cu mărimea distribuției reale peste suprafața defectului

a) Liniarizarea distribuțiilor tensiunii la evaluarea ruperii.



Exemple de liniarizare a distribuțiilor anvergurii tensiunii pentru defecte înglobate:

$$P_m; Q_m = (\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2)/2; P_b; Q_b = (\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_2)/2.$$

b) Liniarizarea distribuțiilor anvergurii tensiunii la evaluările de oboseală.

Figura 5.12 Liniarizarea distribuțiilor de tensiune

(2) **Tensiunea secundară (Q) (Secondary stress).** Tensiunile secundare reprezintă tensiunile autoechilibrate necesare pentru a satisface compatibilitatea în structură. O descriere alternativă este aceea că ele pot fi îndepărtate prin curgere locală, tratament termic, etc. Tensiunile termice și reziduale sunt în mod uzual secundare (dar [5.5] specifică faptul că tensiunile termice alternante sunt tratate ca primare într-o evaluare de oboseală). O trăsătură semnificativă a tensiunilor secundare este că ele însele nu provoacă colapsul plastic deoarece ele provin din fenomene de deformare / deplasare limitată (blocată). Ele contribuie la severitatea condițiilor locale la vârful fisurii (a concentratorilor). Tensiunile termice (primare și secundare)

ar trebui să fie înmulțite cu coeficienții de nealinierie și de concentrare a tensiunii adecvați,  $k_t$  și  $k_m$ . Tensiunile pot fi împărțite în componentele de membrană ( $Q_m$ ) și de încovoiere ( $Q_b$ ) la fel ca și tensiunile primare.

(3) Tensiunile la discontinuități structurale sau vârfuri de tensiune (*Stresses at structural discontinuities*). Toate creșterile de tensiune care se adaugă tensiunilor primare și secundare și se datorează discontinuităților structurale sunt considerate a fi vârfuri de tensiune. Concentrările de tensiuni se produc la discontinuități structurale sub tensiunile primare și termice aplicate. Tensiunile secundare nu sunt influențate de către discontinuitățile structurale.

Există trei categorii de asemenea discontinuități:

- ⇒ discontinuități grosiere;
- ⇒ nealinieria și abaterea de la forma intenționată,
- ⇒ discontinuități locale precum sudurile, găurile, etc.

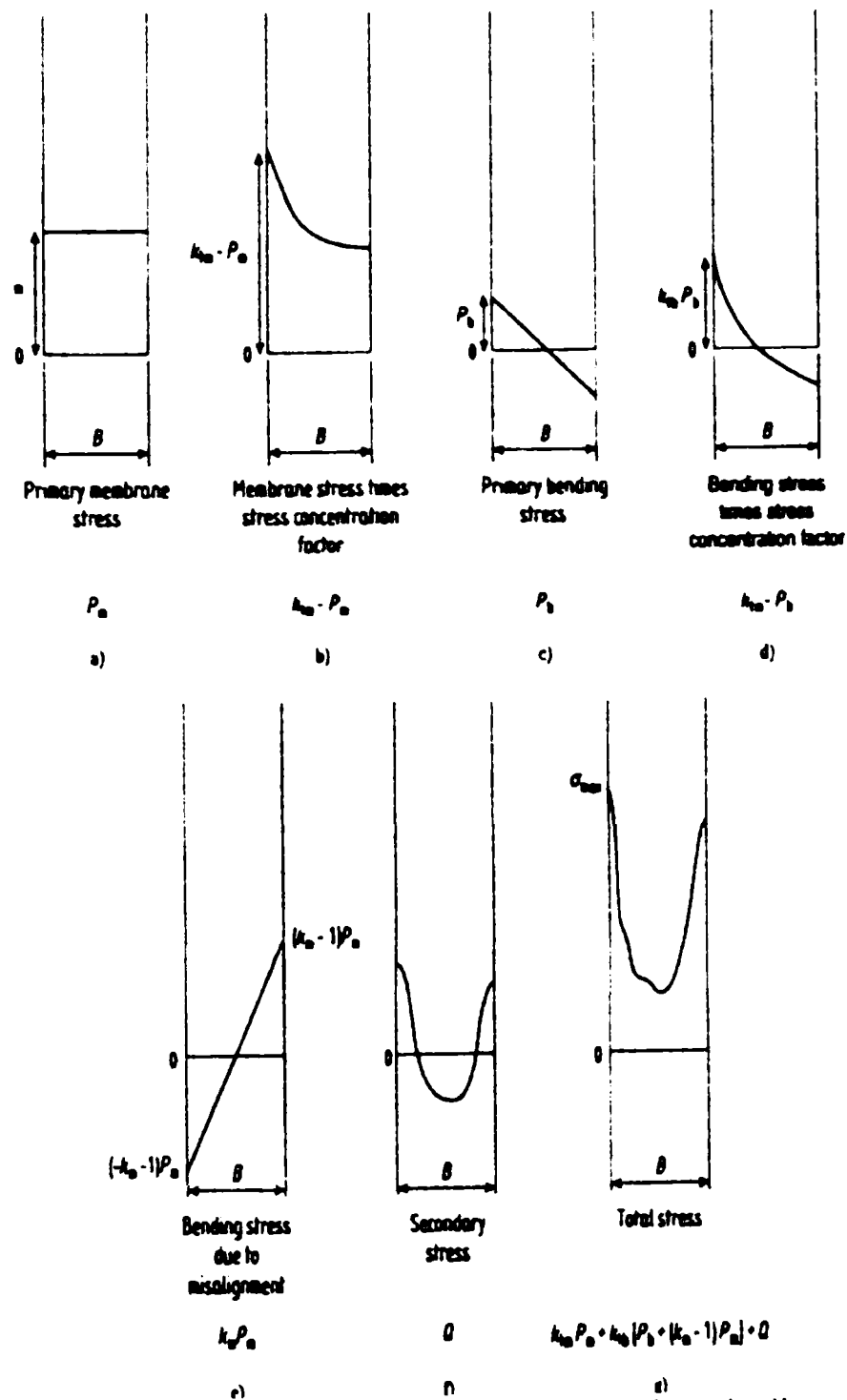


Figura 5.13 Reprezentarea schematică a distribuției tensiunii pe secțiune

În cazul structurii analizate a fost efectuat un calcul spațial pentru deschiderea a treia a vechiului pod CF Arad. Calculul s-a efectuat pe structura consolidată a podului (la nivelul anului 1989), în gruparea fundamentală, luând în considerare greutatea proprie a structurii și convoiul T 8,5, afectat de coeficientul dinamic calculat conform standardului 1911. În tabelul 5.2 sunt trecute valorile tensiunilor maxime din elementele supuse analizei.

Nr.	Element	Efortul unitar normal $\sigma$ [daN/cm <sup>2</sup> ]	Valoarea de comparație STAS $\sigma^1$ [daN/cm <sup>2</sup> ]
1	Lonjeron (câmp final)	984	1430
2	Lonjeron (câmp interm.)	1011	
3	Antretoază intermediară	1664	1620
4	Antretoază centrală	1784	
5	Grinda principală talpa inferioară	1183	1500

**Tabelul 5. 3** Tensiunile în elementele analizate (conf. calculului spațial)

### 5.2.3 Informații despre material obținute în baza unor încercări convenționale

Aceste informații vizează în primul rând caracteristicile de material obținute în baza încercărilor la tracțiune – limita de curgere convențională, rezistența la rupere, precum și modulul de elasticitate. De asemenea, sunt necesare informații despre compoziția chimică a materialului de bază, analize metalografice, precum și trasarea curbei de tranziție ductil – fragil și implicit cunoașterea valorii informative a temperaturii de tranziție.

Pentru structura analizată au fost executate astfel de analize de material; descrierea acestora, precum și concluzii pot fi urmărite în cadrul capitolului 4.

### 5.2.4 Date despre tenacitatea la rupere a materialului analizat

Pentru fiecare nivel de evaluare sunt date două trasee pentru determinarea tendinței de rupere a elementelor analizate. Ele apar ca ordonată pe FAD și se bazează fie pe coeficientul intensității tensiunii ( $K_I$ ) fie pe deplasarea la deschidere a vârfului fisurii CTOD ( $\delta$ ) (sunt date ca rapoarte ale ruperii notate  $K_r$ , sau  $\delta_r$ ). Astfel cunoașterea valorilor tenacității la rupere a materialului de bază al elementelor analizate este obligatorie. Determinarea acestor valori se face prin una din metodele K, J sau  $\delta$ . În [5.5] sunt specificații clare referitoare la determinarea acestor valori. La toate nivelurile se poate realiza echivalența dintre procedurile CTOD și J sau K folosind un factor de constrângere, X.

De asemenea, standardul BS 7910, permite determinarea tenacității materialului prin corelații bazate pe energia Charpy – V (KV). Se subliniază însă faptul că acest ghid de procedură a fost scris pentru mărcile de oțel moderne, pentru care astfel de formule de corelație tenacitatea



la rupere a materialului – energia KV dau rezultate satisfăcătoare. Pentru a verifica valabilitatea unor astfel de formule de corelare, autorul a întreprins unele studii în această privință.

#### **Relații între parametrii $K - J - \delta$**

Există o serie de relații teoretice stabilite între parametrii mecanicii ruperii. Aceste relații depind de domeniul în care se face analiza. Astfel, în [5.2] se arată că relația de legătură dintre  $\delta_{crit}$  și  $J_c$  este:

$$J_c = m \cdot \sigma_{flow} \cdot \delta_{crit} \quad (5.4)$$

unde pentru factorul de constrângere  $m$  s-a ales, pe baza rezultatelor experimentale și a analizelor pe elemente finite, valoarea 1,7.

Pentru corelarea deschiderii critice la vârful fisurii cu valori  $K$  s-a ales o relație adecvată oferită de standardul [5.5]. Astfel, folosind relația de legătură de forma (5.5) s-a făcut conversia valorii CTOD în valori  $K$ .

$$\delta = \frac{K^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E} \quad (5.5)$$

unde  $X$  este un factor (în general o valoare între 1 și 2) influențat de vârful fisurii și constrângerea geometrică și de capacitatea de întărire prin prelucrare a materialului.

Tot în [5.5] se precizează faptul că, dacă valorile lui  $X$  nu sunt cuantificate prin analize structurale se folosește  $X = 1$ .

#### **Relații între parametrul $K$ și energia Charpy $V$ (KV)**

Pentru studiul validității formulilor de corelare a energiilor consumate la ruperea prin șoc, Charpy V – CVN (*Charpy V Notch*), cu cele ale tenacității la rupere a materialului  $K_c$  au fost alese cele mai importante astfel de relații, cuprinse în literatura tehnică de specialitate. Se face precizarea că aceste formule au fost stabilite pentru cazul oțelurilor structurale, cu modulul de elasticitate  $E = 210\,000 \text{ N/mm}^2$ , respectiv pentru domeniul inferior de pe curba de tranziție ductil – fragil.

✚ Relația oferită de Barson & Rolfe [5.11]:

$$K_c = 6,67 \cdot (CVN)^{3/4} \quad (5.6)$$

$K_c$  – factorul de intensitate critic a tensiunii la vârful fisurii

CVN – energia Charpy V, determinată experimental

✚ Relația dată de Roberts – Newton [5.2]:

$$K_c = 9,35 \cdot (CVN)^{0,63} \quad (5.7)$$

$K_c$  – factorul de intensitate critic a tensiunii la vârful fisurii

CVN – energia Charpy V, determinată experimental

↓ Relația oferită de BS 7910:1999 [5.5]:

$$K_{mat} = \frac{820\sqrt{C_V - 1.420}}{B^{1/4}} + 630 \quad (5.8)$$

în care,

$K_{mat}$  – reprezintă estimarea limitei inferioare a tenacității la rupere [ $N/mm^{3/2}$ ];

$B$  – grosimea materialului pentru care este cerută estimarea lui  $K_{mat}$ ;

$C_V$  – energia la șoc Charpy la temperatura de serviciu [Joules].

Ecuția (5.8) este trasată și grafic pentru grosimi de 10, 25, 50, 75 și 100mm.

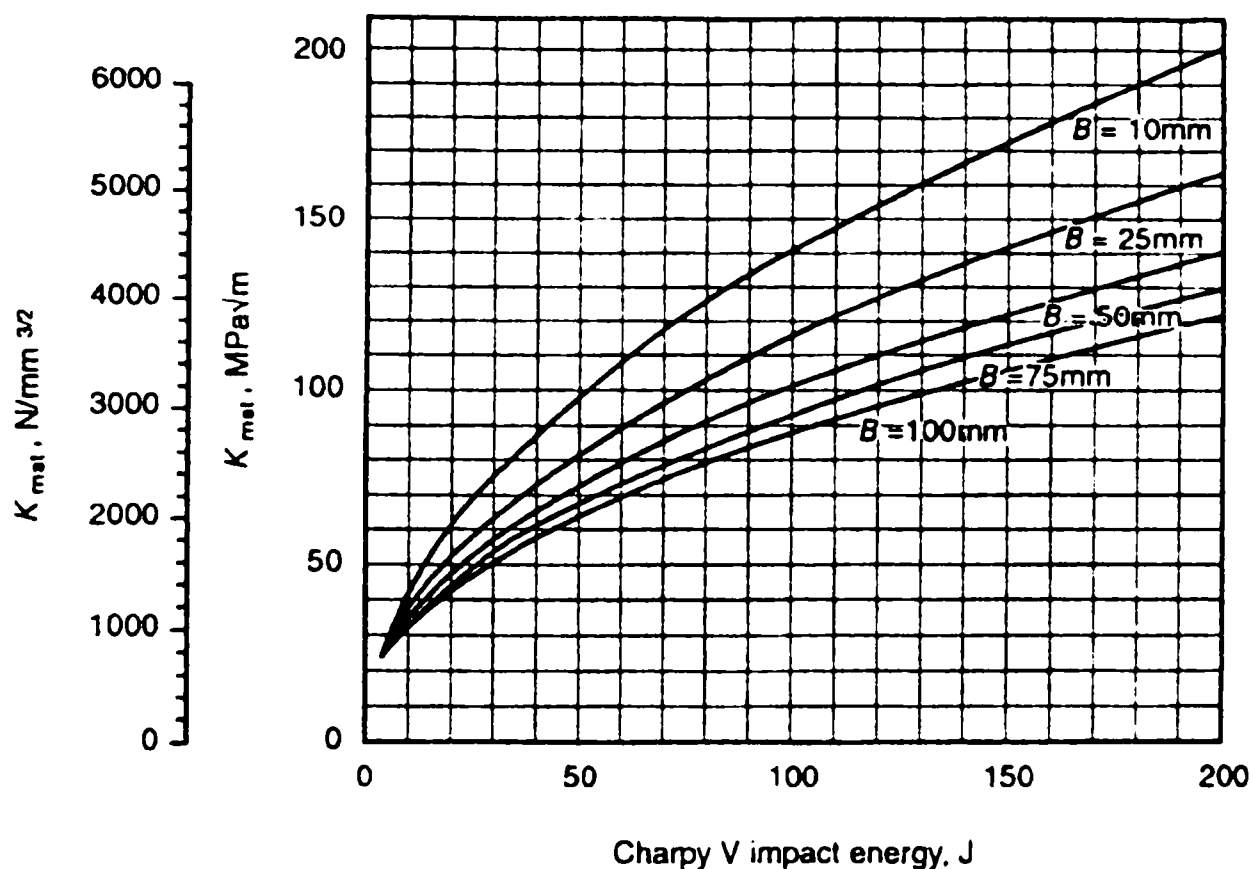


Figura 5.14  $K_{mat}$  stabilit funcție de energia Charpy V (determinată la încovoiere prin șoc), pentru domeniul inferior și de tranziție de pe curba ductil – fragil [5.5]

În cazul analizei făcute la podul CF de la Arad s-a procedat la determinarea valorilor critice ale deschiderii la vârful fisurii, pentru temperatura de exploatare de  $-20^{\circ}C$ . Această procedură a fost pe larg descrisă în capitolul 4 al tezei. Pe baza valorilor critice astfel obținute s-a făcut corelația cu valorile critice ale integralei J, respectiv ale factorului de intensitate K. În acest scop au fost aplicate formulele de corelare prezentate în prezentul paragraf. Calculele s-au efectuat tabelar în programul Excel; acestea sunt incluse în anexa 5.1.

În ceea ce privește valorile tenacității la rupere a materialului astfel obținute, a fost aplicată o abordare deterministă și una semiprobabilistă în conformitate cu prevederile anexei K din [5.5].

Abordarea deterministă a servit pentru cazul evaluării simplificate de nivel 1 și a utilizat ca parametru al mecanicii ruperii penultima valoare ca mărime din seria de rezultate experimentale. Procedura de alegere a valorii deterministe a parametrilor mecanicii ruperii este conținută în următorul tabel, cuprins în standardul britanic.

Numărul de rezultate de tenacitate a materialului	Valoarea echivalentă
3...5	Cea mai joasă
6...10	A doua cea mai joasă
11...15	A treia cea mai joasă

**Tabelul 5.4** Valorile echivalente ale tenacității ruperii față de minima din trei rezultate

Abordarea semiprobabilistă a servit pentru procedeul cuprins pe nivelul 2 de evaluare normală și s-a bazat pe valoarea minimă determinată printr-o prelucrare statistică a datelor obținute experimental, pe baza funcției de distribuție Weibull.

Repartiția Weibull are funcția de repartiție dată de relația:

$$F_x(x) = 1 - e^{-\left(\frac{x}{v}\right)^k} \quad (5.9)$$

și densitatea de repartiție:

$$f_x(x) = \frac{k}{v} \left(\frac{x}{v}\right)^{k-1} e^{-\left(\frac{x}{v}\right)^k} \quad (5.10)$$

Parametrii repartiției, și anume cel de localizare  $v$  și cel de formă  $k$ , se determină în funcție de media și coeficientul de variație ale variabilelor  $X$ , ca soluții ale următorului sistem de ecuații:

$$\sqrt{\frac{\Gamma(1+2/k)}{\Gamma^2(1+1/k)}} - 1 = V_x \quad (5.11); (5.12)$$

$$v = \frac{m_x}{\Gamma(1+1/k)}$$

în care, prima ecuație se rezolvă pe cale grafică, iar cea de a doua cu ajutorul funcției Gamma  $\Gamma$ .

Formula pentru calculul fractilului inferior este:

$$x_p = v \left( \ln \frac{1}{1-p} \right)^{1/k} \quad (5.13)$$

Pe baza acestor calcule au rezultat următoarele valori pentru tenacitatea la rupere a materialului, prezentate în formă  $K_c$  în tabelul 5.5.

Nr.	Element constructiv	Tenacitatea $K_c$ val. deterministă [ $\text{Nmm}^{-3/2}$ ]	Tenacitatea $K_c$ val. semiprobabilistă (minima Weibull, $\alpha_0\%$ ) [ $\text{Nmm}^{-3/2}$ ]
1	Lonjeron	3981	3133
2	Antretoază	3684	
3	Grinda principală	2273	1507

Tabelul 5. 5 Tenacitatea la rupere a materialului

**Concluzie:**

Se poate observa că din analizele efectuate a rezultat o tenacitate mai bună a materialului la rupere în cazul elementelor de rezistență ale căii și o valoare mai mică (cu aprox. 50 %) a acesteia în cazul grinzii principale.

Pe baza valorilor  $K_c$ , deduse din valorile critice la vârful fisurii  $\delta_c$  determinate experimental, a fost efectuată o analiză comparativă privind tenacitățile materialului obținute în baza relațiilor de corelare cu energia Charpy V (KV). Pentru corelările KV –  $K_c$  au fost utilizate relațiile (5.6) – (5.8). Astfel s-a putut trasa următorul grafic.

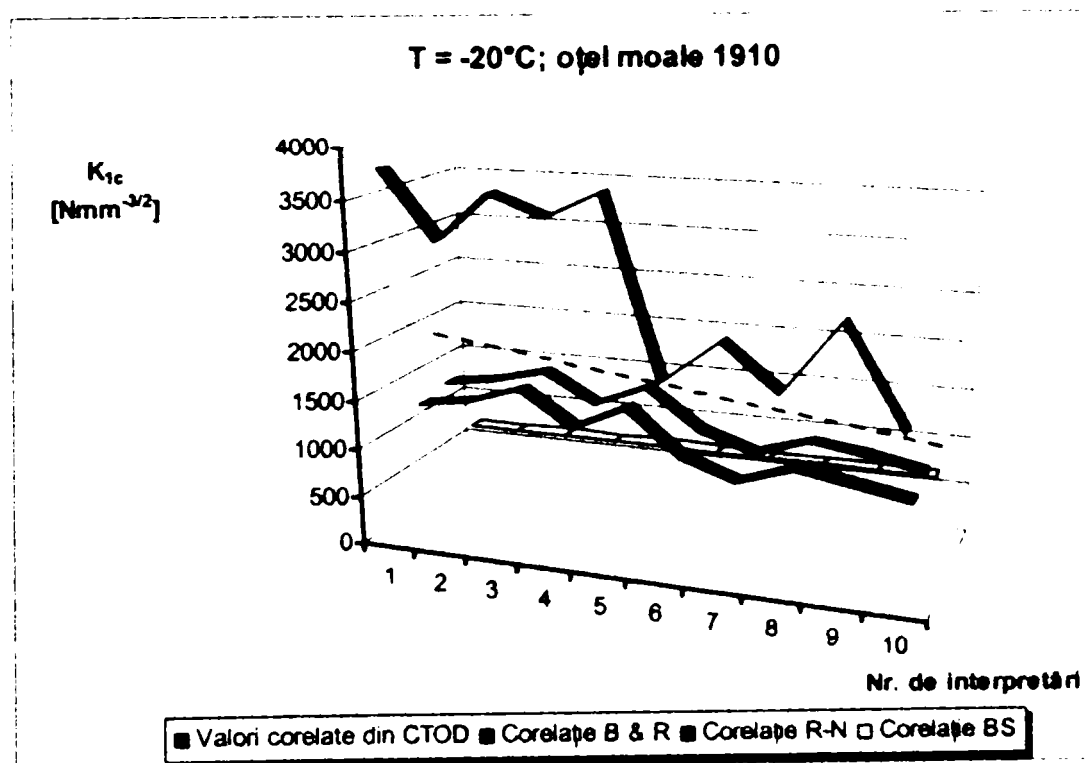
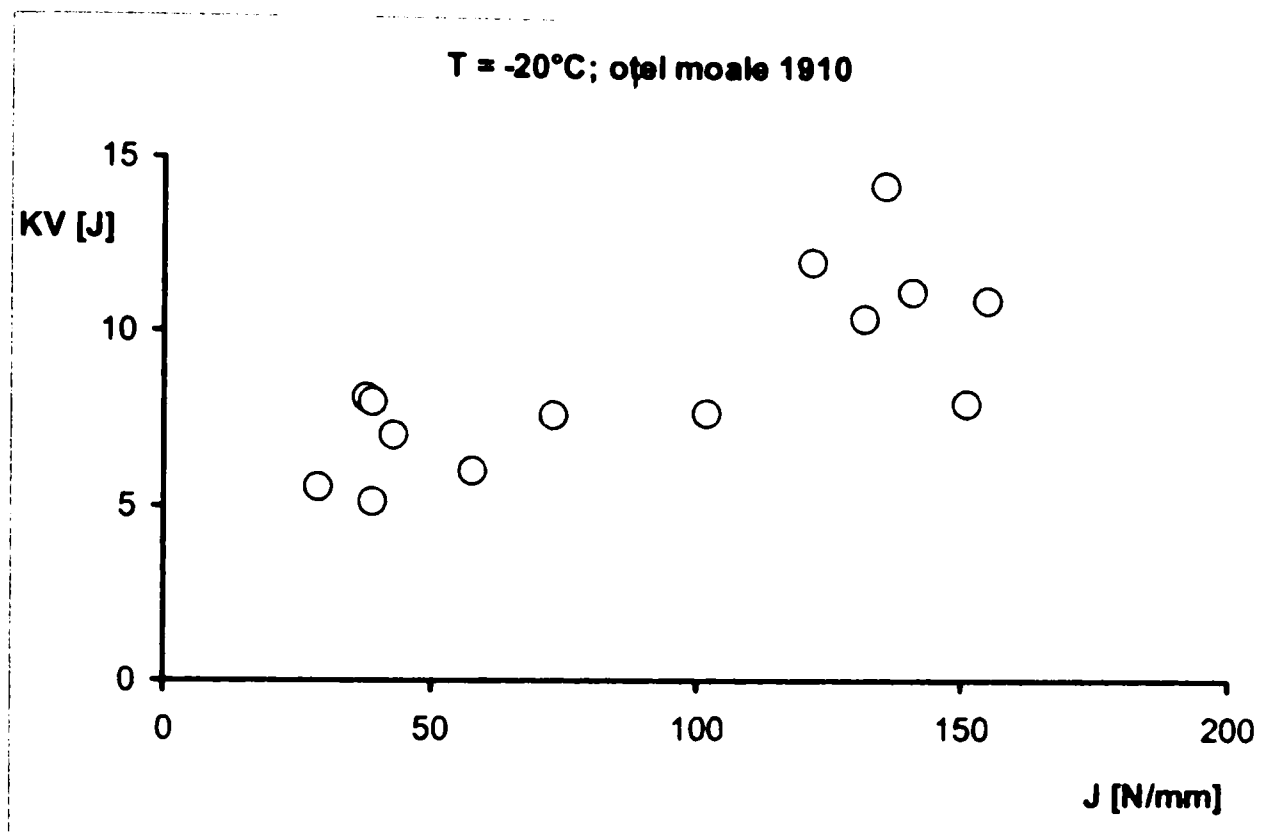


Figura 5. 15 Comparații ale tenacităților K la temperatura de -20°C

Analizând diagrama se observă faptul că valorile K obținute prin transformarea rezultatelor experimentale CTOD prezintă o împrăștiere mare (între 3800 – 1000  $\text{Nmm}^{-3/2}$ ). Nu același lucru se poate spune despre valorile K obținute în baza energiilor Charpy V. Mai mult decât atât, aceste valori prezintă un conservatorism ridicat, toate fiind mai mici decât valorile obținute prin încercări experimentale de mecanica ruperii.

Dacă discutăm tenacitatea la rupere a materialului în termeni de  $J_c$ , adică printr-un parametru din domeniul elasto – plastic al mecanicii ruperii (ca și valorile CTOD obținute experimental), se va observa aceeași împrăștiere mare a rezultatelor sesizată și în figura 5.15.



**Figura 5. 16** Energia Charpy V versus tenacitatea materialului  $J_c$ , la temperatura de  $-20^{\circ}\text{C}$

Se poate observa că pentru valori mici ale energiilor KV (5 – 15) tenacitatea la rupere a materialului prezintă variații mari, între 30 – 160 N/mm.

### **Concluzii:**

Se poate concluziona faptul că, deși astfel de corelații între tenacitatea la rupere a materialului (exprimată prin valori K sau J) și energia consumată la rupere Charpy V, notată KV, ar fi deosebit de binevenite, atât din punct de vedere al faptului că se determină ușor, prin încercări convenționale de încovoiere prin șoc, cât și din punct de vedere al costurilor reduse de încercare, valorile astfel obținute nu pot fi utilizate decât cu rezerve și în cadrul unor evaluări preliminare de mecanica ruperii, observându-se un conservatorism crescut al acestor valori. Cu toate că în literatura de specialitate sunt întâlnite relații de corelare între cele două caracteristici de material, o formulă care să înlocuiască încercările de mecanica ruperii nu a fost încă descoperită. Se face mențiunea că aceste relații de corelare oferă valori mai apropiate de realitate în cazul oțelurilor moderne (fabricate după anul 1950), dar și în acest caz ele trebuie întrebuințate cu rezervă.

Pe baza încercărilor experimentale efectuate, a studiului literaturii de specialitate din domeniu, a analizei unor studii similare [5.9] efectuate pe material prelevat din structurile unor poduri nituite vechi și a comparării rezultatelor obținute cu acestea, pot fi indicate următoarele valori minime ale tenacității la rupere a materialului și limita de curgere a podurilor metalice nituite vechi:

- ✓  $J_c = 10 \text{ N/mm}$  (la temperatura de  $-20^{\circ}\text{C}$ )
- ✓  $f_y = 230 \text{ N/mm}^2$

### 5.3 Evaluarea admisibilității defectelor – metoda practică.

#### 5.3.1 Analiza simplificată de nivel 1 (FAD-1)

Acesta este un traseu de evaluare simplificat aplicabil în situațiile în care există informații limitate privind caracteristicile de material sau tensiunile aplicate.

Pe acest nivel diagrama de evaluare a ruperii (FAD) este un dreptunghi, având aria limitată de axe și linia de evaluare. Defectul este acceptabil dacă  $K_r$  sau  $\delta_r$  sunt mai mici decât  $1/\sqrt{2}$  (deci 0,707) și dacă  $S_r$  este mai mic decât 0,8. Dacă punctul de evaluare se situează în aria din interiorul liniei de evaluare, defectul este acceptabil, dacă el se așează pe linie sau în afara sa, defectul este inacceptabil. Acolo unde nu este disponibilă tenacitatea ruperii măsurată ( $K_{mat}$  sau  $\delta_{mat}$ ) se poate folosi estimarea lui  $K_{mat}$  bazat pe energia Charpy-V, relația (5.8).

Procedura simplificată de nivel 1 ce trebuie aplicată pentru evaluarea acceptabilității defectelor la structurile de poduri este prezentată schematic în figura 5.17.

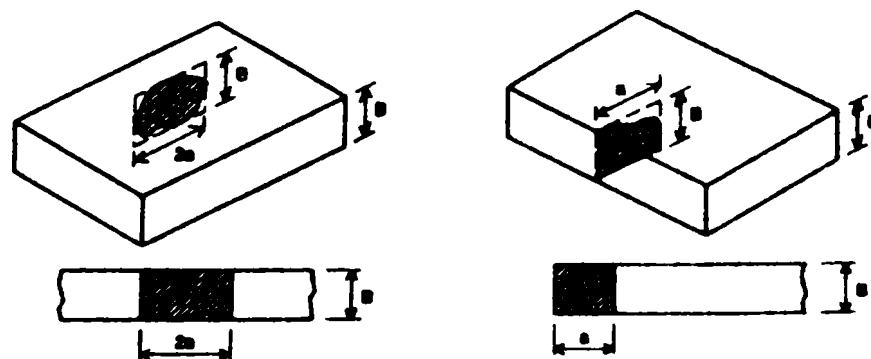
Astfel, este necesară realizarea următoarelor etape:

⇒ Se calculează printr-o analiză structurală tensiunea maximă în elementul analizat, rezultată din încărcările aplicate pe structură. Tensiunea folosită este efortul de tracțiune maximă,  $\sigma_{max}$  care se ia egal cu suma valorilor componentelor tensiunii. Se utilizează doar tensiunile de membrană nominale  $S_{nom}$ , pentru care:  $\sigma_{max} = k_t \cdot S_{nom} + (k_m - 1) \cdot S_{nom} + Q$ .

⇒ Se determină tenacitatea la rupere a materialului analizat prin parametrii  $K$ ,  $J$  sau  $\delta$ . Folosirea unor formule de corelație  $K - KV$  se va face cu rezerve; aceste valori se vor consulta cu date similare din literatură. În această situație evaluarea se va conduce pe baza valorii minime obținute prin corelare.

⇒ Determinarea parametrului  $K_r$  – raportul ruperii.  $K_r = \frac{K_I}{K_{mat}}$  (5.14), în care  $K_{mat}$  – reprezintă

tenacitatea la rupere a materialului elementului analizat, determinată pentru temperatura de exploatare. Factorul de intensitate a tensiunii la vârful fisurii  $K_I$  se determină cu relația:  $K_I = (Y \cdot \sigma) \cdot (\pi \cdot a)^{1/2}$  (5.15), unde  $Y \cdot \sigma = M \cdot f_w \cdot M_m \cdot \sigma_{max}$  (5.16) depinde de tipul defectului. Pentru podurile vechi nituite au fost alese cele două tipuri de defecte prezentate la punctul 5.2.1; în figura 5.17 se face o recapitulare a acestora. Formulele de determinare a factorului de corecție pentru aceste defecte sunt:



defect central pe toată grosimea

defect marginal pe toată grosimea

Figura 5.17 Atribuirea unei forme idealizate defectului real

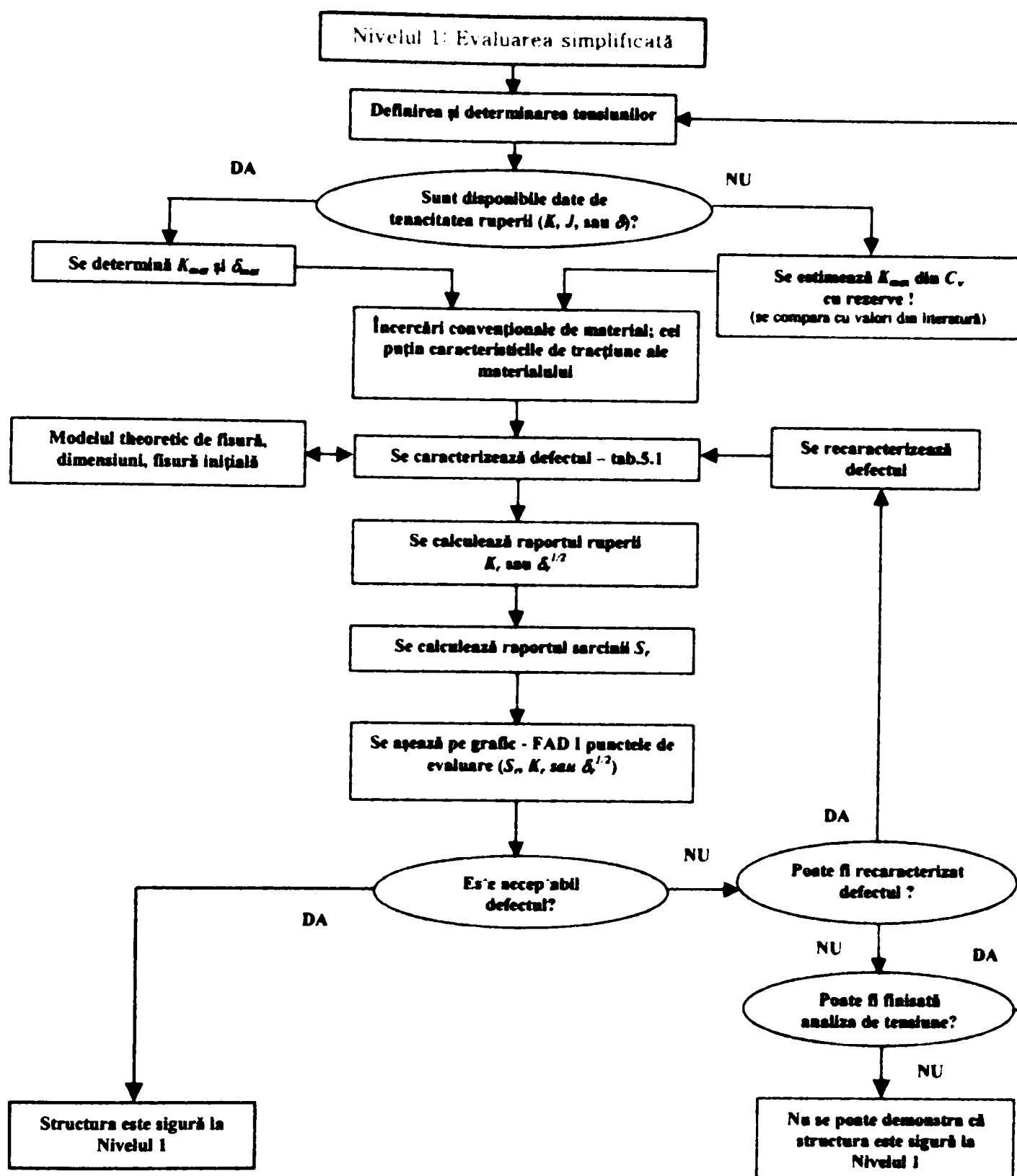


Figura 5. 18 Traseul schematic al procedurii de evaluare pe nivelul 1

- o Cazul defectului central pe toată grosimea plăcii „through thickness flow in plates” (BS7910 / M.3.1);

$$M = M_m = M_b = 1; \tag{5.17}$$

$$f_w = [\sec(\pi a/W)]^{0.5} \tag{5.18}$$

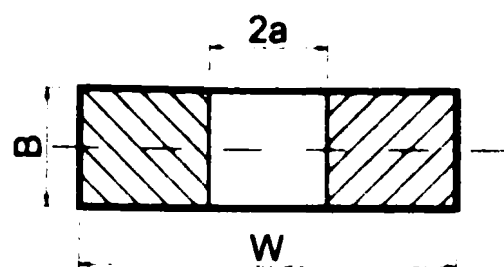


Figura 5. 19 Geometria defectului de tip „through thickness flaw”

- Cazul defectului marginal pe toată grosimea plăcii „edge flow in plates” (BS7910 / M.3.5);

Pentru  $a/W \leq 0,6$ ;

$$M = 1; f_w = 1 \quad (5.19)$$

$$M_m = M_b = 1,12 - 0,23(a/W) + 10,6(a/W)^2 - 21,7(a/W)^3 + 30,4(a/W)^4 \quad (5.20)$$

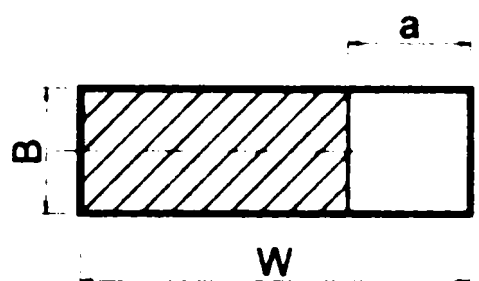


Figura 5. 20 Geometria defectului de tip „edge flaw”

- ✓ Determinarea parametrului  $\delta_r$  – raportul ruperii. Pentru evaluare poate să se opteze pentru un

traseu bazat pe valori CTOD. În acest caz raportul ruperii are relația  $\sqrt{\delta_r} = \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{max}}}$  (5.21)

- Pentru oțel și aluminiu, unde  $\sigma_{max}/\sigma_Y \leq 0,5$ :  $\delta_I = K_I^2 / (\sigma_Y \cdot E)$ ; (5.22)

- Pentru oțel și aluminiu, unde  $\sigma_{max}/\sigma_Y > 0,5$ :  $\delta_I = [K_I^2 / (\sigma_Y \cdot E)] \cdot (\sigma_Y / \sigma_{max})^2 \cdot [(\sigma_{max} / \sigma_Y) - 0,25]$  (5.23)

- ✓ Determinarea raportului sarcinii  $S_r$ ; pe baza relației  $S_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_r}$  (5.24), în care  $\sigma_{ref}$  se calculează

funcție de tipul de defect cu formulele:

- Cazul „through thickness flow” (BS7910 / P.3.1):

$$\sigma_{ref} = \frac{P_b + (P_b^2 + 9P_m^2)^{0,5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2a}{W} \right) \right]} \quad (5.25)$$

- Cazul „edge flow” (BS7910 / P.3.5):

$$\sigma_{ref} = \frac{P_b + (P_b^2 + 9P_m^2)^{0,5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \cdot \left( \frac{a}{W} \right) \right]} \quad (5.26)$$

unde,  $P_m$  și  $P_b$  au fost definiți la punctul 5.2.2.



Pentru determinarea valorii  $\sigma_f$  -- tensiunea de curgere (vezi figura 5.5) trebuie cunoscute caracteristicile de material -- limita de curgere convențională și rezistența la tracțiune, determinate în baza unor încercări de laborator de tracțiune.

⇒ Se reprezintă punctul / punctele de evaluare de coordonate ( $K_r$ ,  $S_r$ ) pe diagrama de evaluare a ruperii.

⇒ Se evaluează poziția punctului conform specificațiilor făcute.

În cazul podului vechi de la Arad au fost analizate următoarele elemente structurale: lonjeronii (atât talpa întinsă cât și inima), antretoazele (atât talpa întinsă cât și inima) și grinda principală. Au fost considerate defectele discutate la punctul 5.2.1, tensiunile maxime cuprinse în tabelul 5.3 și tenacitățile de material indicate în tabelul 5.5. Pentru această analiză pe nivelul 1 a fost realizată o automatizare a calculului în programul Mathcad, care pe baza unor date inițiale cerute de traseul de evaluare FAD-1, oferă automat coordonatele punctelor de evaluare (fișele de analiză sunt date în anexa 5.2). Astfel a rezultat evaluarea din figura 5.21.

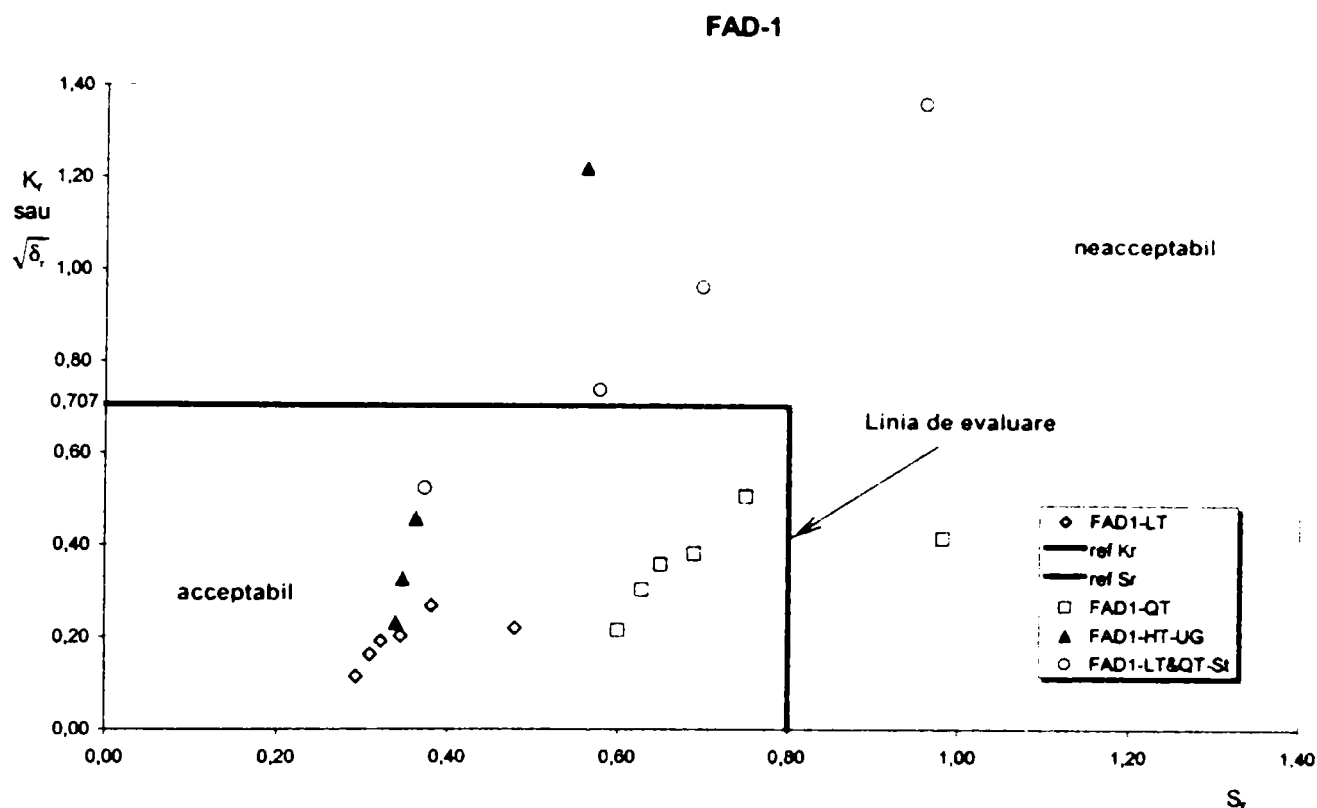


Figura 5. 21 Evaluare pe nivelul 1 – FAD-1

### Concluzii:

Din analiza punctelor de evaluare înscrise pe diagrama de evaluare a ruperii corespunzătoare nivelului 1 (FAD-1), se pot concluziona următoarele:

- ⇒ Defectele structurale prezente în elementele de rezistență ale căii - lonjeroni și antretoaze - în zona de talpă, analizate în baza modelelor 1 și 2, prezintă dimensiuni admisibile, care nu periclitează siguranța structurii în serviciu. Se constată o singură problemă, în cazul antretoazei, mai exact la corniera de prindere. Defectul studiat este de tipul fisură centrală pe toată grosimea plăcii, corespunzător modelului teoretic 1. Tipul de cedare în cazul acestui defect este prin rupere plastică și are drept cauză o valoare mare a tensiunii în elementul analizat. Această depășire a efortului maxim admis putându-se observa și în

baza rezultatelor calcului structural efectuat (tabelul 5.3). Cu alte cuvinte, problema înregistrată în acest caz nu este legată de o tenacitate insuficientă de material, ci de o suprasolicitare a elementului, iar măsura care ar trebui luată într-o astfel de situație este consolidarea elementului structural.

- ☞ În cazul inimii lonjeronilor și antretoazei, problema este ceva mai gravă, deoarece majoritatea punctelor de evaluare au rezultat în domeniul neacceptabil și mai mult într-o zonă de cedare combinată, dar preponderent fragilă. În acest caz trebuie făcută precizarea că sunt neadmisibile defectele teoretice luate în discuție și anume, fisuri care ajung la o lungime suficientă pentru a putea fi decelate (practic fisuri care depășesc cu minimum 2 mm marginea cornierei de prindere și care, în cazul de față, acoperă primii 90 mm ai platbandei de inimă). În realitate asemenea defecte nu au fost întâlnite în cazul celor două cupoane (unul de lonjeron și unul de antretoază) la care s-a investigat această zonă acoperită prin tăierea niturilor de gât.
- ☞ În ceea ce privește talpa inferioară a grinzii principale, cu toate că aceasta a prezentat o valoare minimă a tenacității materialului, evaluările făcute arată admisibilitatea dimensiunii defectelor analizate, cu o singură excepție (cazul 2.2.b – două fisuri marginale simetrice), unde s-a ales un defect teoretic (nedecelat în structură) cu o lungime mare.

### 5.3.2 Determinarea valorii critice a defectului $a_{crit}$ pe baza procedurii simplificate de nivel 1; FAD-1

O altă problemă deosebit de importantă care se poate rezolva cu ajutorul unei analize bazate pe diagramele de evaluare a ruperii (în cazul de față diagrama FAD - 1 de nivel 1) este determinarea valorii critice a unui defect. În cazul podurilor vechi cu structură nituită acest defect critic se traduce prin lungimea critică pentru care elementul își pierde capacitatea portantă sau la care se produce ruperea lui. Această valoare este utilizată apoi într-o analiză la oboseală, necesară pentru determinarea numărului de cicluri necesar ca o fisură de o anumită lungime inițială să se propage sub încărcările din trafic până la ruperea elementului.

Determinarea valorii critice se face tot pe baza parametrilor  $\delta_{mat}$  respectiv  $K_{mat}$  și a raportului ruperii  $K_r = \frac{K_1}{K_{mat}}$ , printr-o procedură iterativă.

Astfel, pe baza valorii limită a raportului de rupere:

$$K_r = 0,707 \Rightarrow K_1^{Limita} \quad (5.27)$$

$$\text{dar, } K_1 = (Y \cdot \sigma) \cdot (\pi \cdot a)^{1/2} \quad (5.28)$$

a.î. se poate determina, prin iterații repetate:

$$K_1^{a_i} = Y \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{\pi \cdot a_i} \quad (5.29)$$

unde,

Y – factor de corecție (depinde de tipul defectului)

$a_i$  – lungimea fisurii;  $a_i = a_{crit}$  atunci când  $K_1^{a_i} = K_1^{Limita}$

Acest calcul se rezolvă de asemenea automat pe baza fisierului construit în Mathcad. Rezultatele sunt cuprinse în anexa 5.2.

Totodată au fost comparate valorile  $a_{crit}$ , obținute prin procedura descrisă cu valori similare rezultate din calcule simplificate. Aceste calcule simplificate sunt descrise în continuare:

- Procedeu K

$$a_{crit} = \frac{1}{\pi} \cdot \left[ \frac{K_{Ic}}{Y \cdot \sigma_{max}} \right] \quad (5.30)$$

unde, pentru Y se iau valorile date în manualele de specialitate (Handbook).

- Metoda simplificată oferită de BS 7910:1999, în anexa N pentru determinarea valorii maxime admisibile a defectului:

$$a_m := \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \left( \frac{K_{Ic}}{\sigma_{max}} \right)^2, \text{ respectiv} \quad (5.31)$$

$$a_m := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{max}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{(\delta_{crit} \cdot E)}{2 \cdot \pi \cdot \left( \frac{\sigma_{max}}{\sigma_y} \right)^2 \cdot \sigma_y}, \frac{\delta_{crit} \cdot E}{2 \cdot \pi \cdot \left( \frac{\sigma_{max}}{\sigma_y} - 0.25 \right)^2 \cdot \sigma_y} \right] \quad (5.32)$$

**Observație:**

În baza comparării rezultatelor obținute se poate concluziona faptul că metodele simplificate oferă valori crescute pentru dimensiunea critică, respectiv maximă admisă a defectului, ceea ce conduce la observația că acestea sunt prea permissive. Este adevărat că, în realitate ruperea elementelor nu se produce pe linia de evaluare, așa cum procedeul FAD-1 o indică, ci undeva după această linie de demarcație, dar, cu toate acestea, diferențele dintre rezultate constau în faptul că metodele simplificate nu măresc cu suficientă acuratețe valorile tensiunilor la vârful fisurii pe măsură ce defectul crește și concentratorul se acutizează.

**5.3.3 Analiza normală de nivel 2 (FAD-2)**

Analiza pe nivelul 2 este traseul de evaluare normal pentru aplicare generală. Metoda prezintă o linie de evaluare dată de ecuația unei curbe și de o excludere. Dacă punctul de evaluare se așează în interiorul ariei limitate de axe și de linia de evaluare defectul este acceptabil, dacă el se așează pe sau în afara liniei defectul este considerat inacceptabil. Excluderea este dată pentru prevenirea colapsului plastic localizat.

Ecuțiile care descriu linia de evaluare sunt:

$$\sqrt{\delta_r} \text{, oder } K_r = (1 - 0,14L_r^2) \{0,3 + 0,7 \exp(-0,65L_r^4)\} \quad \text{pentru } L_r \leq L_{r \max} \quad (5.33)$$

$$\sqrt{\delta_r} \text{, oder } K_r = 0 \quad \text{pentru } L_r > L_{r \max} \quad (5.34)$$

Excluderea (cut – off) se fixează în punctul în care  $L_r = L_{r \max}$ ; unde:

$$L_{r \max} = (\sigma_Y + \sigma_u) / (2\sigma_Y) \quad (5.35)$$

$\sigma_Y$  – limita de curgere convențională a materialului

$\sigma_u$  – rezistența la tracțiune ultimă

În scopul definirii excluderii se pot folosi mai degrabă caracteristicile de material medii decât cele minime. Inerent nu sunt incluși coeficienți de siguranță. Pentru obținerea siguranței cerute se pot aplica coeficienți de siguranță parțiali adecvați (BS 7910:1999 / Anexa K) față de dimensiunile defectului, tensiunii, limitei de curgere și tenacității ruperii. Dimensiunile defectului și tensiunile sunt înmulțite cu coeficientul parțial de siguranță adecvat, iar tenacitatea ruperii și limita de curgere sunt împărțite. Evaluările sunt bazate pe o valoare singulară a tenacității. Evaluarea poate fi făcută pe baza estimărilor lui  $K_{r \max}$  sau  $\delta_{r \max}$ . Pe acest nivel, la podurile metalice cu durată mare de exploatare nu sunt acceptate corelări ale tenacității la rupere a materialului din valori ale energiei Charpy KV.

Procedura este schematizată în figura 5.22. Pentru efectuarea evaluării este necesară executarea următoarelor etape:

- ✓ Tensiunile cerute sunt tensiunile primare și secundare, deci  $P_m$ ,  $P_b$ ,  $Q_m$  și  $Q_b$ . Evaluările consideră distribuțiile reale ale tensiunii în vecinătatea defectelor, unde ele sunt cunoscute. Ele pot fi obținute prin liniarizare și ar trebui înmulțite cu coeficientul de siguranță parțial adecvat.

- ✓ Determinarea parametrului  $K_r$  – raportul ruperii.  $K_r = \frac{K_I}{K_{r \max}}$  (5.36), în care  $K_{r \max}$  reprezintă

tenacitatea la rupere a materialului elementului analizat, determinată pentru temperatura de exploatare. Se va utiliza valoarea minimă a tenacității obținută printr-o prelucrare statistică a datelor experimentale cu ajutorul unor funcții de repartiție lognormale sau Weibull. Factorul de intensitate a tensiunii la vârful fisurii  $K_I$  se determină cu relația:  $K_I = (Y \cdot \sigma) \cdot (\pi \cdot a)^{1/2}$ , în care, pentru nivelul 2  $Y \cdot \sigma = (Y \cdot \sigma)_p + (Y \cdot \sigma)_s$  (5.37)

$(Y \cdot \sigma)_p$  – contribuția tensiunilor primare

$(Y \cdot \sigma)_s$  – contribuția tensiunilor secundare

$$(Y \cdot \sigma)_p = M \cdot f_w [k_{m1} \cdot M_{k_{m1}} \cdot M_m \cdot P_m + k_{db} \cdot M_{k_{db}} \cdot M_b (P_b + (k_m - 1)P_m)] \quad (5.38)$$

$$(Y \cdot \sigma)_s = M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad (5.39)$$

Factorul de corecție  $Y$  se determină, ca și la nivelul 1, funcție de tipul defectului, cu relațiile (5.17) – (5.20).

De asemenea, se poate aplica un traseu bazat pe valori  $\delta$ .

- ✓ Determinarea raportului sarcinii  $L_r$ ; cu relația  $L_r = \frac{\sigma_{r \max}}{\sigma_Y}$  (5.40)

în care,  $\sigma_{ref}$  este obținută dintr-o soluție adecvată a tensiunii de referință, prin intermediul relațiilor (5.25) și (5.26).  $\sigma_Y$  – limita de curgere a materialului.

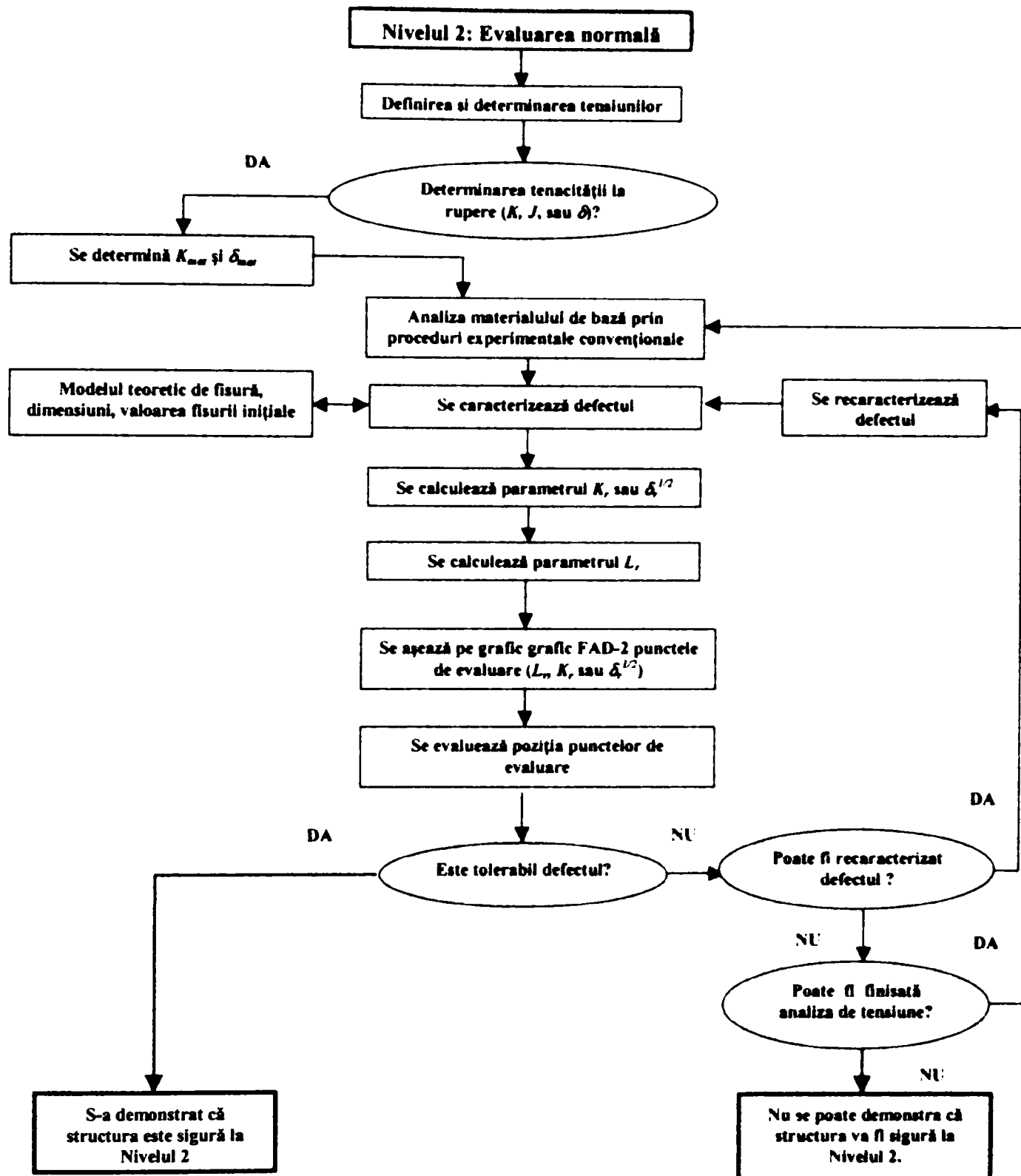


Figura 5. 22 Traseul schematic al procedurii de evaluare pe nivelul 2

- ✓ Se reprezintă punctul / punctele de evaluare de coordonate  $(K_r, L_r)$  pe diagrama de evaluare a ruperii de nivel 2.
- ✓ Se evaluează poziția punctului conform specificațiilor făcute.

În cazul evaluării pe nivelul 2 a podului vechi de la Arad au fost analizate următoarele elemente structurale: lonjeronii (atât talpa întinsă cât și inima), antretoazele (atât talpa întinsă cât și inima) și grinda principală. Au fost considerate defectele discutate la punctul 5.2.1, tensiunile

maxime cuprinse în tabelul 5.3 și tenacitățile de material indicate în tabelul 5.5. Pentru această analiză pe nivelul 2 a fost de asemenea realizată o automatizare a calculului în programul Mathcad, care pe baza unor date inițiale cerute de traseul de evaluare FAD-1 oferă automat coordonatele punctelor de evaluare (fișele de analiză sunt date în anexa 5.3). Astfel s-a putut trasa diagrama de evaluare din figura 5.23.

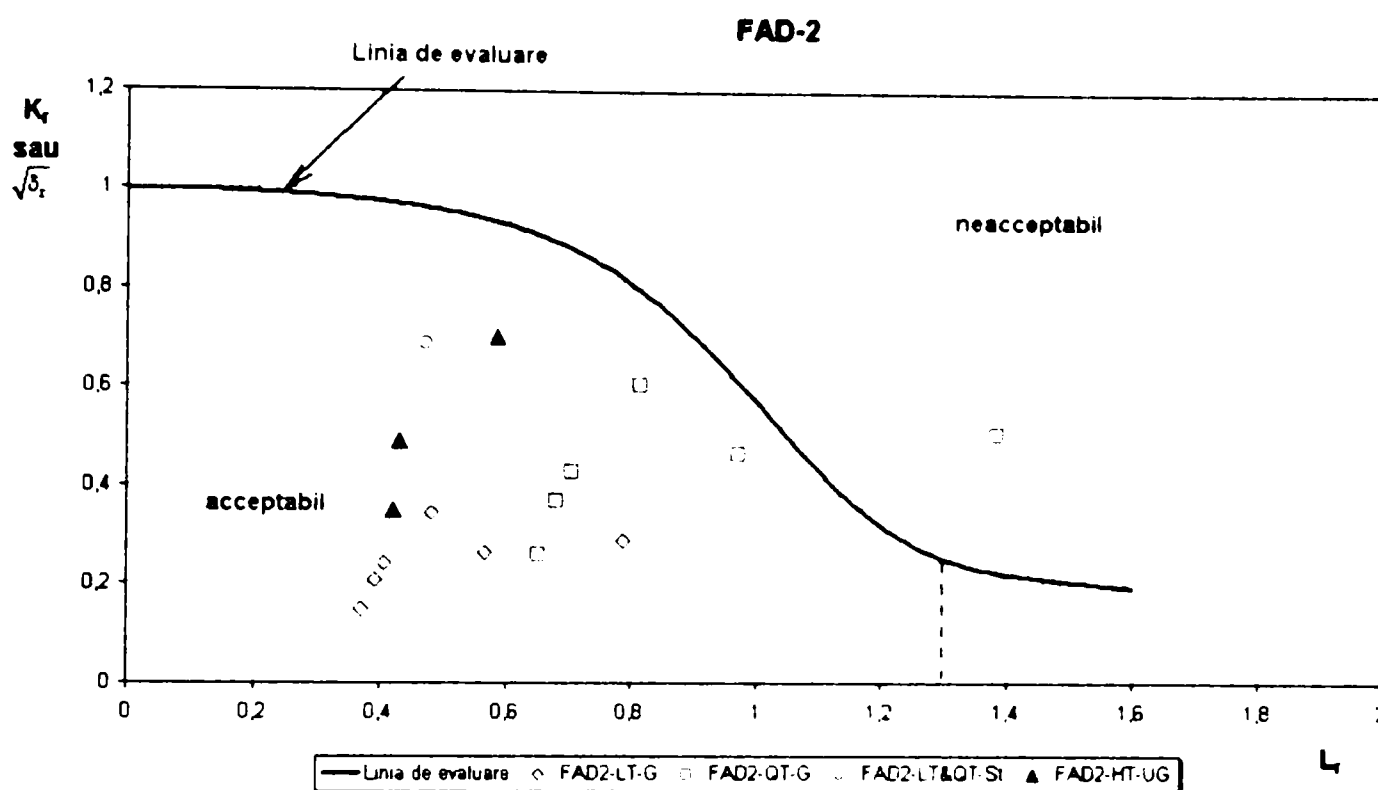


Figura 5. 23 Evaluare pe nivelul 2 – FAD-2

### Concluzii

Din analiza punctelor de evaluare poziționate pe diagrama de evaluare a ruperii de nivel 2 (FAD-2), se poate concluziona faptul că au rămas aceleași probleme ca și în cazul analizei pe nivelul 1. În zona de talpă a antretoazei se observă o supraîncărcare, respectiv în platbanda de inimă a lonjeronilor și antretoazelor defectele a căror lungime depășește cu 2 mm lățimea aripei comierei de prindere sunt neacceptabile. Cu toate că valorile tenacităților de material folosite pentru evaluarea de nivel 2 sunt mai mici decât în analiza de nivel 1, ele fiind determinate statistic ca valoare minimă dată de funcția de distribuție Weibull, domeniul acceptabil delimitat de linia de evaluare este în acest caz mai mare și astfel poziția punctelor de evaluare indică practic aceeași admisibilitate sau neadmisibilitate a cazurilor studiate pe cele două niveluri.

### 5.3.4 Determinarea valorii critice a defectului $a_{crit}$ pe baza procedurii normale de nivel 2; FAD-2

Determinarea valorii critice a defectelor este importantă, deoarece ea servește apoi ca valoare limită într-o analiză la oboseală bazată pe principiile mecanicii ruperii, necesară pentru determinarea numărului de cicluri necesar ca o fisură de o anumită lungime inițială să se propage sub încărcările din trafic până la ruperea elementului.

Având în vedere importanța practică a acestei valori critice, a fost realizat un program scris în Matematica 5.0, cu ajutorul căruia se poate determina în mod automat lungimea critică a fisurii. Acest program a fost gândit să rezolve două tipuri de defecte și anume cele caracteristice podurilor nituite vechi. Datele inițiale ce trebuie introduse pentru determinarea valorii critice a defectului sunt informații legate de nivelul de solicitare al elementului analizat, limita de curgere a materialului de bază, tenacitatea la rupere a materialului și lățimea plăcii în care este poziționat defectul. Evident va trebui ales traseul de calcul funcție de cele două tipuri de defect analizate: modelul cu fisură centrală pe toată grosimea plăcii, respectiv modelul cu fisură marginală pe toată grosimea plăcii. Punctul care va da valoarea critică a defectului se găsește la intersecția dintre linia de evaluare de nivel 2 și curba descrisă de creșterea defectului analizat.

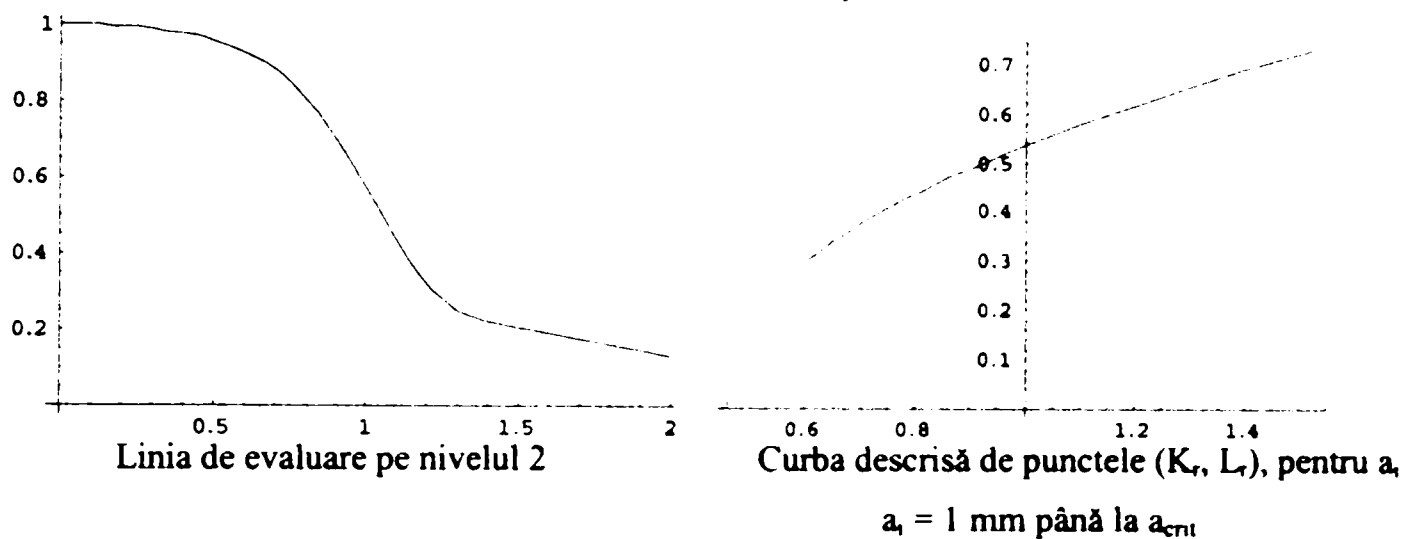


Figura 5. 24 Modul de determinare a valorii critice a defectului pe baza FAD-2

Cu acest program au fost determinate valorile lungimilor de fisură finale  $a_f$  (notate așa conform [5.5]) pentru aceleași cazuri analizate în cadrul evaluărilor efectuate pe baza diagramelor de evaluare a ruperii FAD. Cazurile analizate sunt descrise în anexele 5.2 și 5.3, în cadrul fișelor de evaluare. Valorile finale ale defectelor sunt date în tabele următoare.

Cazul analizat [mm]	ELEMENT		
	LT-G	QT-G	
1.1	$a_0$	19,25	19,25
	$a_f$	55,05	24,56
1.2	$a_0$	19,25	-
	$a_f$	27,03	-
2.1.a	$a_0$	5,00	5,00
	$a_f$	51,52	21,86
2.1.b	$a_0$	10,00	10,00
	$a_f$	51,52	21,86
2.2.a	$a_0$	19,25	19,25
	$a_f$	51,52	21,86

Tabelul 5. 6 Valorile finale ale defectelor pentru lonjeroni și antretoaze – platbanda de talpă

Cazul analizat [mm]	ELEMENT	
	HT-U0	
1.	$a_0$	19,25
	$a_f$	22,76
2.1.a	$a_0$	5,00
	$a_f$	33,51
2.1.b	$a_0$	10,00
	$a_f$	33,51

**Tabelul 5. 7** Valorile finale ale defectelor pentru grinda principală

Cazul analizat [mm]	ELEMENT	
	LT-St	QT-St
2.1.a	$a_0$	92,00
	$a_f$	127,68
2.1.a*	$a_0$	2,00
	$a_f$	92,00

**Tabelul 5. 8** Valorile finale ale defectelor pentru lonjeroni și antretoaze – platbanda de inimă

Cazurile notate cu \* sunt cele la care pentru fisura inițială teoretizată verificarea pe baza FAD a indicat neacceptabilitatea defectului, astfel încât s-a procedat la considerarea unei fisuri inițiale cu lung. de 2,0 mm frecvent decelată în structură.

### **Concluzii finale:**

- ✓ În prezentul capitol autorul a elaborat o metodologie de determinare a acceptabilității defectelor rezultate din exploatare și decelate în structurile de poduri, reușind pe baza unei abordări noi a fenomenului de rupere din oboseală să stabilească procedee și reguli coerente, cu caracter unitar, necesare în cadrul operațiunilor de întreținere, expertizare și verificare a structurilor cu vechime mare în exploatare.
- ✓ Această metodă de evaluare a defectelor reprezintă o primă etapă din cadrul unei metodologii mai ample bazată pe principiile mecanicii ruperi și descrisă în capitolul 3 al tezei, ea fiind urmată de o analiză la oboseală prin care se determină durata de viață rămasă a elementelor investigate, pe baza traficului real scurs pe pod.
- ✓ Metoda are caracter general, ea putând fi aplicată tuturor structurilor de poduri cu durată mare de exploatare, având structura nituită, atât de cale ferată cât și de șosea și poate fi extinsă și la podurile sudate.
- ✓ Metodologia stabilește reguli clare de abordare a elementelor structurale conținând defecte din serviciu, de determinare a dimensiunilor defectelor inițiale și de evaluare a valorilor critice ale defectelor finale.
- ✓ De asemenea a fost efectuat un studiu amănunțit, bazat pe rezultate experimentale, a parametrilor pe care este fundamentată teoria mecanicii ruperii  $K$ ,  $J$ ,  $\delta$ , oferindu-se



informații importante despre modul de determinare a tenacității la rupere a materialului, respectiv despre corelarea acestora cu valori ale energiei Charpy V.

- ✓ Bazat pe automatizările efectuate de către autor se poate spune că aplicarea acestei metode poate fi făcută ușor în practică, necesitând evident un personal calificat în acest domeniu.
- ✓ Această aplicație inginerescă a mecanicii ruperii în analiza siguranței structurilor de poduri cu durată mare de exploatare are caracter de noutate pentru țara noastră și oferă premisele pentru elaborarea unui normativ în acest domeniu.
- ✓ Se subliniază de asemenea că, deși în literatura de specialitate există multe analize bazate pe principiile mecanicii ruperii, a elementelor structurale conținând defecte, foarte puține dintre acestea oferă un cadru general de aplicare și în cazul altor structuri.

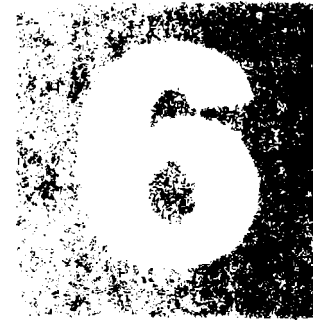


### Bibliografie – Capitolul 5

- [5.1]. Anderson, T., L., „*Fracture Mechanics - Fundamentals and Application*”, CRC Press inc., Florida, 1991.
- [5.2]. Barsom, J.M., Rolfe, S.T., „*Fracture and Fatigue Control in Structures. Application of Fracture Mechanics*”, Prentice Hall Inc., Third edition, ASTM – MNL41, Philadelphia, 1999.
- [5.3]. \* \* \*, Published Document PD 6493:1991, „*Guidance on method for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures*”, British Standard Institution, London, 1991.
- [5.4]. \* \* \*, R6 Method, 3<sup>rd</sup> revision, „*Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects*”, Central Electricity Generating Board (CEGB), UK, 1986.
- [5.5]. \* \* \*, BS 7910:1999, „*Guide on the Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures*”, British Standards Institution, London, 1999.
- [5.6]. Băncilă, R., Petzek, E., „*Experiența acumulată în managementul stabilirii siguranței în exploatarea a podurilor metalice existente în estul Europei*”, IIW Conference, București, 2003.
- [5.7]. Sedlacek, G., „*Grundlagen der Bruchmechanik – Vorlesung*”, Technische Hochschule Aachen, 2001.
- [5.8]. Dharani, L., „*Fracture Mechanics Lecture*”, University of Missouri – Rolla, USA, 2001.
- [5.9]. \* \* \*, ESDEP - European Steel Design Education Programme, „*Structural Systems - Refurbishment*”, Lecture 16.5, Vol. 28 Londra – 1995.

- [5.10]. \* \* \*, DS 805, „Tragsicherheitsnachweis bestehender Eisenbahnbrücken“, Hauptverwaltung der deutschen Bundesbahn, 1999.
- [5.11]. Barsom, J.,M., Rolfe,S.,T., „Correlation between  $K_{Ic}$  and Charpy V notch test results in the transition temperature range“, ASTM STP 466, pp.281-302, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, 1970.
- [5.12]. Lungu, D., Ghiocel, D., „Metode probabilistice în calculul construcțiilor“, Editura Tehnică, București 1982.
- [5.13]. Petzek, E., Băncilă, R., „Evaluation Principles for Safety in Operation of Railway Steel Bridges“, volumul conferinței aniversare Jubileul de aur, Cluj Napoca, 2003.
- [5.14]. Zerst, U., Langenberg, P., „Bruchmechanische Konzepte“, Materialprüfung, Jg. 43, C. Hanser Verlag, München, 2001.
- [5.15]. Albrecht, G., Sedlacek, G., „Gutachterliche Stellungnahme zum Gesamtzustand des Überbaus“, Ing.-Büro HRA Bochum – Lehrstuhl für Stahlbau RWTH Aachen, 1991.
- [5.16]. Albrecht, G., Laukel, S., „Lahnbrücke Lahnstein – Nachrechnung und Sicherheitsanalyse“ Sonderdruck aus Stahlbau, Ernst & Sohn Verlag, 1994 – Berlin.
- [5.17]. Hensen, W., „Grundlagen für die Beurteilung der Weiterverwendung alter Stahlbrücken“, Dissertation, RWTH Aachen, 1992.
- [5.18]. Petzek, E., Băncilă, R., „Aplicarea principiilor mecanicii ruperii la stabilirea siguranței podurilor metalice în exploatare“, Zilele Academice Timișene, ediția a VIII-a, Timișoara, 2003.
- [5.19]. Petzek, E., Băncilă, R., „Present Bridge Refurbishment Approaches“, Conferința internațională de Construcții Metalice, ediția a X-a, Timișoara, 2003.

」 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』



## CAPITOLUL 6. DETERMINAREA SIGURANȚEI ÎN EXPLOATARE A PODURILOR NITUIE PE BAZA PRINCIPIILOR MECANICII RUPERII.

### 6.1 Evaluarea la oboseală a elementelor structurale cu defecte.

Metodologia avansată de analiză, prezentată în capitolul anterior, necesară pentru determinarea acceptabilității defectelor decelate în structurile de poduri este urmată de o evaluare la oboseală a componentelor structurale conținând defecte. Această etapă se impune deoarece structurile de poduri sunt supuse la încărcări cu caracter repetitiv sub acțiunea cărora defectele decelate și evaluate ca fiind acceptabile cresc până la ruperea elementului. În aceste condiții este importantă cunoașterea perioadei de timp în care podul mai poate fi exploatat în condiții de siguranță.

Metoda de evaluare la oboseală a elementelor structurale cu defecte s-a dezvoltat pe posibilitatea de modelare, cu ajutorul unor legi cunoscute, a procesului de creștere a dimensiunilor unei fisuri în condițiile solicitărilor din oboseală. Această metodă are la bază prevederile standardului BS 7910:1999 [6.4], fiind adaptată pentru cazul podurilor metalice nituite, cu durată mare de exploatare. Ea poate fi aplicată și altor structuri de poduri la care au fost decelate defecte de tip fisură în timpul exploatării.

#### 6.1.1 Modelarea procesului de creștere a fisurii

Observații din practica de supraveghere a structurilor metalice, precum și rezultatele cercetărilor experimentale au arătat că, sub acțiunea încărcărilor ciclice repetate, dimensiunile unei fisuri înregistrează o evoluție crescătoare (figura 3.46). De asemenea, în capitolul 3 / 3.7 s-a arătat că durata de viață a unui element constructiv este alcătuită din numărul de cicluri de solicitare necesar pentru inițierea unui defect și numărul de cicluri necesar ca acest defect să se propage până la ruperea elementului (figura 6.1) [6.12].

Deoarece pe curba de propagare a fisurii în reprezentare dublu logaritmică (figura 3.45) se poate observa faptul că domeniul 2 se desfășoară pe un procent ridicat din extinderea totală a unei fisuri, rezultă cu o aproximație destul de bună că procesul de creștere a defectului la oboseală poate fi descris cu legea lui Paris.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (6.1)$$

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = Y(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})\sqrt{\pi a} \quad (6.2)$$

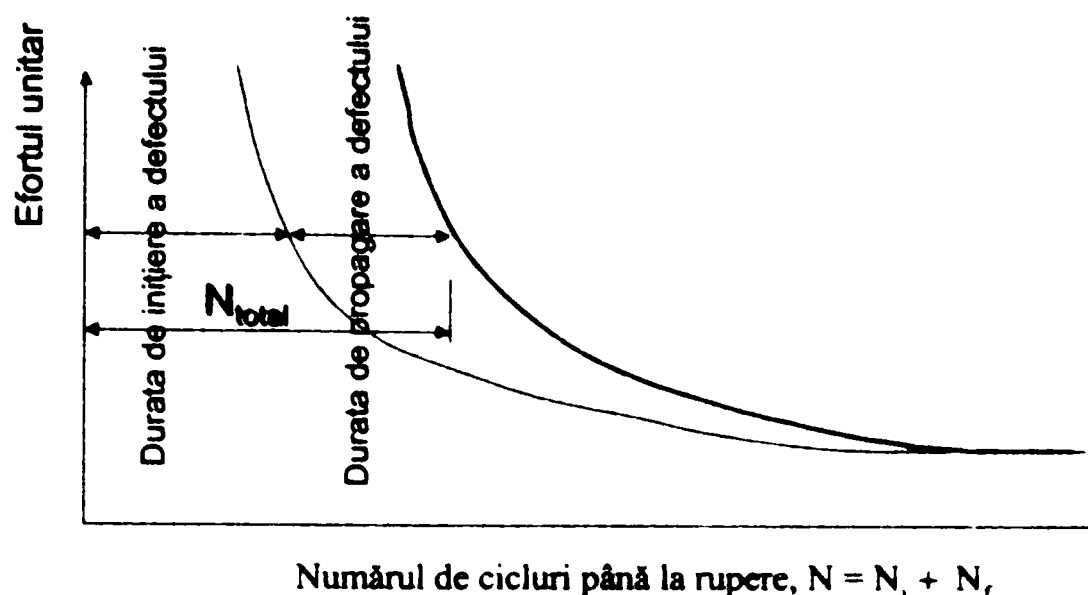


Figura 6.1 Procesul de creștere a unei fisuri

Astfel, dacă se cunosc valorile  $\sigma_{max}$  și  $\sigma_{min}$ , poate fi calculat factorul de corecție  $Y$ , funcție de cazul particular al elementului structural analizat și determinând experimental valorile constantelor de material  $C$  și  $m$ , se poate simula creșterea fisurii la oboseală printr-un procedeu ce conține următoarele etape [6.5], [6.11]:

- ✓ Se calculează creșterea  $da_1$  corespunzătoare ciclului de solicitare  $dN = 1$ , cu relația:

$$da_1 = C \cdot \Delta K^m \quad (6.3)$$

având ca date de intrare valorile  $\sigma_{max}$ ,  $\sigma_{min}$ ,  $C$ ,  $m$  și dimensiunea inițială a defectului  $a_0$ , respectiv dimensiunile elementului analizat.

- ✓ Pe baza creșterii  $da_1$  se calculează dimensiunea rezultată a fisurii în baza primului ciclu de solicitare:

$$a_1 = a_0 + da_1 \quad (6.4)$$

- ✓ Se verifică inegalitatea:

$$a_1 < a_f \quad (6.5)$$

unde,  $a_f$  – este valoarea finală a fisurii rezultată în baza unei evaluări făcute cu ajutorul FAD (capitolul 5). Dacă relația este îndeplinită se trece la pasul următor.

- ✓ Se calculează creșterea  $da_2$  corespunzătoare celui de-al doilea ciclu de solicitare aplicat, pe baza dimensiunii  $a_1$  și a celorlalte date de intrare și utilizând relația (6.3).

- ✓ Se calculează dimensiunea rezultată  $a_2$  cu relația:

$$a_2 = a_1 + da_2 \quad (6.6)$$

- ✓ Se verifică condiția:

$$a_2 < a_f \quad (6.7)$$

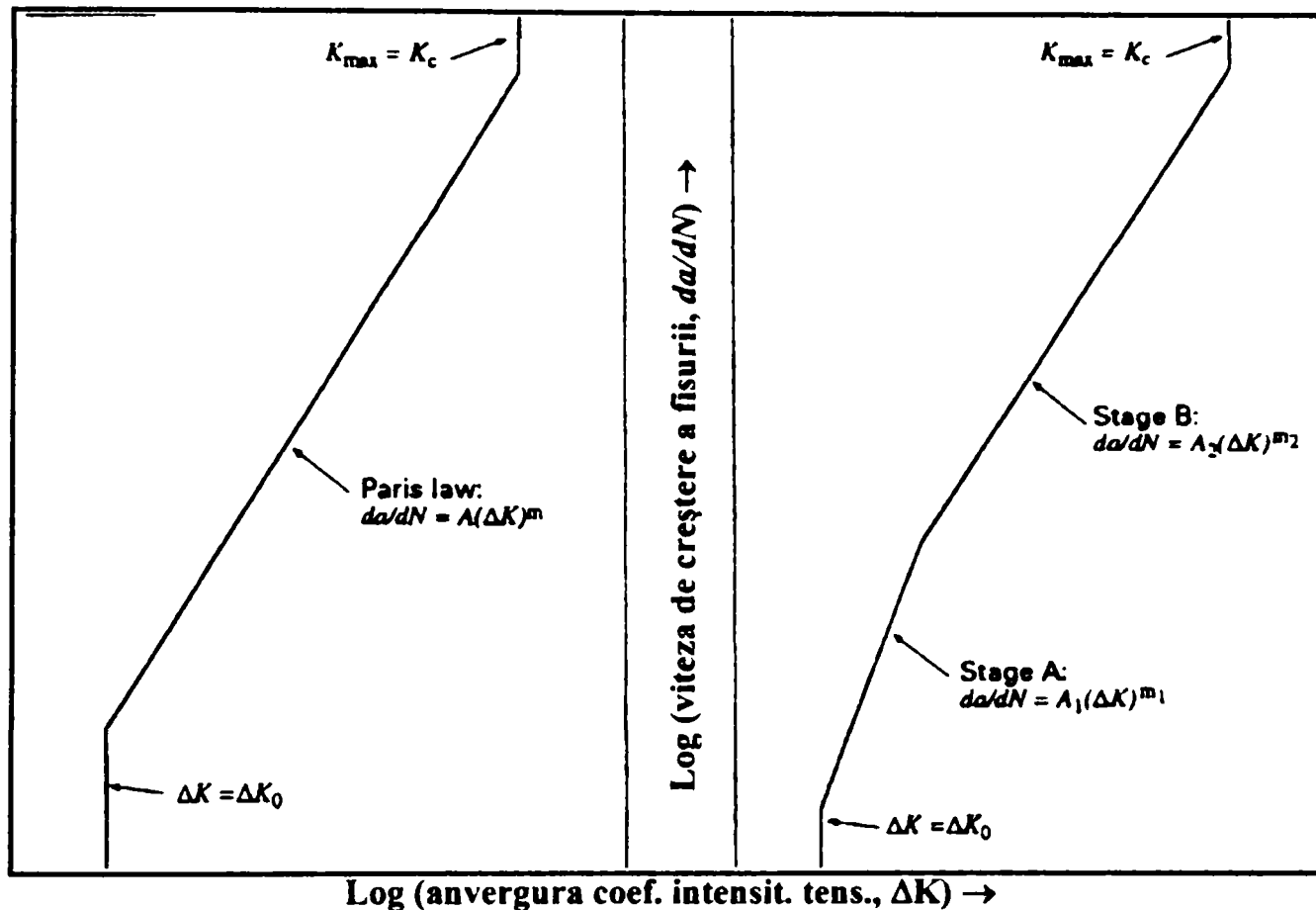
- ✓ Această procedură se repetă până când se înregistrează

$$a_i = a_f \quad (6.8)$$

Numărul de cicluri de solicitare  $N$ , pentru care s-a obținut relația (6.8), reprezintă durata de viață rămasă a elementului structural cu defect analizat.

### 6.1.2 Procedura generală

Procedura generală de evaluare la oboseală a elementelor structurale ce conțin defecte se bazează pe utilizarea legii lui Paris pentru a modela creșterea fisurii. Acest mod de evaluare, așa cum s-a mai arătat, a fost ales deoarece s-a observat faptul că relația generală dintre  $da/dN$  și  $\Delta K$  este o curbă sigmoidală într-un grafic al lui  $\log da/dN$  în funcție de  $\log \Delta K$ . Există o porțiune centrală pentru care poate fi rezonabil să se presupună o relație liniară (de ex. "legea Paris") sau, pentru o precizie mai mare de reprezentare a datelor, prin două sau mai multe linii drepte (figura 6.2) [6.4].



a) Relația „legii Paris” simplă de creștere a fisurii

b) Relația în două trepte de creștere a fisurii

Figura 6.2 Relații de creștere a fisurii

**Datele necesare pentru evaluare** sunt următoarele:

#### ► Ecarturile de tensiuni

Evaluarea de oboseală folosește ecarturile de tensiuni nominale aplicate. Acestea acționează pe secțiunea ce conține defectul și care rezultă din componentele variabile ale sarcinii. Tensiunile reziduale nu sunt incluse în tensiunile de calcul ale variației  $\Delta K$ , dar anumite tensiuni termice alternante pot fi luate în considerare. Astfel, este necesar să se identifice tensiunile primare și secundare (adică cele patru componente  $P_m$ ,  $P_b$ , respectiv  $Q_m$ ,  $Q_b$  – descrise în capitolul 5, paragraful 5.2.2) și distribuțiile lor pe grosime, dacă este posibil, pe durata unui ciclu de încărcare de oboseală.

La structurile sudate se calculează și contribuția variației tensiunii de vârf. Atunci când se calculează tensiunea aplicată sunt incluse doar concentrări ale tensiunii datorate discontinuităților structurale grosiere și nealinierii. Efectul unei discontinuități structurale locale asupra concentrării tensiunii, datorat de exemplu geometriei îmbinării sudate este luat în considerare doar într-o evaluare de mecanica ruperii ca parte a calculului factorului intensității tensiunii. Tensiunea de vârf datorată nealinierii depinde doar de componenta de membrană a

tensiunii aplicate. Dacă o îmbinare nealinată este în interiorul câmpului de concentrare a tensiunii, datorită discontinuității structurale grosiere, această tensiune de membrană trebuie să includă efectul discontinuității structurale grosiere.

*Determinarea ecarturilor tensiunii când se separă în componentele P și Q.* Procedura de determinare a anvergurii tensiunii atunci când este decisă în componentele P și Q este următoarea:

- a) Se identifică valorile algebrice extreme – maximă și minimă – ale tensiunilor primare și secundare  $(P+Q)_{\max}$ , și  $(P+Q)_{\min}$  și, dacă este posibil, distribuția lor pe grosime completă peste întreg ciclul de solicitare de oboseală considerat. Se consideră tensiunile aplicate de întindere și de compresiune a fi pozitive, respectiv negative.
- b) Se calculează tensiunea de vârf considerând discontinuitățile structurale grosiere.
- c) La cele două extreme din ciclul de solicitare se determină  $k_{tm}(P_m+Q_m) + k_{tb}(P_b+Q_b)$ . Se separă componentele tensiunii de membrană și de încovoiere  $\sigma_m$  și  $\sigma'_b$ , dacă este necesar prin liniarizarea distribuției tensiunii pe grosimea completă într-un mod conservativ. În particular, liniarizarea n-ar trebui să subestimeze tensiunile de suprafață sau pe cât posibil tensiunea ce acționează în regiunea defectului ce urmează a fi evaluat.
- d) Se calculează modificările maxime ale lui  $\sigma_m$  și  $\sigma'_b$ .
- e) Se calculează ecartul tensiunii suplimentare datorită nealinierii sub ecartul tensiunii de membrană  $\Delta\sigma_m[(k_m-1)\cdot\Delta\sigma_m]$ . Aceasta se adaugă la  $\Delta\sigma_b$  pentru a da ecartul tensiunii de încovoiere totală  $\Delta\sigma_b$ . În termeni de  $k_m$ :  $\Delta\sigma_b = \Delta\sigma'_b + (k_m - 1) \Delta\sigma_m$ . Dacă urmează a fi evaluată doar nealinieria, în acest stadiu  $k_m = 1$ , astfel încât  $\Delta\sigma_b = \Delta\sigma'_b$ .
- f) Ecartul tensiunii de membrană și cel de încovoiere pot fi folosite separat sau împreună, în funcție de tipul evaluării ce urmează a fi efectuată (funcție de soluțiile de calcul ale variației  $\Delta K$ ).

**Solicitarea cu amplitudine variabilă.** Dacă ecartul de tensiuni variază în timpul duratei de viață a structurii analizate (cazul podurilor), este necesară cunoașterea acestor variații în calcule. Astfel spectrul de solicitare trebuie să fie convertit într-un istoric de solicitare în trepte, folosind o metodă de numărare adecvată a ciclurilor (de exemplu metoda picăturii sau a rezervorului), fiind reprezentat ca o distribuție a ecarturilor de tensiune în funcție de numărul de produceri în perioada de timp acoperită.

#### ► Tipul și dimensiunile defectului

Tipurile de defecte și modul lor de idealizare a fost pe larg discutat în capitolul 5, la paragraful 5.2.1. Precizările făcute rămân valabile și în acest caz.

#### ► Legea de creștere a fisurii la oboseală

Legile de propagare a fisurii la oboseală recomandate de ghidul BS 7910:1999 pentru oțeluri structurale sunt:

- legea de tip Paris cu o singură pantă (figura 6.2 a);
- legea de tip Paris cu două pante (figura 6.2 b).

În mod evident legea de tip Paris cu două pante asigură o evaluare mai precisă.

Constantele de material  $C$  și  $m$  pot fi determinate experimental (procedeu recomandat pentru oțelurile structurale vechi, de convertizor) sau pot fi utilizate valorile date în ghidul de procedură [6.4] pentru cazul particular analizat.

► **Limite de propagare a fisurii.** În evaluarea de oboseală a defectelor plane ar trebui fixată o limită superioară la extensia propagării fisurii ce poate fi admisă fără producerea cedării în timpul exploatarei. Tensiunea totală maximă ( $P_m + P_b + Q + F$ ) ar trebui să fie folosită la determinarea dimensiunii fisurii maxime acceptate. Procedura de determinare a valorii finale a fisurii a fost descrisă și aplicată în capitolul 5, paragrafele 5.3.2 (procedeu simplificat) și 5.3.4 (procedeu normal de determinare).

Procedura de determinare a duratei de viață rămase, gândită pentru structurile de poduri cu durată mare de exploatare și bazată pe prevederile standardului BS 7910:1999 este prezentată schematic în figura următoare:

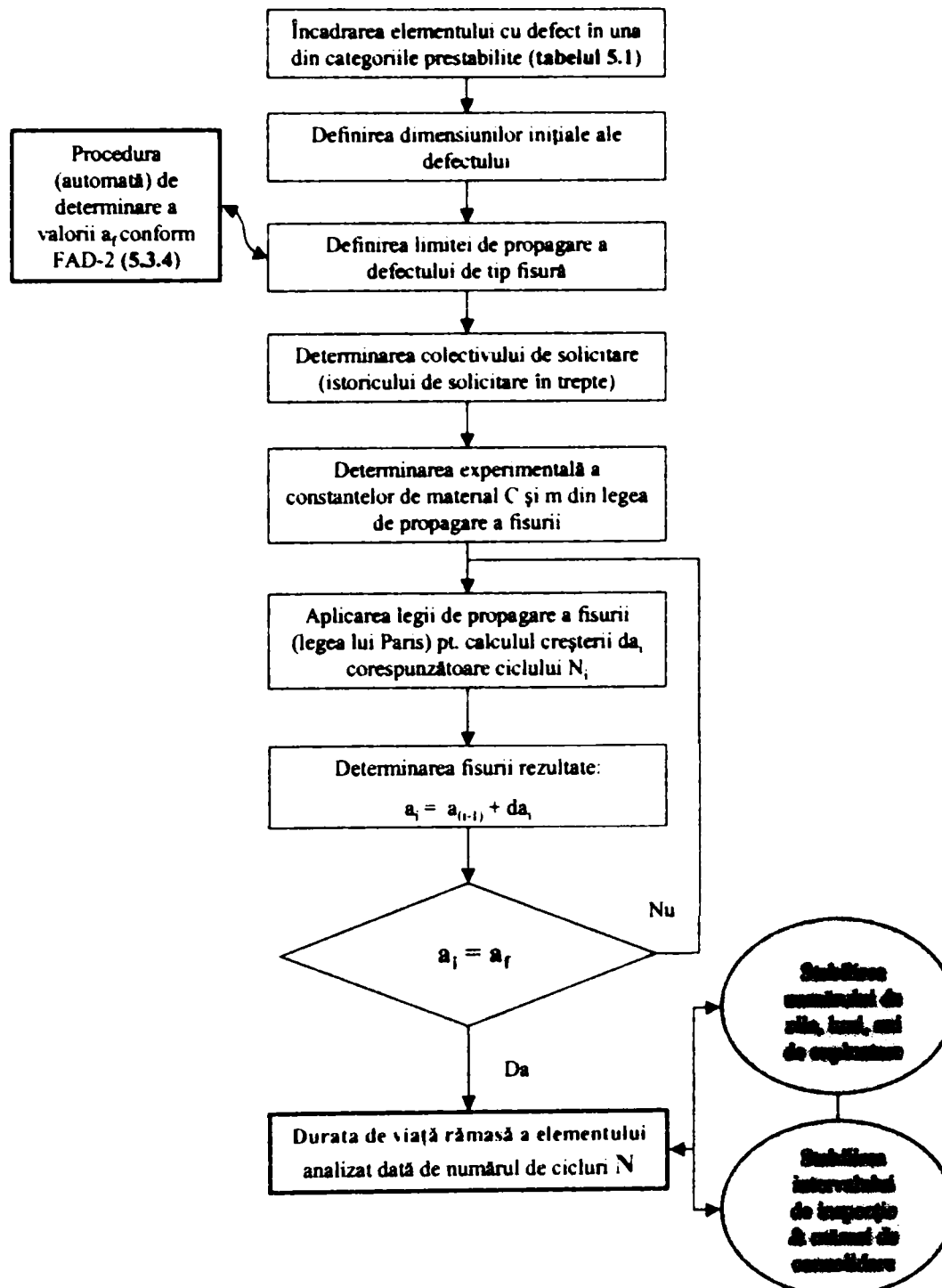


Figura 6.3 Schema logică de evaluare la oboseală a elementelor structurale cu defecte de oboseală

Se mai face precizarea că factorul  $(Y \cdot \sigma)$ , în cazul evaluărilor la oboseală este dat de relația:

$$(Y\Delta\sigma)_p = Mf_w[k_{tm}M_{km}M_{im}\Delta\sigma_m + k_{lb}M_{kb}M_b[\Delta\sigma_b + (k_m - 1)\Delta\sigma_m]] \quad (6.9)$$

$M$ ,  $f_w$ ,  $M_m$  și  $M_b$  iau valori funcție de diferite tipuri de defect.  $M_{km}$  și  $M_{kb}$  se aplică când defectul sau fisura este în regiunea concentrării tensiunii locale. Pentru  $k_t$ ,  $k_{tm}$ ,  $k_{lb}$  și  $k_m$  se face referire la paragraful 5.2.2. Și în cazul evaluărilor la oboseală a structurilor de poduri cu durată mare de exploatare s-au ales aceleași tipuri de defecte ca și în cazul analizelor de acceptabilitate a mărimii defectelor, astfel încât valorile pe care le iau coeficienții  $M$ ,  $f_w$ ,  $M_m$  și  $M_b$  sunt aceleași.

## 6.2 Conceperea programului automat de calcul pentru determinarea siguranței în exploatare a podurilor cu durată mare de serviciu.

Programul a fost conceput de autor pe baza metodologiei de evaluare la oboseală a elementelor structurale cu defecte, prezentată în paragraful anterior. Principiul de bază al acestei metodologii se bazează pe calculul creșterii dimensiunilor unui defect de tip fisură (care străpunge întreaga grosime a materialului), într-un ciclu de solicitare la oboseală și determinarea cu ajutorul acestui calcul a numărului de cicluri de solicitare  $N$ , necesare pentru a extinde defectul de la dimensiunea inițială până la valoarea finală acceptată. Pentru a simula creșterea defectului s-a folosit relația lui Paris, cu o singură pantă. Programul a fost scris în Visual C++, v. 6.0. Aplicabilitatea directă a acestuia este la structurile de poduri metalice nituite, dar poate fi folosit și la evaluarea altor elemente structurale, cu condiția ca tipologia de defecte pentru care a fost dezvoltat programul să satisfacă cerințele de evaluare propuse.

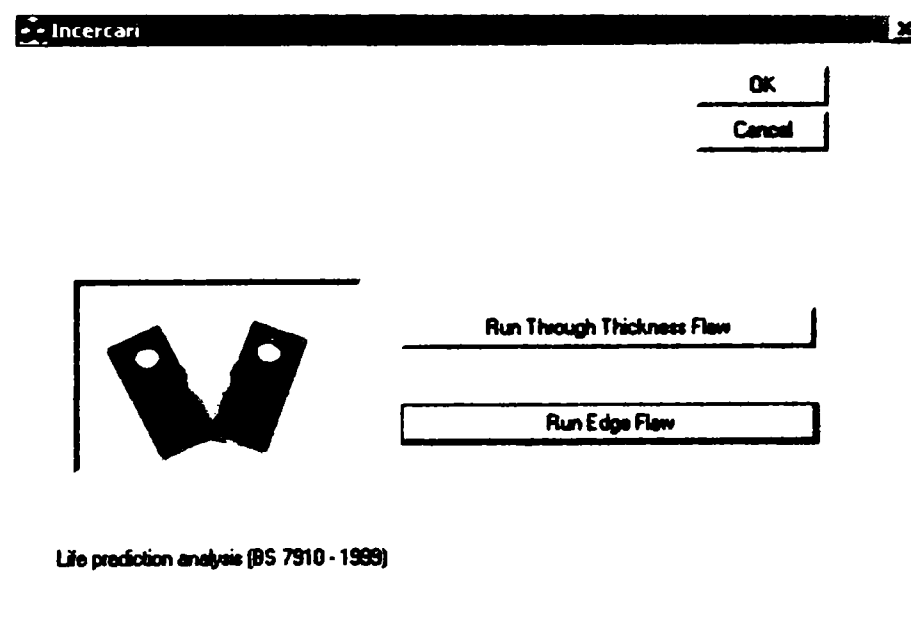


Figura 6.4 Fereastra principală a programului de simulare a creșterii fisurilor din oboseală

Utilizarea lui este deosebit de simplă. Programul rezolvă două tipuri de aplicații și anume:

- Evaluarea elementelor structurale la oboseală ce conțin defecte de tip fisură centrală pe toată grosimea corpului (de tip placă) – figura 6.5.



► Evaluarea la oboseală a elementelor structurale ce conțin defecte de tip fisură marginală pe toată grosimea corpului (de tip placă) - figura 6.7.

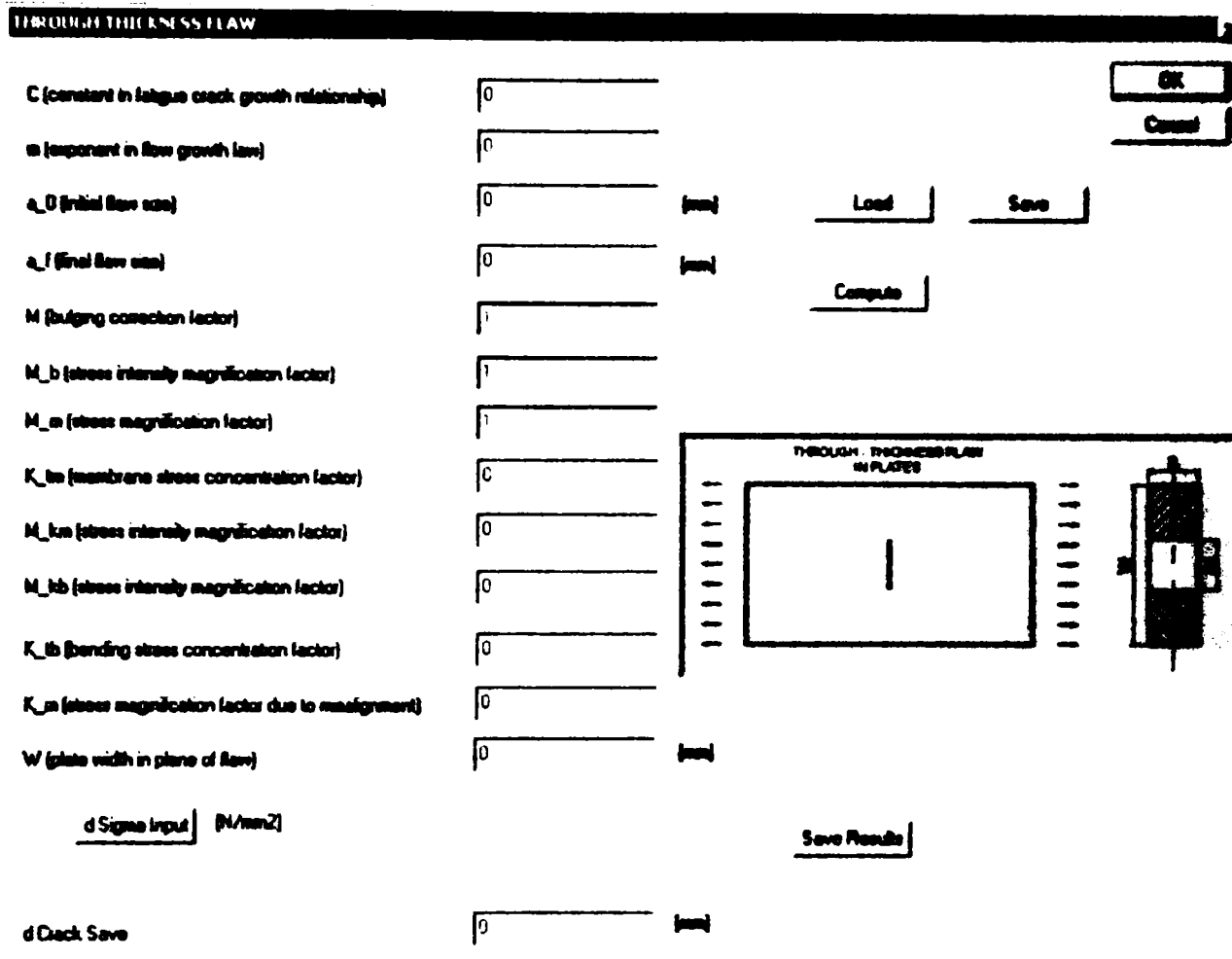


Figura 6.5 Aplicația nr. 1 a programului *Through Thickness Flaw*

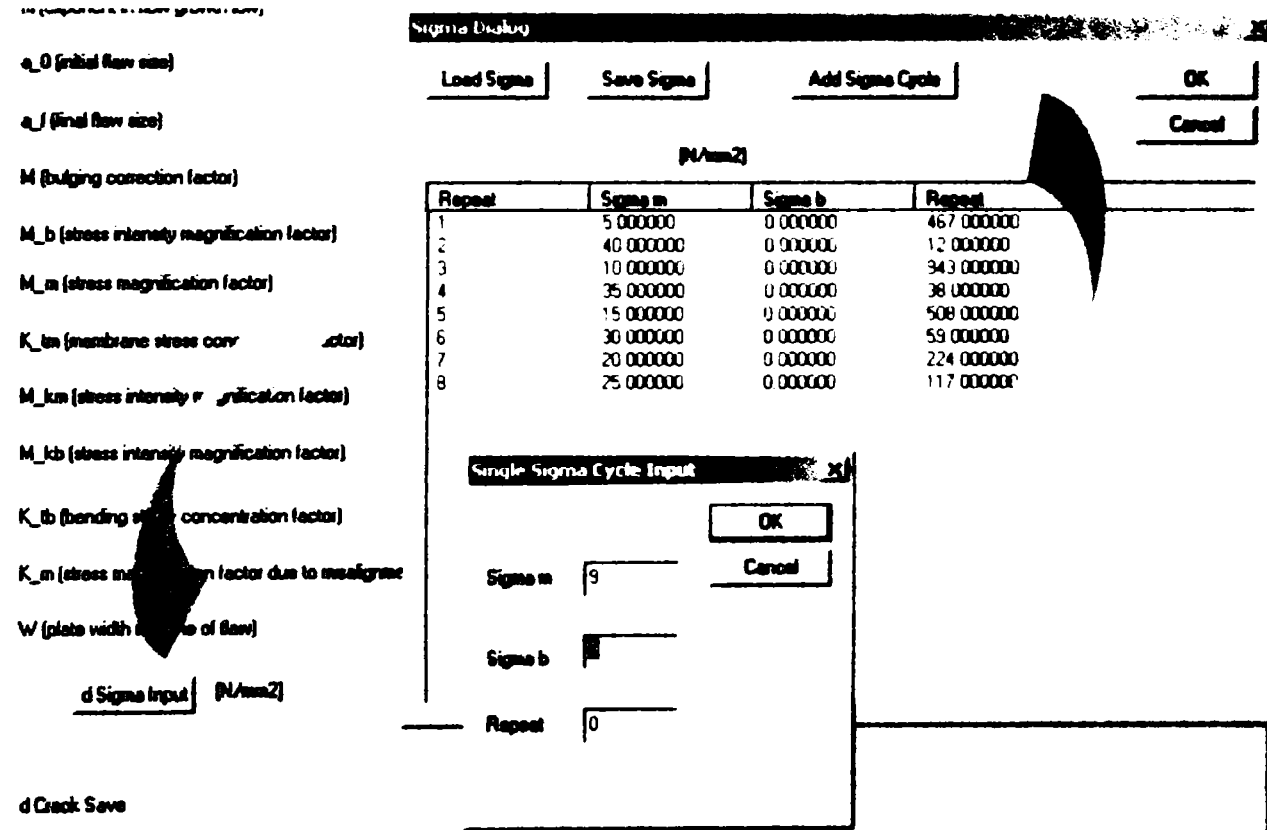


Figura 6.6 Fereastra de dialog pentru introducerea istoricului de solicitare în trepte  $\Delta\sigma$

Figura 6.7 Aplicația nr. 1 a programului – *Edge Flaw*

Programul se bazează pe următoarele date de intrare:

- Constantele de material  $C$  și  $m$  din legea de propagare a fisurii la oboseală.
- Dimensiunea inițială a fisurii  $a_0$  [mm].
- Dimensiunea finală a fisurii  $a_f$  [mm].
- Lățimea plăcii (platbandei) în planul defectului  $W$  [mm].
- Istoricul (colectivul) de solicitare  $\Delta\sigma$  [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ] – figura 6.6.
- Factorii de mărire a intensității tensiunii  $M_m$ ,  $M_b$ ,  $M_{km}$ ,  $M_{kb}$ .
- Factorii de concentrare a tensiunii  $k_t$ ,  $k_{tm}$ ,  $k_{tb}$ .
- Factorul de mărire a tensiunii datorită dezaxării  $k_m$ .

Fișierul de rezultate este de tipul \*.txt, conținând valori ale creșterii fisurii  $a$  în funcție de numărul de cicluri  $N$ , pe baza acestuia putându-se trasa curba de variație  $a=f(N)$ .

Programul a fost testat prin calculul unor exemple rezolvate din literatura de specialitate [6.7], oferind bune rezultate și dovedindu-și astfel aplicabilitatea.

### 6.3 Aplicarea metodologiei la calculul duratei de viață a vechiului pod de cale ferată de la Arad

Evaluarea la oboseală a vechiului pod CF de la Arad a vizat următoarele elemente structurale: lonjeroni (atât talpa cât și inima acestora), antretoaze (talpă, inimă) și grinda principală (talpa inferioară).

#### 6.3.1 Date necesare pentru evaluarea la oboseală

Aplicarea metodologiei s-a bazat pe următoarele date:

► **Studiul geometriei elementelor și a defectelor conținute de acestea.** (capitolul 5, paragraful 5.2.1) [6.7].

► **Stabilirea istoricului de solicitare.**

Metoda bazată pe principiile mecanicii ruperii prezintă un mare avantaj prin faptul că nu este necesar să fie refăcut istoricul de solicitare ce s-a scurs pe pod în trecut, nivelul de oboseală acumulat în elementele structurale fiind dat de constantele de material.

Traficul actual poate fi măsurat experimental prin înregistrarea trenurilor în circulație reală care trec prin secțiunea de cale ferată într-o anumită perioadă de timp (aleasă astfel încât să caracterizeze traficul prezent pe pod). Măsurătorile constau din înregistrări ale sarcinilor reale pe fiecare osie, lungime reală, tonaj total real, ampatamente reale la compunerea reală a convoiului. Traficul actual se poate stabili și pe baza trenurilor caracteristice tip anuale și coroborate cu măsurători experimentale.

Traficul feroviar într-o anumită secțiune de cale ferată este un fenomen cu caracter aleator prin faptul că variază:

- sarcinile pe osie funcție de tipul materialului rulant folosit și de realizarea coeficientului de încărcare a fiecărui vagon;
- caracteristicile convoaielor funcție de tipul materialului rulant și de compunere (poziția fiecărui vagon în cadrul convoiului), distanța dintre osii, distanțe între tampoane, etc.
- viteza de circulație și implicit coeficienții dinamici reali ce depind atât de materialul rulant cât și de răspunsul structurii.

Pentru structura supusă analizei s-au folosit înregistrările făcute de INCERTRANS în secțiunea podului Arad, prin măsurători „in situ” cu trenuri reale de circulație din care au rezultat oscilograme a trecerii trenurilor pe pod, și care reprezintă variația efortului unitar în elementele investigate, respectiv în punctele de măsurători alese. Aceste oscilograme înregistrate au fost apoi clasate pentru determinarea ecarturilor de tensiuni  $\Delta\sigma_i$  și frecvența de apariție a lor,  $n_i$ . În acest scop a fost utilizată metoda de numărare Rainflow (vezi capitolul 2 / 2.3.6). Clasarea ecarturilor de tensiuni s-a făcut pe niveluri de câte 50 cu o histereză față de mijlocul clasei de  $\frac{1}{4}$  intervalul clasei. Rezultatele se dau sub forma unor perechi de valori de ecarturi de tensiuni clasate pe intervale de 50 daN/cm<sup>2</sup> și frecvența lor de apariție ( $\Delta\sigma_i$ ;  $n_i$ ). Spectrele de solicitare pentru fiecare element analizat, așa cum au rezultat din măsurătorile de trafic real (tabelele 6.1 – 6.3), făcute pe perioada de 24 zile, sunt date în figurile 6.8 – 6.10.

$\Delta\sigma$ [daN/cm <sup>2</sup> ]	LONJERON						
	Persoane	Călători	Călători	Marfă	Marfă	Marfă	Total
50	48	14	20	193	41	151	467
100	127	98	29	245	191	253	943
150	41	94	35	112	122	104	508
200	12	41	10	28	77	56	224
250	6	17	2	8	35	49	117
300	6	10	1	0	17	25	59
350	6	6	1	0	13	12	38
400	0	0	0	0	9	3	12

$\Delta\sigma_e$  [daN/cm<sup>2</sup>] = 196,85 Total (24 zile): 2368

Tabelul 6. 1 Clasarea măsurătorilor de trafic real pe pod pentru lonjeron

### BLOCUL DE SOLICITARE - LONJERON

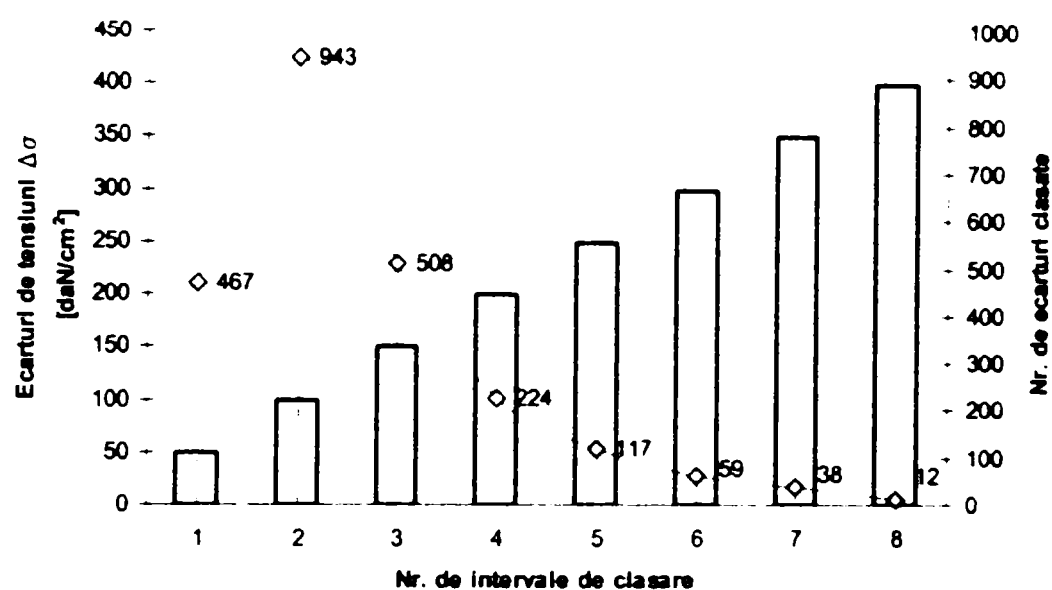


Figura 6. 8 Spectrul (istoric) de solicitare pentru lonjeroni

$\Delta\sigma$ [daN/cm <sup>2</sup> ]	ANTRETOAZĂ						
	Persoane	Călători	Călători	Marfă	Marfă	Marfă	Total
50	1	0	0	1	0	1	3
100	16	6	4	4	24	55	109
150	7	24	11	10	92	121	265
200	10	71	23	130	60	59	353
250	65	32	12	143	44	29	325
300	28	10	3	36	20	20	117
350	6	8	2	11	22	12	61
400	3	7	0	0	5	3	18
450	0	1	0	0	0	0	1

$\Delta\sigma_e$  [daN/cm<sup>2</sup>] = 251,47 Total (24 zile): 1252

Tabelul 6. 2 Clasarea măsurătorilor de trafic real pe pod pentru antretoază

## BLOCUL DE SOLICITARE - ANTRETOAZĂ

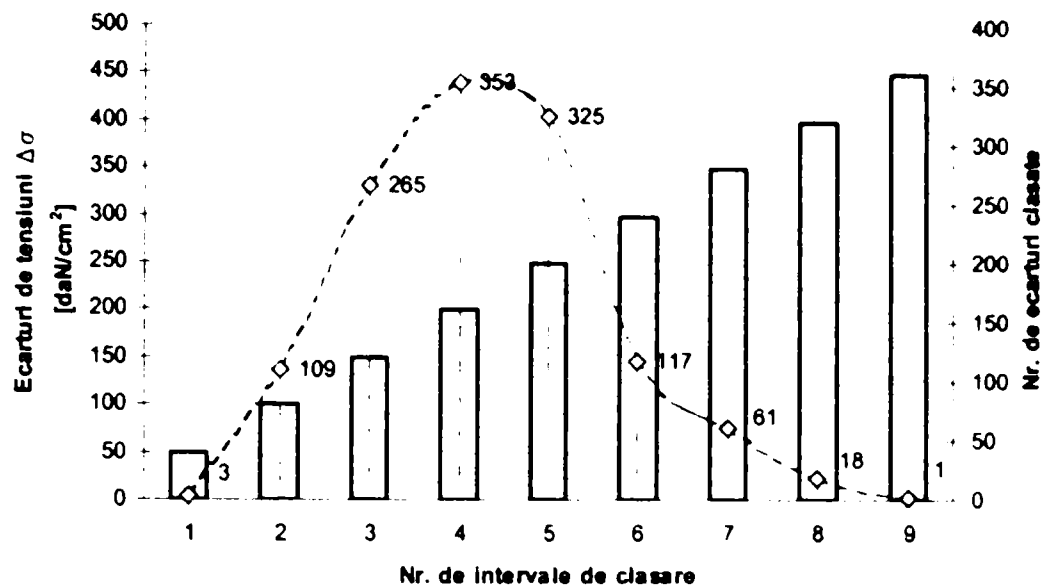


Figura 6.9 Spectrul (istoric) de solicitare pentru antretoaze

$\Delta\sigma$ [daN/cm <sup>2</sup> ]	GRINDA PRINCIPALĂ						Total
	Persoane	Călători	Călători	Marfă	Marfă	Marfă	
50	8	0	1	35	2	8	54
100	88	14	15	259	60	89	525
150	38	44	18	33	50	71	254
200	1	6	4	13	22	25	71
250	2	7	4	12	11	11	47
300	8	2	2	6	15	3	36
350	2	7	3	2	16	5	35
400	1	2	0	2	4	4	13
450	1	2	0	0	1	0	4
500	0	2	0	0	1	0	3

 $\Delta\sigma_e$  [daN/cm<sup>2</sup>] = 229,26

Total (24 zile): 1042

Tabelul 6.3 Clasarea măsurătorilor de trafic real pe pod pentru grinda principală

## BLOCUL DE SOLICITARE - GRINDA PRINCIPALĂ

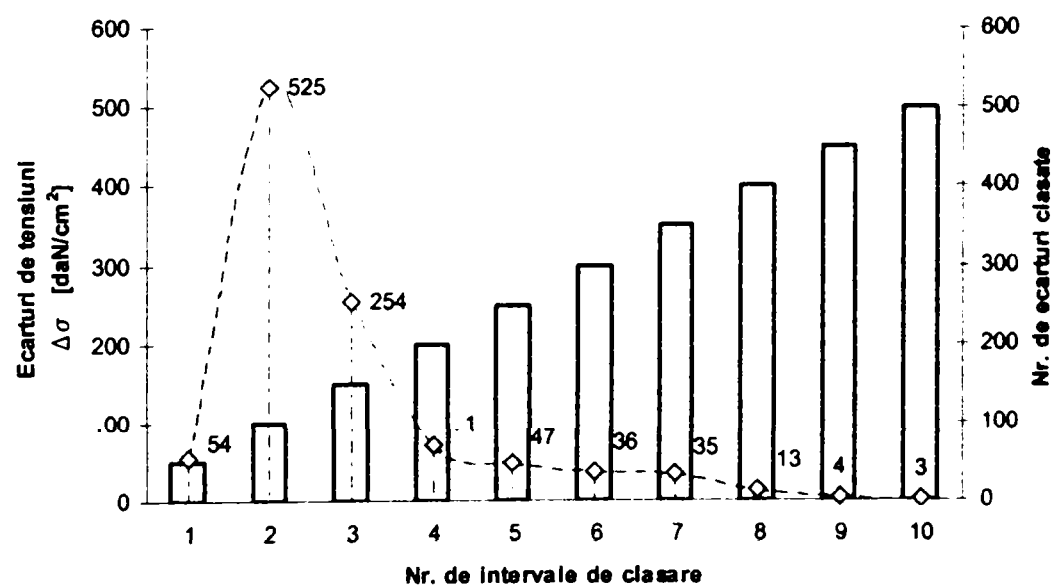


Figura 6.10 Spectrul (istoric) de solicitare pentru grinda principală

► **Determinarea constantelor de material.**

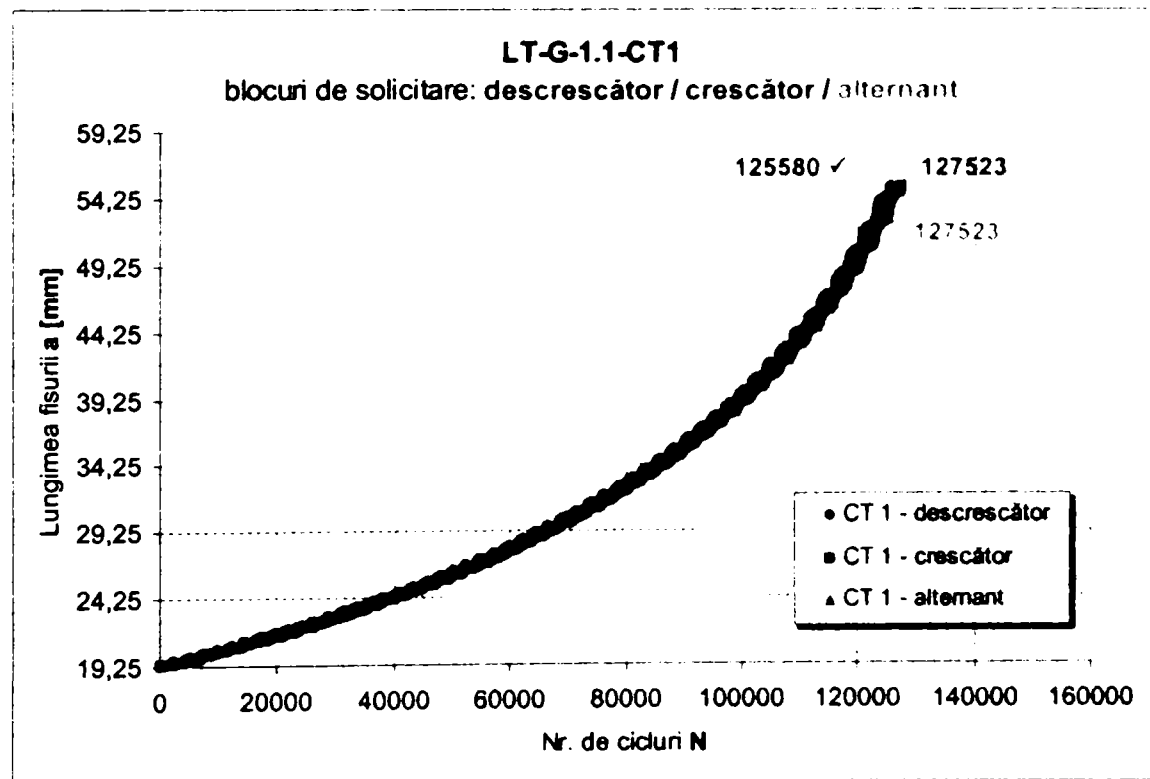
Așa cum s-a mai arătat, pentru simularea creșterii fisurii cu fiecare ciclu de solicitare aplicat, este utilizată relația lui Paris. Aceasta lucrează pe baza a două constante de material, deci cunoașterea lor este necesară.

Determinarea constantelor de material s-a efectuat prin încercări de mecanica ruperii. Descrierea procedurii experimentale și prezentarea rezultatelor a fost făcută în cadrul capitolului 4, paragraful 4.3.3.2.

► **Limita superioară de propagare a fisurii.** Cu alte cuvinte, determinarea valorii finale a fisurii  $a_f$ . Pentru cunoașterea acestor valori a fost aplicată metoda descrisă în capitolul 5, la paragraful 5.3.4, iar rezultatele au fost trecute în tabelele 5.6 – 5.8, funcție de cazul pentru care s-a efectuat determinarea.

### 6.3.2 Studiul influenței tipului de spectru de solicitare

Metoda de evaluare se bazează pe utilizarea unui spectru de solicitare la oboseală a elementului structural analizat. După cum s-a arătat, au fost determinate prin măsurători reale pe pod trei astfel de spectre de solicitare, pentru cele trei elemente structurale investigate (lonjeroni, antretoaze, grinda principală), pe perioada de 24 de zile. Istoricul de solicitare este dat ca o diagramă sub formă de blocuri ce conține perechi de valori ( $\Delta\sigma_i$ ;  $n_i$ ). Modul de apariție a fiecărei trepte de solicitare poate avea influență asupra vitezei de propagare a fisurii. Astfel, a fost studiată influența pe care o are tipul de spectru de solicitare utilizat (descrescător, crescător și alternant) asupra simulării de creștere a fisurii și implicit a numărului de cicluri necesare până la ruperea elementului. Pentru această discuție a fost ales cazul lonjeronului, cazul prezenței unui defect de tip fisură centrală (modelul 1) ce străpunge toată grosimea platbandei de talpă. În urma introducerii parametrilor de intrare, inclusiv a celor trei tipuri de spectre de solicitare au fost obținute perechile de valori ( $a_i$ ;  $N_i$ ), pe baza cărora s-a trasat diagrama din figura 6.11.



**Figura 6.11** Studiul influenței tipului de spectru de solicitare asupra determinării numărului de cicluri necesare până la ruperea unui element cu defect (cazul lonjeronului, talpa inferioară, model de fisură 1, constantele de material  $C$  și  $m$  obținute din încercarea CT1)

### Concluzii:

- ✓ În urma analizei efectuate se poate concluziona faptul că influența tipului de spectru de solicitare (descrescător, crescător, alternant) folosit la evaluarea la oboseală a elementelor structurale conținând defecte este foarte mic. Discutată în termeni de durată de viață rămasă a elementului analizat – lonjeron – diferența este de 55 zile.
- ✓ La analizele următoare a fost ales pentru utilizare spectrul de solicitare descrescător, acesta dovedindu-se a fi cel mai sever.

### 6.3.3 Cazurile particulare analizate

În funcție de elementul structural analizat și de modelele idealizate de defect, au fost evaluate următoarele cazuri:

✧ Elementul structural evaluat: lonjeron, talpa inferioară; notație: LT-G.

⇒ **Cazul 1** – Defecte complet străpunse pe grosimea platbandei, fisură centrală conform modelului 1 de defect idealizat – figura 5.9 (through thickness flaw in plates):

- cazul platbandei de talpă; notație LT-G-1.1;
- cazul cornierei de prindere; notație LT-G-1.2.

⇒ **Cazul 2** – Defecte complet străpunse pe grosimea platbandei, fisură marginală conform modelului 2 de defect idealizat – figura 5.9 (edge flaw in plates):

- cazul platbandei de talpă și a prezenței unei fisuri cu lungimea inițială de 5,0 mm; notație LT-G-2.1.a;
- cazul platbandei de talpă și a prezenței a două fisuri simetrice a câte 5,0 mm fiecare; notație LT-G-2.1.b;
- cazul platbandei de talpă și a prezenței unei fisuri cu lungimea inițială de  $0,5(D+4)$  mm  $\Rightarrow$  19,25 mm; notație LT-G-2.2.a.

✧ Elementul structural evaluat: antretoază, talpa inferioară; notație: QT-G.

⇒ **Cazul 1** – Defecte complet străpunse pe grosimea platbandei, fisură centrală conform modelului 1 de defect idealizat – figura 5.9 (through thickness flaw in plates):

- cazul platbandei de talpă; notație QT-G-1.1.

⇒ **Cazul 2** – Defecte complet străpunse pe grosimea platbandei, fisură marginală conform modelului 2 de defect idealizat – figura 5.9 (edge flaw in plates):

- cazul platbandei de talpă și a prezenței unei fisuri cu lungimea inițială de 5,0 mm; notație QT-G-2.1.a;
- cazul platbandei de talpă și a prezenței a două fisuri simetrice a câte 5,0 mm fiecare; notație QT-G-2.1.b;
- cazul platbandei de talpă și a prezenței unei fisuri cu lungimea inițială de  $0,5(D+4)$  mm  $\Rightarrow$  19,25 mm; notație QT-G-2.2.a.

8 Elementul structural evaluat: grinda principală, talpa inferioară; notație: HT-UG.

⇒ **Cazul 1** – Defecte complet străpunse pe grosimea platbandei, fisură centrală conform modelului 1 de defect idealizat -- figura 5.9 (through thickness flaw in plates):

- cazul cornierei de prindere; notație HT-UG-1.

⇒ **Cazul 2** – Defecte complet străpunse pe grosimea platbandei, fisură marginală conform modelului 2 de defect idealizat -- figura 5.9 (edge flaw in plates):

- cazul unei fisuri cu lungimea inițială de 5,0 mm; notație HT-UG-2.1.a;
- cazul a două fisuri simetrice cu lungimea inițială de 5,0 mm fiecare; notație HT-UG-2.1.b.

8 Elementul structural evaluat: lonjeron, inimă; notație: LT-St.

⇒ **Cazul 2** – Defecte complet străpunse pe grosimea platbandei, fisură marginală conform modelului 2 de defect idealizat -- figura 5.9 (edge flaw in plates):

- cazul platbandei de inimă și a prezenței unei fisuri cu lungimea inițială de 92,0 mm (fisură ce poate fi decelată); notație LT-St-2.1.a;
- cazul platbandei de inimă și a prezenței unei fisuri cu lungimea inițială de 2,0 mm (fisură acoperită, ce nu poate fi decelată); notație LT-St-2.1.a\*.

8 Elementul structural evaluat: antretoază, inimă; notație: QT-St.

⇒ **Cazul 2** – Defecte complet străpunse pe grosimea platbandei, fisură marginală conform modelului 2 de defect idealizat -- figura 5.9 (edge flaw in plates):

- cazul platbandei de inimă și a prezenței unei fisuri cu lungimea inițială de 2,0 mm (fisură acoperită, ce nu poate fi decelată); notație QT-St-2.1.a\*.

**Cazul LT-G-1.1**

Elementul structural: lonjeron, platbandă de talpă. Defect: model 1.

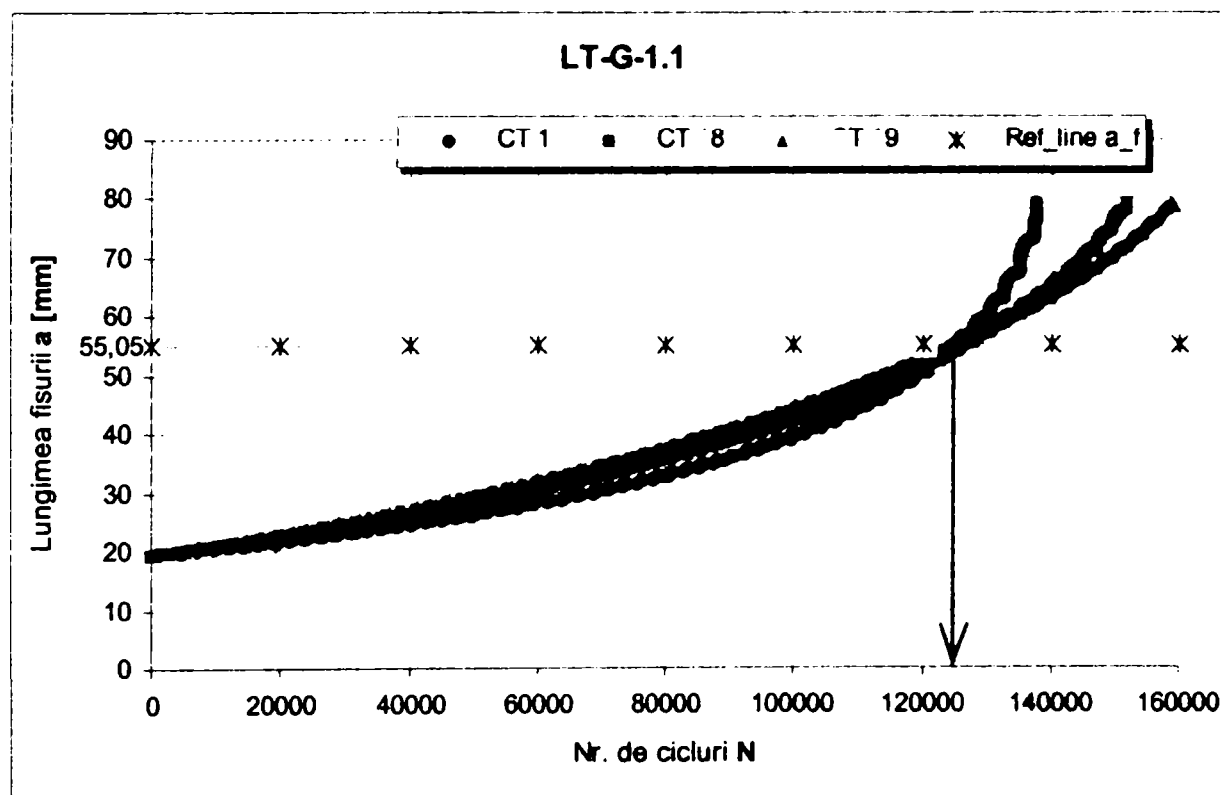


Figura 6. 12 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-1.1



După cum se poate observa și din legenda diagramei prezentată în figura 6.12, curbele de variație a vs. N au fost trasate prin simularea creșterii de fisură de la valoarea inițială, considerată în acest caz  $a_0 = 19,25$  mm, până la valoarea finală determinată ca fiind  $a_f = 55,05$  mm, pe baza constantelor de material determinate pe probele CT 1, CT 18 și CT 19. Acestea au fost prelevate din cupoanele de lonjeroni, anexa 4.2 -- planșele de prelevare. Epruvetele CT 18 și CT 19 au fost extrase din cuponul LT-1, iar CT 1 din cuponul LT-2. Acest lucru se observă și pe diagramă, curbele trasate pe baza constantelor de material obținute în urma încercărilor experimentale pe epruvetele extrase din același cupon de lonjeron prezentând o grupare mult mai bună decât cea de a treia curbă.

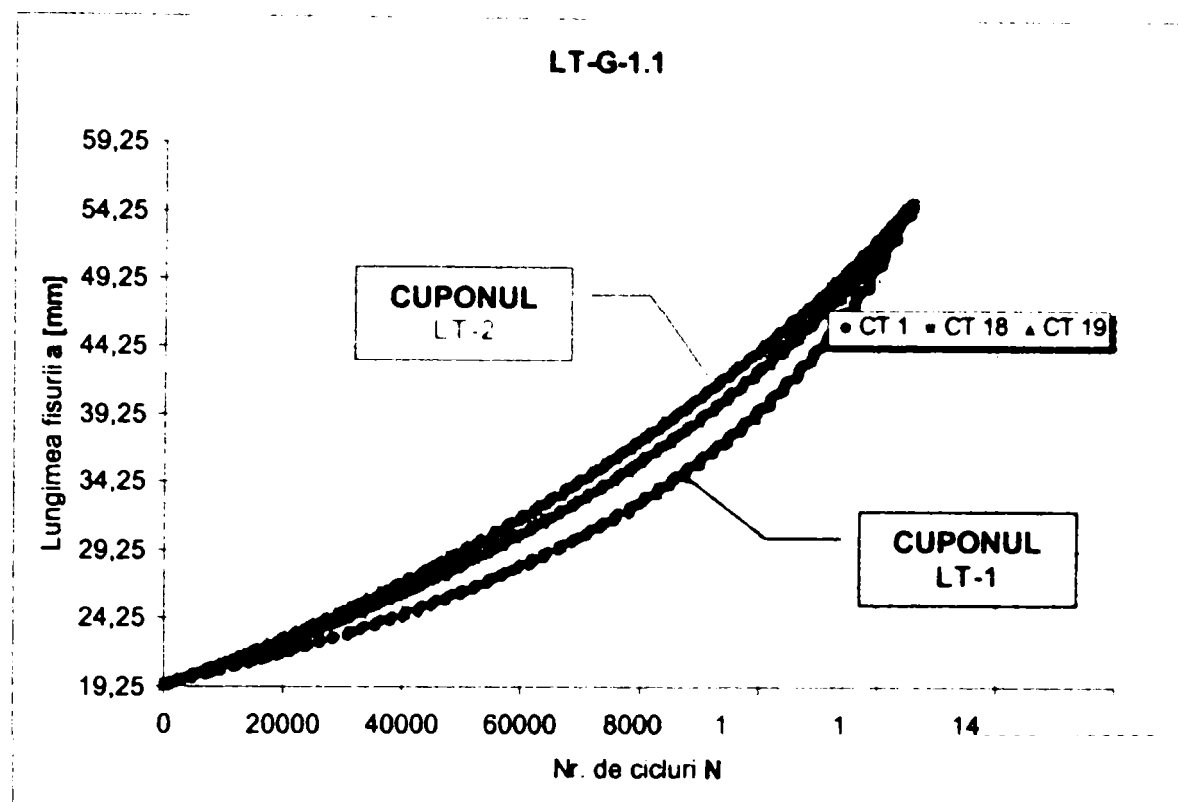


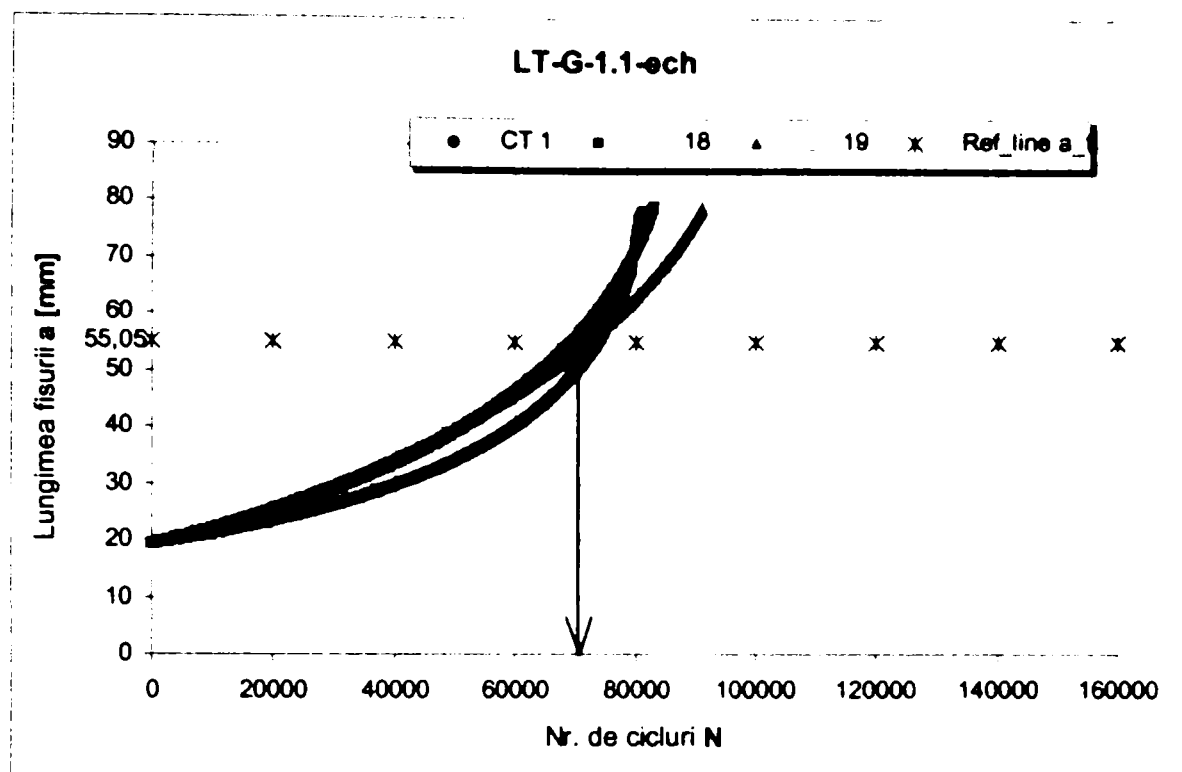
Figura 6.13 Gruparea rezultatelor pentru cazul LT-G-1.1

Astfel numărul de cicluri înregistrat până la cedarea elementului a fost de 125 531 cicluri de solicitare (a fost dată valoarea minimă obținută). Durata de viață rămasă a lonjeronului este de:

$$\left( \frac{125531}{2368} \times 24 \right) \times \frac{1}{365} = 3,49 \text{ ani} \quad (3 \text{ ani, } 5 \text{ luni și } 27 \text{ zile})$$

Pentru această durată de viață rămasă rezultată pot fi stabilite 3 intervale de inspecție de câte un an fiecare, în care să fie monitorizate defectele prezente în lonjeronii podului, iar în cazul unor temperaturi scăzute acest interval de inspecție poate fi redus la 6 luni.

În continuare, pentru același caz, s-a făcut și o analiză bazată pe un istoric de solicitare transformat, având o singură treaptă pentru un ecart de tensiune echivalent  $\Delta\sigma_{ech} = 19,685$  N/mm<sup>2</sup> (tabelul 6.1). Evaluările făcute cu acest spectru de solicitare cu treaptă unică au demonstrat faptul că reduc numărul de cicluri de solicitare înregistrate până la rupere la aproape jumătate și implicit durata de viață rămasă a elementului structural. Rezultatele analizelor sunt prezentate în figura 6.14.

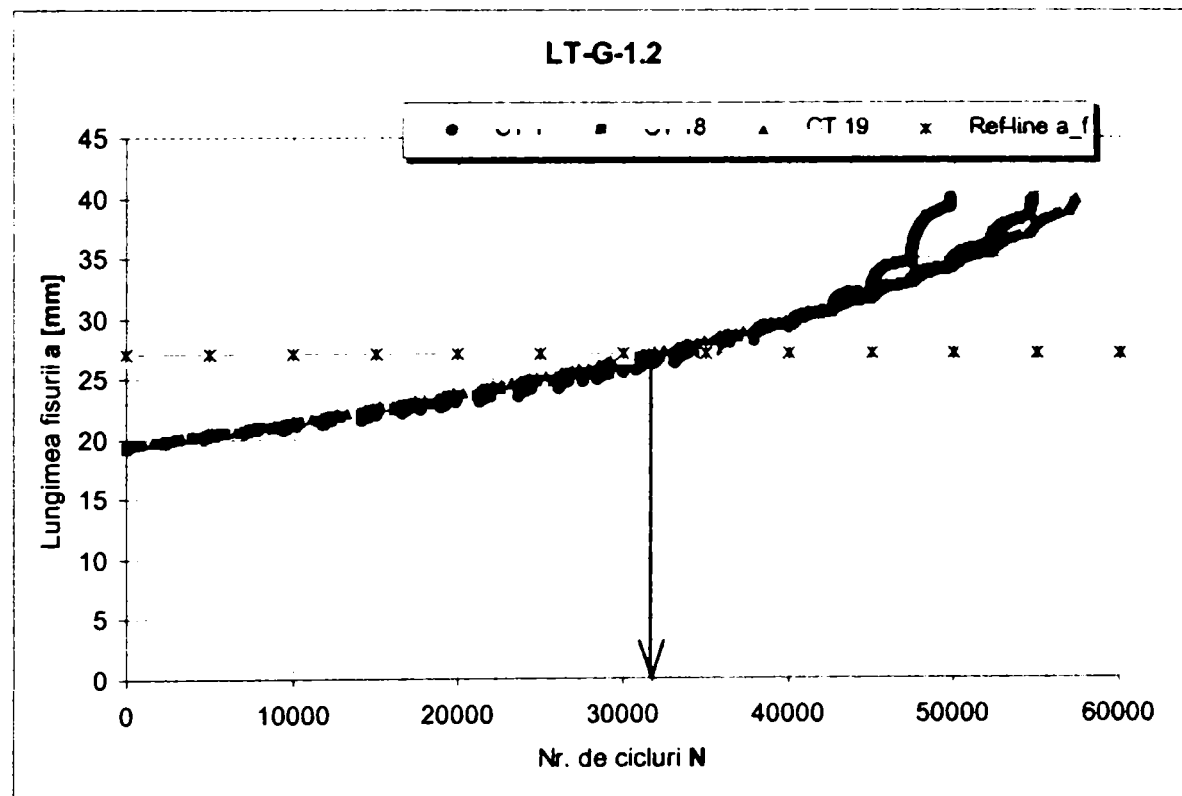


**Figura 6.14** Variația lungimii fisurii  $a$  în funcție de numărul de cicluri de solicitare  $N$  în cazul LT-G-1.1-ech

În această situație numărul de cicluri de solicitare înregistrate până la ruperea elementului a fost de 69300 cicluri, iar durata de viață rămasă s-a redus la 1,92 ani.

#### Cazul LT-G-1.2

Elementul structural: lonjeron, cornieră de prindere. Defect: model 1.



**Figura 6.15** Variația lungimii fisurii  $a$  în funcție de numărul de cicluri de solicitare  $N$  în cazul LT-G-1.2

Se observă faptul că prezența unui defect de tip fisură centrală pe toată grosimea plăcii în aripa (de talpă) cornierei de prindere a lonjeronului ar reduce mult durata de viață a acestuia. Se face precizarea că acesta este un caz teoretic, astfel de defecte nefiind descoperite în cele două cupoane de lonjeron analizate. În acest caz durata de viață rămasă a lonjeronului ar fi de doar 330 de zile. Și în cazul cornierei de prindere, aplicarea unui istoric cu o singură treaptă, echivalentă, conduce la un conservatorism excesiv în ceea ce privește determinarea siguranței de exploatare rămase, figura 6.16.

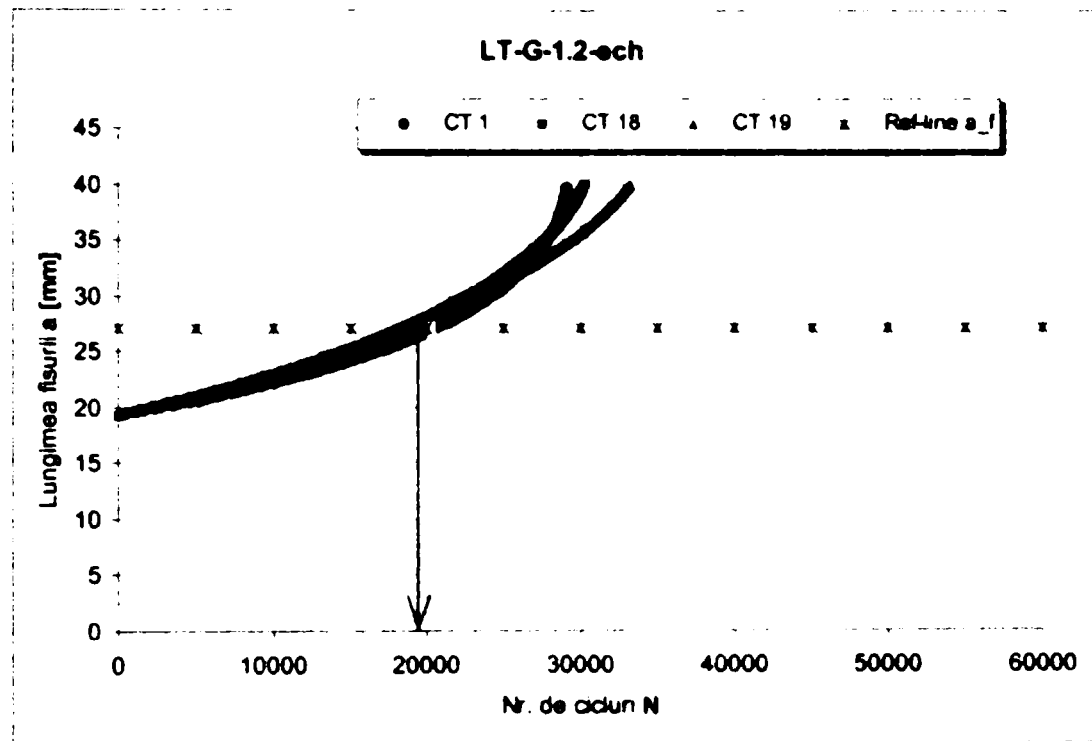


Figura 6.16 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-1.2-ech

#### Cazul LT-G-2.1.a

Elementul structural: lonjeron, platbanda de talpă. Defect: model 2.

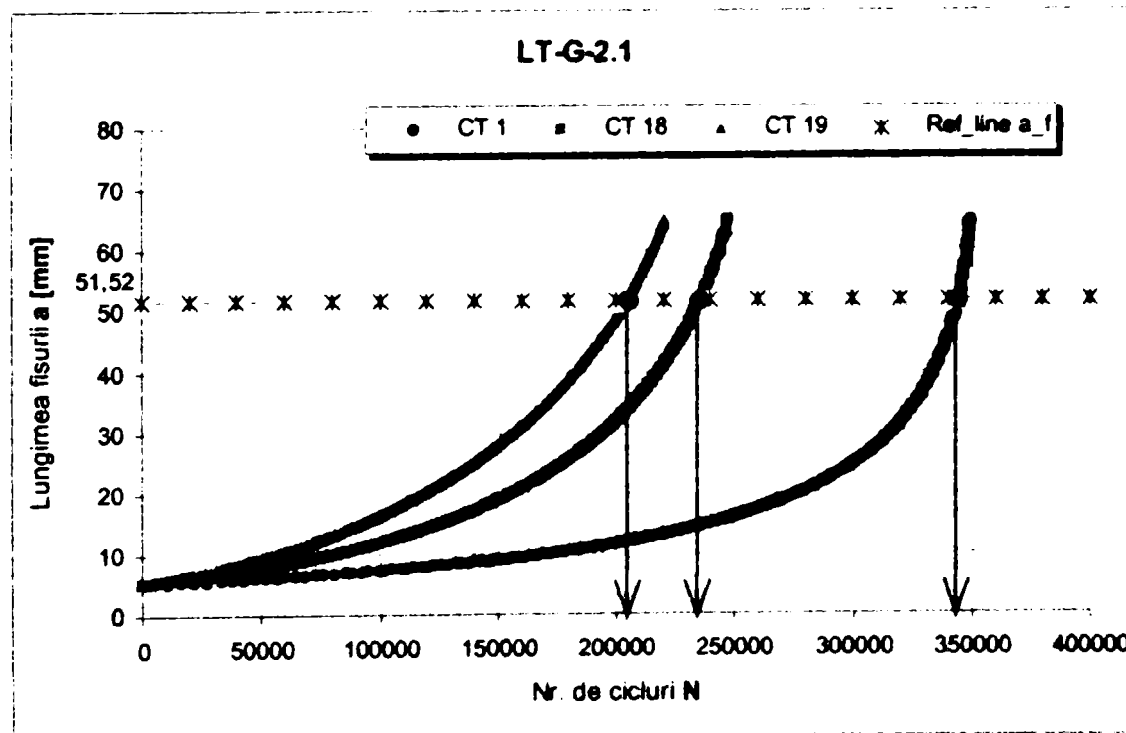


Figura 6.17 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-2.1.a

În acest caz durata de viață rămasă a lonjeronului ar fi de 5,65 ani. Cu toate că acest tip de defecte (fisuri marginale pe toată grosimea plăcii) sunt mai severe, tendința de deschidere a fisurii fiind mai puțin împiedicată, perioada de exploatare în siguranță a rezultat mai mare ca și în cazul LT-G-1.1, datorită faptului că lungimea fisurii inițiale alese este mult mai mică (5,0 mm în comparație cu 19,25 mm). Se mai menționează faptul că majoritatea defectelor decelate în cupoanele de lonjeroni au fost situate lângă găurile de nit, fisuri marginale au fost extrem de puține și nu au depășit lungimea de 2,0-3,0 mm. Cu toate acestea au fost analizate aceste cazuri, considerând că ele pot fi întâlnite în astfel de structuri de poduri cu durată mare de exploatare. Pe baza analizei diagramei din figura 6.17 se mai poate observa faptul că acest model de fisură este mult mai sensibil, în ceea ce privesc valorile experimentale ale constantelor de material C și m, pentru epruvetele extrase din același cupon rezultând diferențe destul de mari.

Evaluarea făcută pe baza istoricului de solicitare echivalent a indicat același lucru ca și la cazurile precedente, figura 6.18. Durata de viață rămasă în acest caz a fost de 3,33 ani.

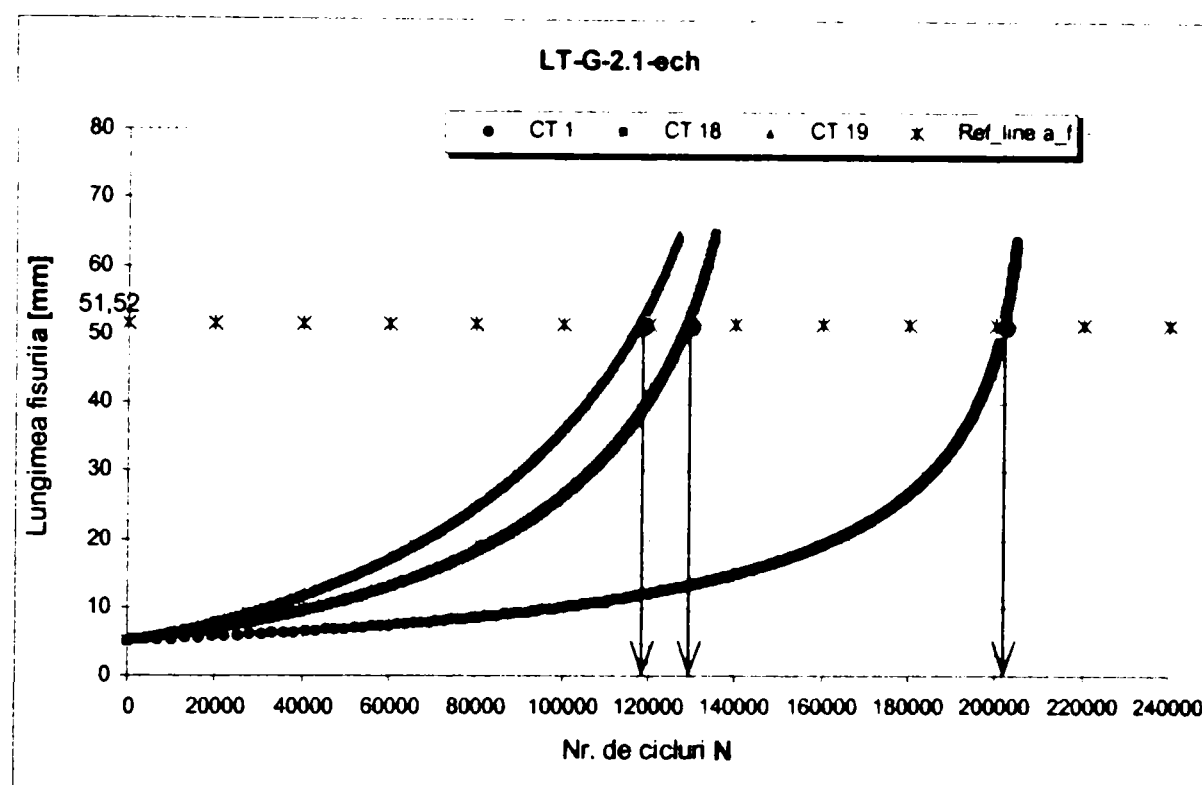


Figura 6.18 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-2.1.a-ech

Diferența mare de rezultate privind durata de viață rămasă în ceea ce privește situațiile când se utilizează un istoric de solicitare multitreaptă, respectiv unul echivalent cu o singură treaptă sunt explicate și de faptul că spectrul de solicitare determinat pentru lonjeron (tabelul 6.1 și figura 6.8) este în majoritate alcătuit din ecarturi de tensiuni mici, sub valoarea de  $20 \text{ N/mm}^2$ .

#### Cazul LT-G-2.1.b

Elementul structural: lonjeron, platbanda de talpă. Defect: model 2a.

Diagrama de variație a lungimii fisurilor funcție de numărul de cicluri de solicitare în acest caz, precum și o comparație cu cazul precedent este dată în anexa 6.1. Totodată în această anexă sunt date și funcțiile de simulare a creșterilor de fisură pentru toate cazurile analizate.

#### Cazul LT-G-2.2.a

Elementul structural: lonjeron, platbanda de talpă. Defect: model 2.

Pentru a vedea care este diferența de severitate dintre un defect de tip fisură centrală și un defect de tip fisură marginală, ambele dezvoltându-se pe toată grosimea plăcii, a fost analizat

acest caz, în care s-a considerat prezența unui defect marginal cu lungimea inițială de 19,25 mm. Durata de viață minimă estimată în această situație este de 1,91 ani, ceea ce înseamnă o reducere de 45% a durabilității lonjeronului față de cazul LT-G-1.1, ce lua în discuție prezența unei fisuri centrale pe toată grosimea platbandei de talpă.

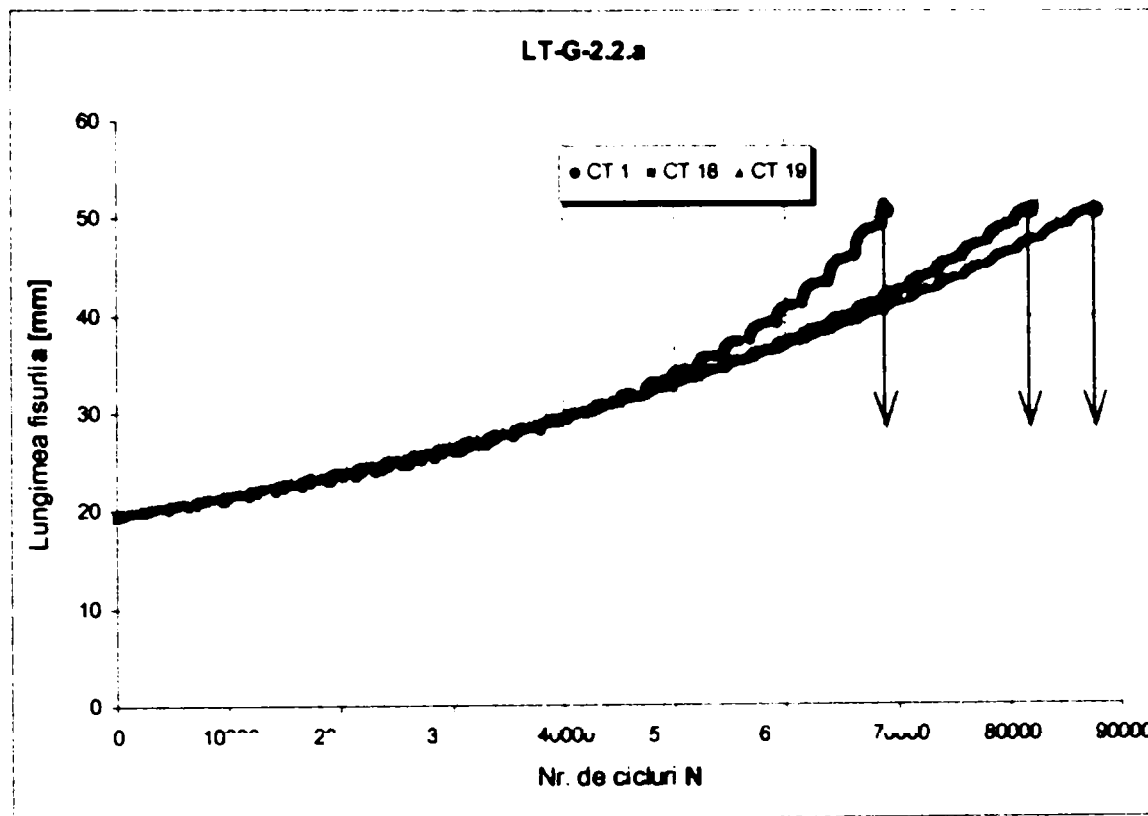


Figura 6. 19 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul LT-G-2.2.a

Cazul QT-G-1.1

Elementul structural: antretoaza, platbandă de talpă. Defect: model 1.

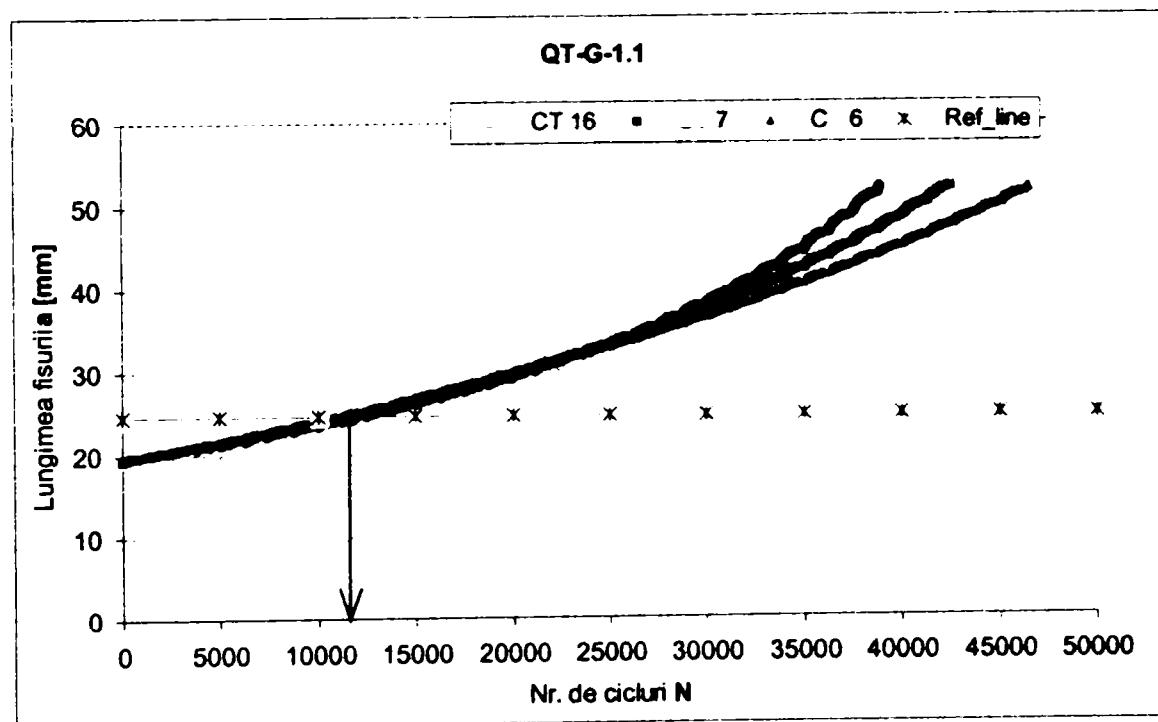


Figura 6. 20 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul QT-G-1.1

Se poate observa faptul că cele trei curbe prezintă o grupare bună. Și în acest caz, două epruvete au fost prelevate dintr-un cupon de antretoază (epruvetele CT 6 și CT 7 din cuponul QT-1), iar a treia din cel de-al doilea cupon (CT 16).

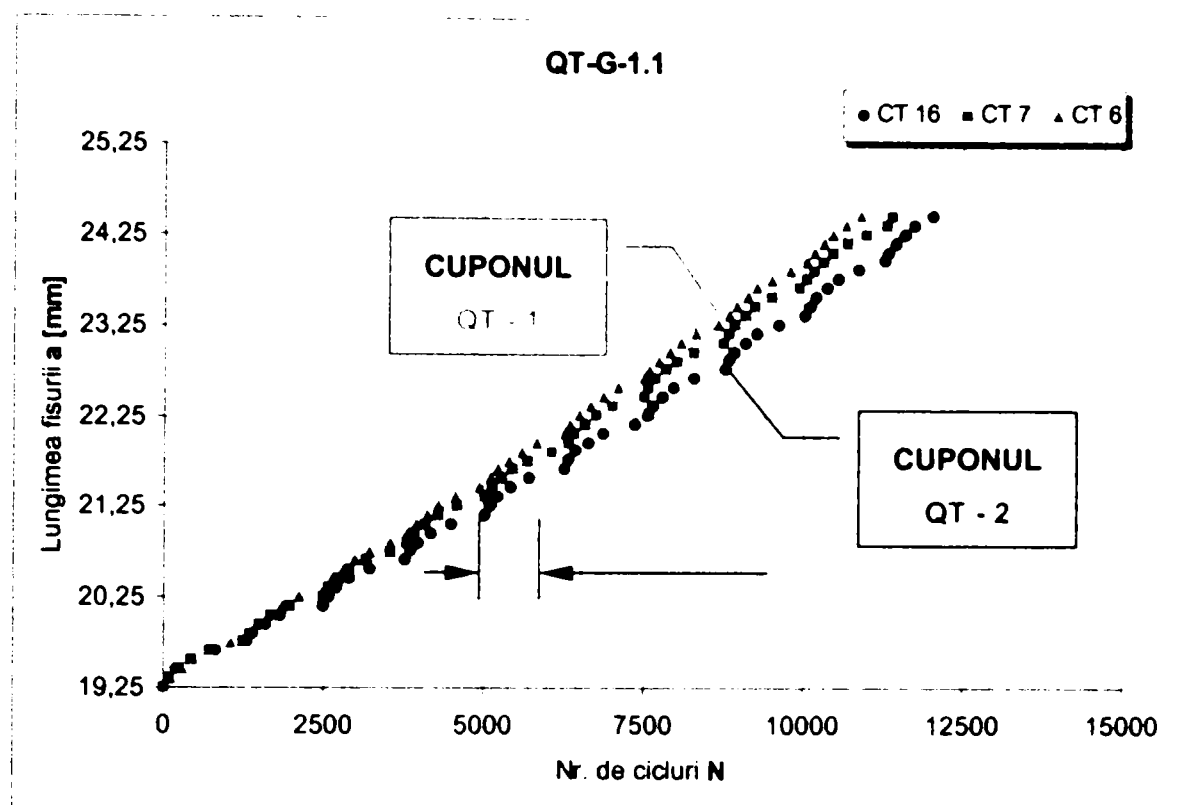


Figura 6. 21 Gruparea rezultatelor pentru cazul LT-G-1.1

Dimensiunea redusă a lungimii finale admisibile a fisurii a rezultat din cauza suprasolicitării antretoazei, problemă care a fost semnalată încă din capitolul 5, când a fost făcută analiza pe baza diagramelor de evaluare a ruperii (FAD-1 și FAD-2). Acest aspect poate fi de altfel concluzionat și în urma calculului static al structurii, tensiunea maximă în element depășind valoarea admisă ( $\sigma_{\max} = 1784 \text{ daN/cm}^2$ ). În practică, în acest caz ar trebui luată decizia unei consolidări a antretoazelor, pentru a elimina pericolul cedării plastice.

Având în vedere distanța redusă de extindere a fisurii poate fi ușor observată caracteristica curbei de progresie a fisurii în condițiile solicitării cu cicluri cu amplitudine variabilă. Aceasta este alcătuită din mai multe curbe mici date de blocurile individuale de solicitare.

Numărul de cicluri înregistrat până la cedarea elementului a fost unul mic, de 11 445 cicluri de solicitare, ce conduce la obținerea unei durate de viață rămase a antretoazei de:

$$\left( \frac{11445}{1252} \times 24 \right) = 219 \text{ zile !!!}$$

Se subliniază încă o dată faptul că durata mică de viață rămasă a antretoazei nu provine dintr-o problemă de tenacitate de material ci dintr-o supraîncărcare, ceea ce a condus și la un nivel de oboseală mai ridicat în acest element structural.

Analiza bazată pe un istoric de solicitare transformat, cu o singură treaptă pentru un ecart de tensiune echivalent  $\Delta\sigma_{\text{ech}} = 25,147 \text{ N/mm}^2$  (tabelul 6.2), indică o diferență de rezultate mai mică decât în cazul lonjeronilor. În această situație și alcătuirea istoricului de solicitare favorizează obținerea unor rezultate mai apropiate de cele rezultate în baza spectrului

multitreaptă. De asemenea, se poate observa că, datorită aplicării de cicluri cu amplitudine constantă (practic un singur bloc de încărcare) curba de propagare are o creștere continuă.

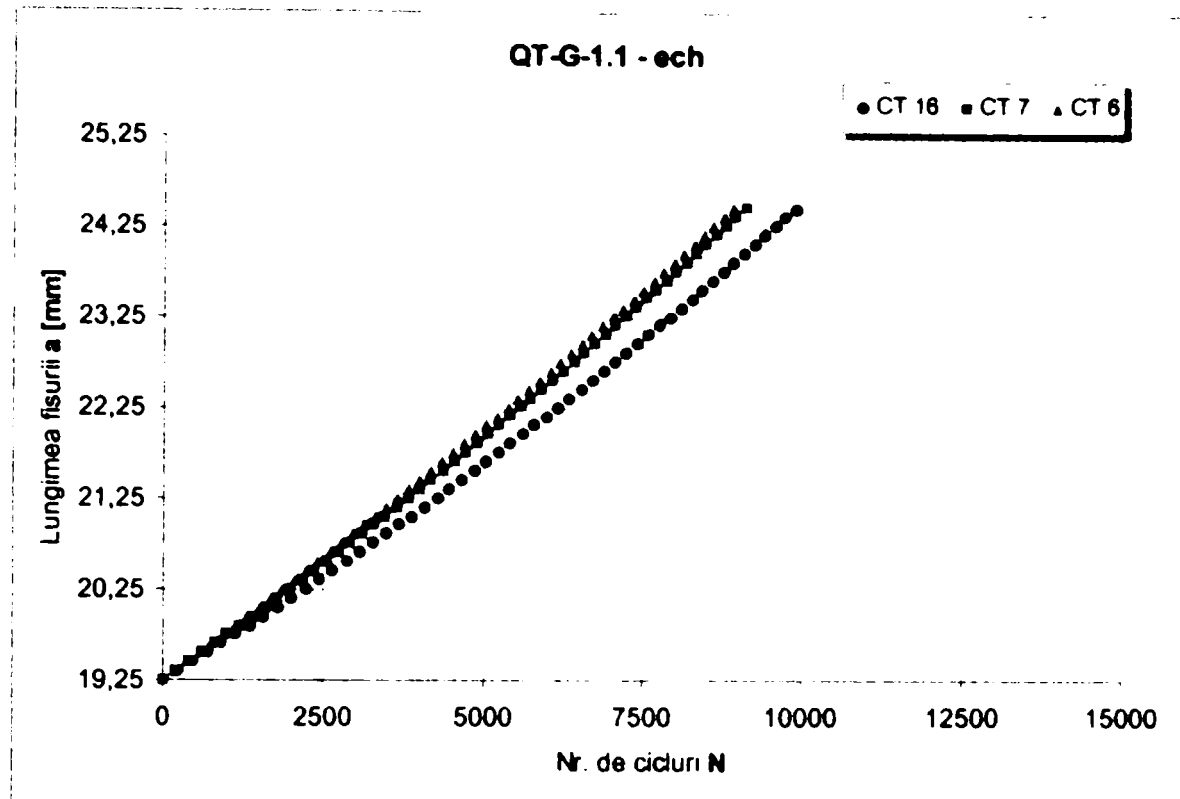


Figura 6.22 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul QT-G-1.1-ech

Cazul QT-G-2.1.a

Elementul structural: antretoaza, platbanda de talpă. Defect: model 2.

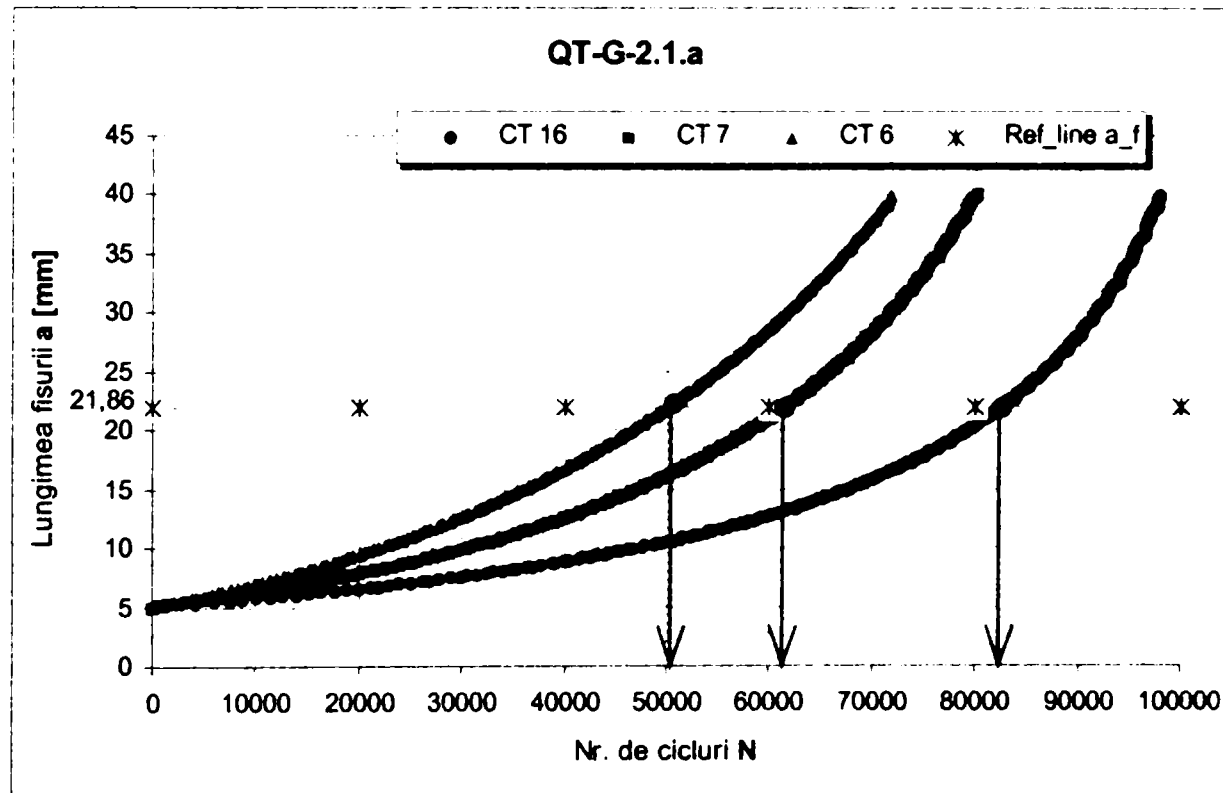


Figura 6.23 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul QT-G-2.1.a

Se observă, ca și în cazul lonjeronilor, aceeași sensibilitate crescută a acestui model 2 de fisură, curbele de rezultate neavând o suprapunere atât de bună ca și la modelul 1 de analiză. Durata de viață rămasă a antretoazei, pentru acest defect, a fost evaluată, pe baza valorii minime a numărului de cicluri înregistrate până la rupere, ca fiind 2,63 ani. Aplicarea istoricului echivalent, conduce la obținerea unor rezultate mai conservative.

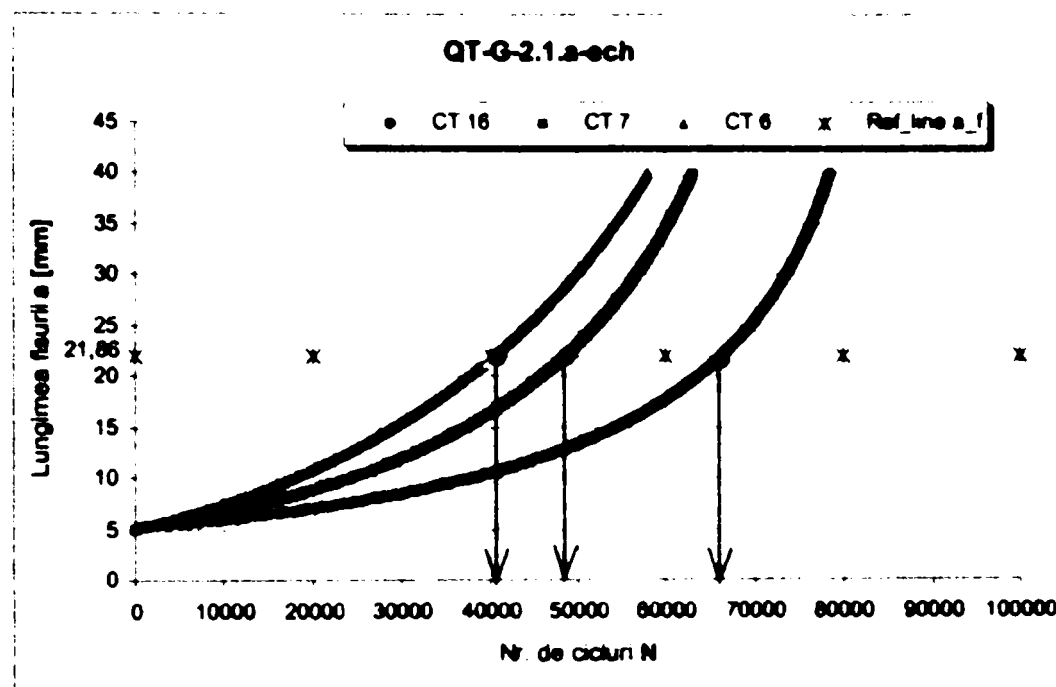


Figura 6. 24 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul QT-G-2.1.a-ech

Diagramele pentru cazurile QT-G-2.1.b și QT-G-2.2.a sunt date în anexa 6.1; ele confirmă concluziile făcute în cazul lonjeronului.

#### Cazul HT-UG-1

Elementul structural: grinda principală, talpa inferioară. Defect: model 1.

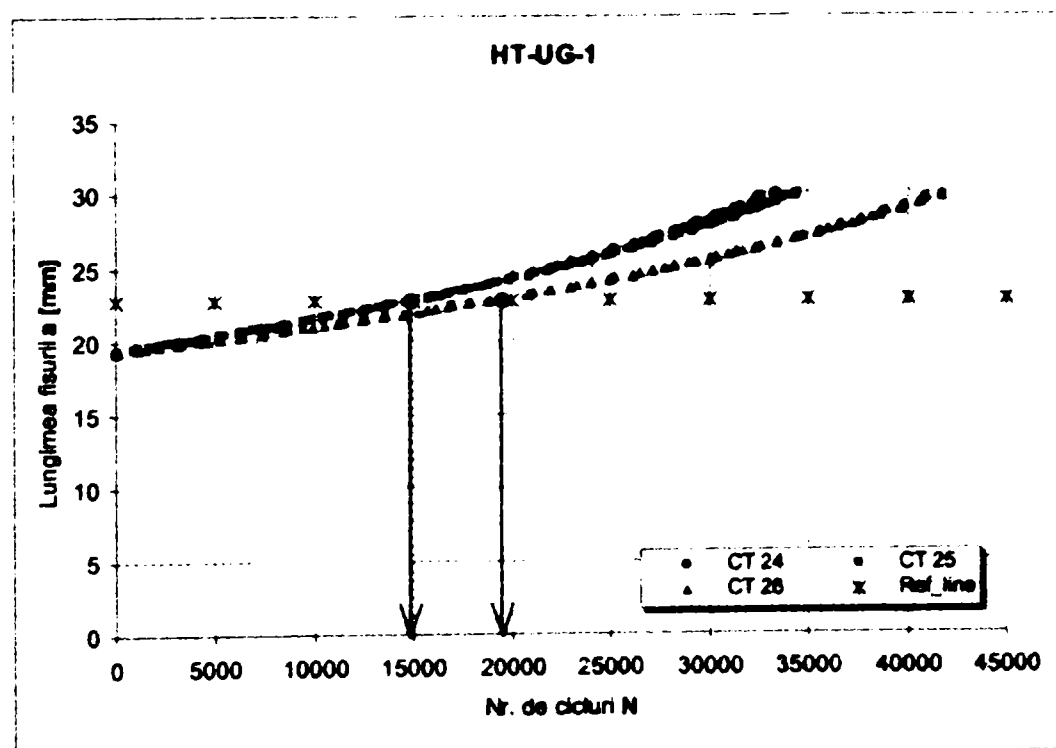


Figura 6. 25 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul HT-UG-1



Acest model studiat este teoretic, și anume cedarea grinzii principale – talpa inferioară, prin propagarea unei fisuri centrale prin corniera de prindere. Se face mențiunea că astfel de defect nu a fost găsit la inspecția vizuală făcută după tăierea niturilor. Durata de viață rămasă rezultată este de un an. Și în acest caz folosirea unui istoric transformat cu o singură treaptă conduce la rezultate cu conservatorism ridicat.

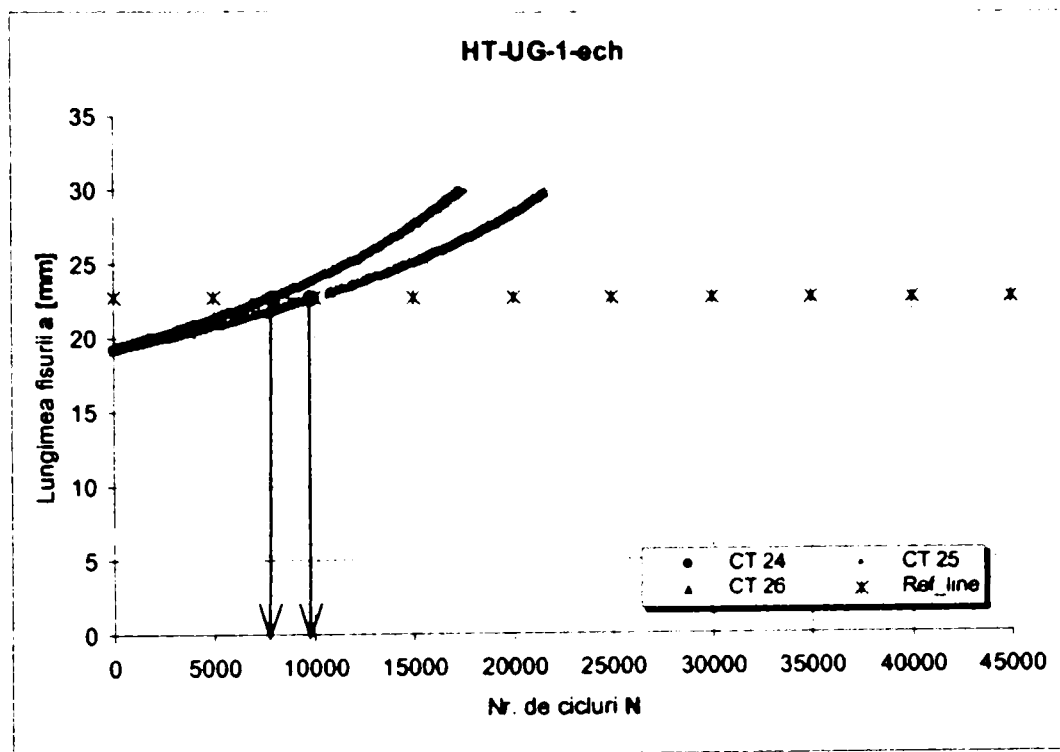


Figura 6.26 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul HT-UG-1-ech

#### Cazul HT-UG-2.1.a

Elementul structural: grinda principală, talpa inferioară. Defect: model 2.

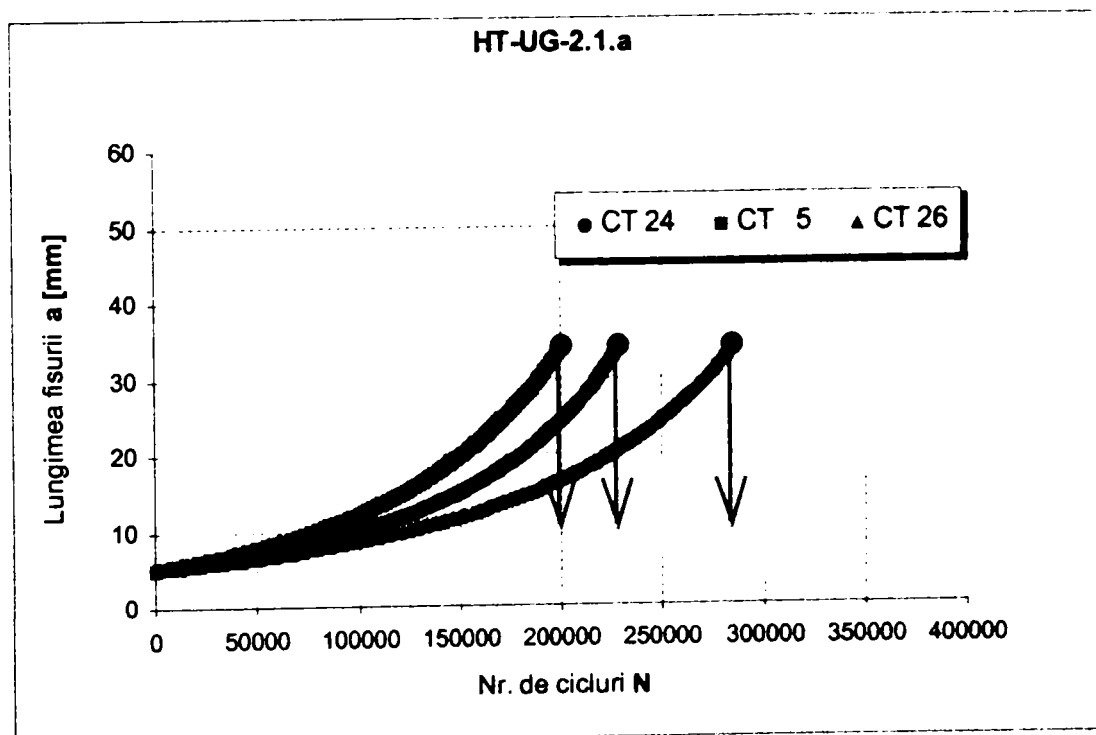


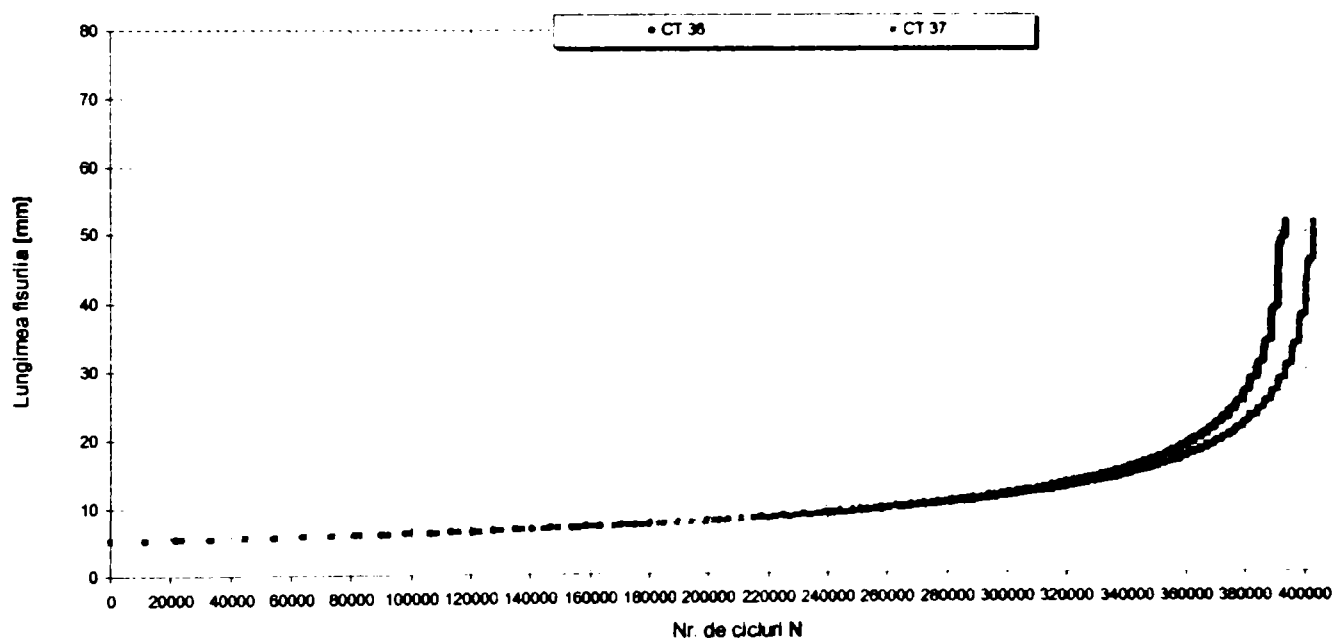
Figura 6.27 Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare N în cazul HT-UG-2.1.a

Prezența unui defect marginal conduce la o durată de viață rămasă mult mai mare decât în prima situație, și anume de 12,6 ani.

O comparație a acestui caz cu situația prezenței a două fisuri marginale simetrice (HT-UG-2.1.b) este dată în anexa 6.1.

Studiul cazurilor de defecte ce pot apărea în inima lonjeronilor în timpul exploatării a fost făcut prin luarea în considerare a prezenței unor fisuri la marginea platbandei de inimă, caracterizate printr-o lungime egală cu lățimea aripii cornierei de prindere (ce acoperă practic platbanda de inimă astfel încât decelarea unor fisuri fiind imposibilă) plus o lungime de 2,00 mm, considerată a fi necesară pentru ca aceste fisuri să poată fi decelate. Astfel, cazul notat LT-St-2.1.a, a pus în evidență faptul că o lungime inițială atribuită unei fisuri marginale în platbanda de inimă este deosebit de periculoasă, numărul de cicluri necesare până la atingerea valorii critice a fisurii fiind de numai 135, ceea ce corespunde unei durate de viață rămasă a elementului structural – lonjeronul – de 3,11 zile. În acest sens s-a trecut la analizarea unui alt caz, notat LT-St-2.1.a\*, în care a fost considerat un defect de același tip (fisură marginală ce străpunge grosimea platbandei de inimă a lonjeronului), dar căruia i-a fost atribuită o lungime inițială nedetectabilă (fiind acoperită de corniera de prindere) de 2,00 mm. În acest caz durata de viață a lonjeronului fisurat s-a dovedit a fi de aproximativ 44 de ani.

Folosind constantele  $C$  și  $m$ , determinate pentru platbanda de inimă a lonjeronului (pe epruvetele CT 36 și CT 37), în cazul platbandei de talpă inferioară a lonjeronului caracterizat de prezența unei fisuri similare - *LT-G-2.1.a*, rezultă o durată de viață rămasă a lonjeronului de 10,7 ani – figura 6.28. Se poate concluziona faptul că materialul din platbanda de talpă a lonjeronului este de aproximativ 2 ori mai obosit decât cel al inimii.



**Figura 6. 28** Variația lungimii fisurii a în funcție de numărul de cicluri de solicitare  $N$  în cazul utilizării constantelor de material  $C$  și  $m$  determinate pentru inima lonjeronului

În cazul inimii antretoazei dimensiunea maximă admisă a rezultat de numai 42,52 mm ceea ce a condus la evaluarea numărului de cicluri doar pentru situația în care fisura este acoperită de corniera de prindere a tălpii de inimă – cazul QT-St-2.1.a\*. În această situație durata de viață rămasă este de 14,47 ani.

Utilizând și în cazul antretoazei constantele  $C$  și  $m$ , determinate pentru platbanda de inimă (pe epruvetele CT 46 și CT 47), la cazul platbandei de talpă inferioară caracterizat de prezența unei fisuri similare -  $QT-G-2.1.a$ , rezultă o durată de viață rămasă a antretoazei de 13,94 ani – figura 6.29. Se poate concluziona faptul că materialul din platbanda de talpă a antretoazei este de aproximativ 5 ori mai obosit decât cel al inimii.

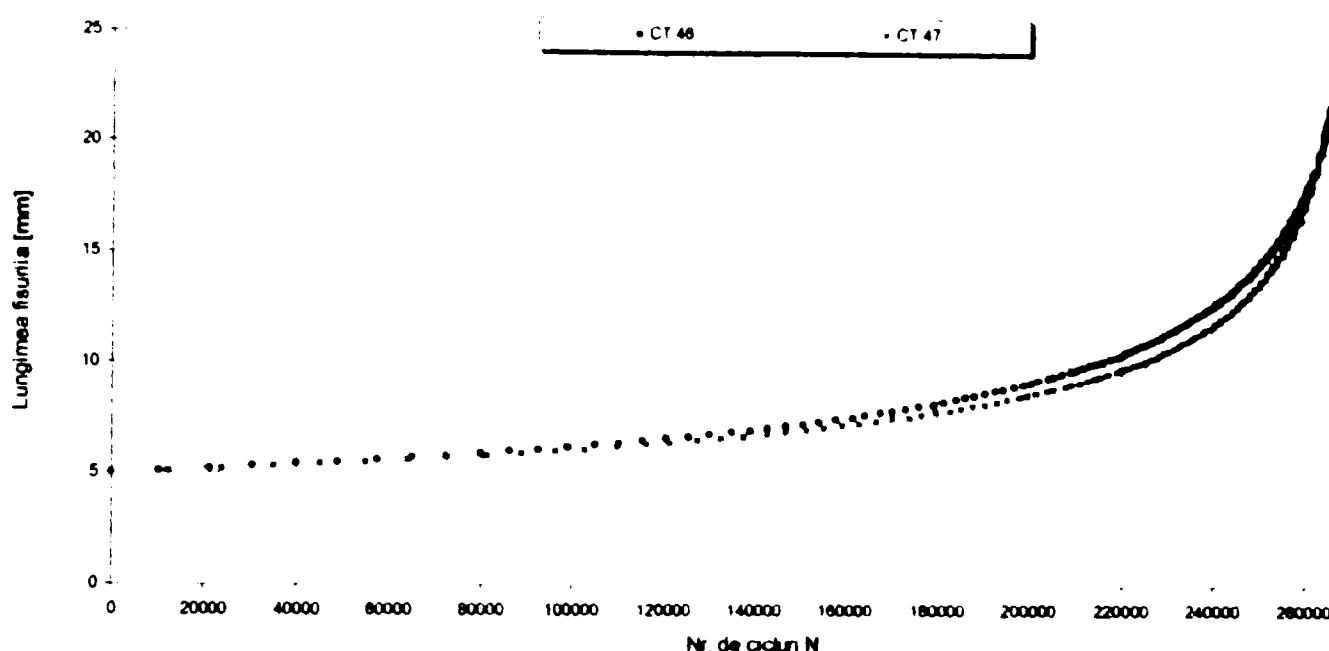


Figura 6. 29 Variația lungimii fisurii  $a$  în funcție de numărul de cicluri de solicitare  $N$  în cazul utilizării constantelor de material  $C$  și  $m$  determinate pentru inima antretoazei

Centralizarea cazurilor studiate și a rezultatelor obținute în urma evaluărilor făcute se prezintă în tabelul 6.4.

Nr.	Cazul de evaluare la oboseală	Modelul de defect considerat	Lungimea inițială a fisurii $a_0$ [mm]	Lungimea finală a fisurii $a_f$ [mm]	Numărul de cicluri până la rupere (valoare minimă)	Durata de viață rămasă [ani]
0	1	2	3	4	5	6
1.	LT-G-1.1	Modelul 1	19,25	55,05	125 531	3,49
2.	LT-G-1.2 (cornieră de prindere)	Modelul 1	19,25	27,03	32 798	0,9
3.	LT-G-2.1.a	Modelul 2	5,00	51,52	203 712	5,65
4.	LT-G-2.1.b	Modelul 2a	10,00	51,52	147 093	4,08
5.	LT-G-2.2.a	Modelul 2	19,25	51,52	68 962	1,91
6.	QT-G-1.1	Modelul 1	19,25	24,56	11 445	0,6
7.	QT-G-2.1.a	Modelul 2	5,00	21,86	50083	2,63
8.	QT-G-2.1.b	Modelul 2a	10,00	21,86	27 733	1,46
9.	QT-G-2.2.a	Modelul 2	19,25	21,86	4 000	0,21
10.	HT-UG-1 (cornieră de prindere)	Modelul 1	19,25	22,76	15 000	0,95
11.	HT-UG-2.1.a	Modelul 2	5,00	33,51	199 761	12,6
12.	HT-UG-2.1.b	Modelul 2a	10,00	33,51	157 421	9,93
13.	LT-St-2.1.a	Modelul 2	92,00	127,68	135	3,11 (zile)
14.	LT-St-2.1.a*	Modelul 2	2,00	92,00	1 584 400	43,99
15.	QT-St-2.1.a*	Modelul 2	2,00	42,52	275 441	14,47

Tabelul 6. 4 Durata de viață rămasă pentru cazurile evaluate la oboseală

Notații:

LT-G = lonjeron, talpă;

QT-G = antretoază, talpă;

HT-UG = grinda principală, talpa inferioară;

LT-St = lonjeron, inimă;

QT-St = antretoază, inimă;

Model 1 = fisură centrală pe toată grosimea plăcii;

Model 2 = fisură marginală pe toată grosimea plăcii;

Model 2a = fisuri marginale simetrice pe toată grosimea plăcii.

### **Observație:**

Se face precizarea că au fost analizate atât cazurile de fisuri care au fost decelate în structură, cât și situații teoretice ce se pot înregistra la astfel de poduri nituite cu durată mare de exploatare. Valorile scrise cu caractere bold din tabelul 6.4, coloana a 6-a, reprezintă rezultatele cazurilor de defecte descoperite în elementele supuse investigațiilor. În general, la podurile nituite, fisurile cele mai des întâlnite debutează de la o gaură de nit.

În continuare se efectuează o comparație cu rezultatele obținute în baza expertizei INCERTRANS la nivelul de cunoștințe a anilor '90.

Concluziile privind durata tehnică rămasă a principalelor elemente structurale ale podului de la Arad obținute în urma calculului bazat pe metoda clasică de cumulare liniară a vătămarilor PLM, efectuat de către INCERTRANS București în [6.13] [6.14], au fost următoarele:

- ↳ Calculul duratei de viață cu o probabilitate de 95% conduce la concluzia că principalele elemente ale grinzilor principale au durata tehnică de viață mai mare decât durata normată de 100 de ani.
- ↳ Similar, pentru antretoaze, durata de viață este de circa 100 de ani sau mai mult, încadrându-se astfel în durata normată.
- ↳ La lonjeroni durata de viață are valori sub cea normată cu 5 până la 20%, acest lucru rezultă fizic din faptul că la lonjeroni au apărut o serie de defecte (fisuri, ruperi).

Una dintre problemele fundamentale în stabilirea duratei de viață prin metoda clasică, constă în modelarea traficului pentru podul analizat. În cazul podului de la Arad, la nivelul anului 1987, când a fost verificată structura, s-a procedat în felul următor:

- s-a măsurat experimental traficul actual pentru o perioadă de 24 de zile;
- s-a stabilit vătămarea specifică pe tona calculată din traficul actual;
- s-a întocmit o histogramă a tonajului total anual și în mod similar histograma numărului de trenuri; acestea au fost realizate pe perioade istorice caracteristice:
  - 1912 – 1924 material rulant MAV;

- 1925 – 1940 material rulant combinat MAV – CFR (tracțiune cu aburi);
- 1941 – 1944 material rulant eterogen, trafic mare;
- 1945 – 1945 nu s-a circulat;
- 1947 – 1967 material rulant românesc (tracțiune cu aburi);
- 1968 – 1976 tracțiune Diesel;
- 1977 – 1987 tracțiune electrică;
- valorile specifice pe tonă, date de trenurile actuale au fost înmulțite cu tonajul total scurs conform histogramei și s-a calculat vătămarea totală;
- a rezultat astfel durata de viață totală (cu probabilitatea de supraviețuire de 95%);

Element (din deschiderea a 3-a)	Durata de viață totală (ani)
Talpă superioară	cca. 168
Antretoază centrală	cca. 93,5
Lonjeron de capăt	87,1
Lonjeron central	153

**Tabelul 6. 5** Durata de viață totală calculată cu metoda clasică PLM

- pentru lonjeroni s-a efectuat și un calcul al duratei de viață mai detaliat cu ajutorul trenurilor caracteristice tip, conform histogramei întocmite anterior și remorcate pe linia de influență a momentului încovoietor, rezultând valorile din tabelul 6.6;

Element (din deschiderea a 3-a)	Durata de viață totală (ani)
Lonjeron de capăt	99,8
Lonjeron central	74,1

**Tabelul 6. 6** Durata de viață totală calculată cu metoda clasică PLM (calcul detaliat)

- pentru evaluarea duratei de viață rămase se menționează că s-au scurs 75 de ani de exploatare a podului (1912 – 1987).

Pe baza analizării rezultatelor se poate concluziona faptul că, deși erau așteptate valori foarte mici ale duratei de viață rămase în cazul lonjeronilor (din calculele bazate pe metoda clasică rezultând că ei și-au depășit durata de viață încă din anul 1987), aceștia ar mai fi prezentat încă siguranță în exploatare pe o perioadă de minimum 3 ani, în condițiile unei analize moderne, ce a ținut seama de prezența defectelor decelate în aceste elemente structurale ale căii podului.

Mai mult decât atât, se semnaleză probleme în ceea ce privește antretoazele podului; aici, cu toate că au fost decelate defecte de dimensiuni mai mici și mai puține ca număr decât în cazul lonjeronilor, din cauza depășirii valorilor admise ale tensiunilor în element ar fi putut apărea cedări plastice după un număr relativ redus de cicluri.

În cazul grinzii principale, în baza studiilor întreprinse la talpa inferioară (întinsă) a acesteia, a fost pusă în evidență, pe baza încercărilor experimentale de mecanica ruperii, o tenacitate slabă a materialului la rupere. Această valoare a tenacității materialului coroborată cu prezența unui defect cu dimensiuni relativ mici și temperaturi scăzute, ar fi putut conduce la cedări bruște, fără preaviz. Din punct de vedere a oboselii materialului, la acest element structural nu s-au constatat probleme. Duratele de viață rămase calculate au indicat faptul că talpa inferioară mai prezenta siguranță pentru încă 10 ani. La grinda principală, cazul ruperii comierei de prindere (ce în urma investigațiilor bazate pe mecanica ruperii a rezultat că în cazul prezenței unei fisuri la marginea găurii de nit ar fi putut ceda în mai puțin de un an) nu ar fi condus la cedarea totală a elementului și colapsul structurii.

În baza analizelor întreprinse, atât a defectelor decelate în structură, cât și a defectelor teoretice studiate care ar putea să apară la aceste poduri nituite cu durată mare de exploatare, s-a dorit observarea modului de comportare în timp a elementelor structurale fisurate în condiții de trafic actual, precum și gradul de severitate al diferitelor fisuri.

### **Concluzii finale:**

---

- ✓ În prezentul capitol autorul a întocmit o metodologie avansată de determinare a duratei de viață rămase a structurilor de poduri cu durată mare de exploatare.
- ✓ Acest mod de evaluare la oboseală a elementelor structurale ce conțin defecte din serviciu se bazează pe cele mai noi modele de calcul propuse de mecanica ruperii.
- ✓ Metoda de determinare a perioadei în care o structură mai poate fi utilizată în condiții de maximă siguranță reprezintă cea de a doua etapă din cadrul metodologiei de investigare a podurilor metalice nituite (prima a fost prezentată în capitolul 5 al tezei).
- ✓ Metoda are caracter general, ea putând fi aplicată tuturor structurilor de poduri cu durată mare de exploatare, având structura nituită, atât de cale ferată cât și de șosea și poate fi extinsă și la podurile sudate.
- ✓ Prin studierea unui număr mare de defecte ce pot să apară la structurile nituite de poduri aflate încă în serviciu a putut fi realizată o clasificare a acestora. Se menționează faptul că pe baza acestei metodologii, în cadrul unui studiu mai amplu, pot fi trasate diagrame de durabilitate pentru structurile cu durată mare de exploatare de pe rețeaua de căi ferate din România, astfel încât inginerii din administrație să poată cunoaște gravitatea pe care o implică prezența unui defect decelat în structură, perioada în care structura în ansamblul ei mai poate fi exploatată în condiții de maximă siguranță și intervalul de inspecție necesar în aceste condiții. Trasarea acestor diagrame de control s-ar face pe baza defectelor tipice pentru aceste structuri, a geometriei elementelor structurale componente, a nivelului de oboseală înregistrat la aceste poduri, a valorii minime a tenacității la rupere a materialului, funcție de condițiile de trafic actual (istoricul de solicitare măsurat pe liniile principale de cale ferată) și a tensiunii maxime calculată în element. Astfel de diagrame ar avea o mare utilitate și ar simplifica foarte mult procedura de investigare.
- ✓ Bazat pe rezultatele obținute în urma acestei metode de investigare în doi pași, se poate concluziona asupra programului de mentenanță ce trebuie aplicat structurii investigate, a măsurilor de consolidare / reabilitare, a necesității luării unor măsuri de restricție de trafic, viteză etc., sau a impunerii închiderii și înlocuirii structurii. Se mai subliniază faptul că prin cunoașterea modului și vitezei de progresie a unui defect, a severității acestuia

exprimată prin perioada rămasă de exploatare (ani, luni, zile), poate fi extinsă durata de viață a acestor structuri de poduri.

- ✓ Metoda de investigare a podurilor cu durată mare de exploatare conținând defecte, așa cum se prezintă la ora actuală, poate fi aplicată cu ușurință datorită automatizărilor realizate de către autor, dar necesită cunoștințe de specialitate în domeniul mecanicii ruperii. Bazat pe programele create, parametri de intrare pot fi modificați extrem de ușor și adaptați condițiilor necesare ce se doresc a fi studiate.
- ✓ Studiul diferitelor variante ale istoricului de solicitare în trepte, obținut prin clasarea înregistrărilor reale a traficului scurs pe pod pe perioada de 24 zile, prin simularea unor încărcări în blocuri, a condus la concluzia că în acest caz nu se obțin diferențe semnificative ale creșterilor de fisuri când se aplică următoarele trei variante de succesiune a blocurilor, și anume: low- high – low, high – low –high respectiv aleator.
- ✓ Vitezele de creștere a fisurilor și duratele de viață remanente corespunzătoare depind de dimensiunile inițiale ale fisurilor, pentru un regim de încărcare dat. De asemenea a fost pusă în evidență interdependența dintre tensiunile aplicate, dimensiunea defectului și parametri de material ai mecanicii ruperii.
- ✓ Studiul de caz efectuat, ce a avut ca subiect vechiul pod metalic de cale ferată de la Arad, a evidențiat faptul că în cazul structurilor de poduri a căror elemente structurale au înregistrat un nivel crescut de oboseală, exprimat prin valoarea vătămarilor cumulate obținută în baza regulii PLM, metoda complementară fundamentată pe principiile mecanicii ruperii oferă rezultate mult mai bune decât cea clasică, prin aceea că elimină aproximațiile care în mod uzual se fac la reconstituirea istoricului de solicitare dat de traficul scurs pe pod în trecut, de la darea în folosință a structurii și până în prezent. Rezultatele oferă de asemenea informații precise vis a vis de starea tehnică a fiecărui element structural, necesitatea impunerii unor măsuri de consolidare, precum și intervalul de inspecție ce trebuie adoptat în acest caz.



### Bibliografie – Capitolul 6

- [6.1]. Anderson, T.,L., „*Fracture Mechanics - Fundamentals and Application*”, CRC Press inc., Florida, 1991.
- [6.2]. Barsom, J.M., Rolfe, S.T., „*Fracture and Fatigue Control in Structures. Application of Fracture Mechanics*”, Prentice Hall Inc., Third edition, ASTM – MNL41, Philadelphia, 1999.
- [6.3]. \* \* \*, R6 Method, 3<sup>rd</sup> revision, „*Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects*”, Central Electricity Generating Board (CEGB), UK, 1986.

- [6.4]. \* \* \*, BS 7910:1999, „*Guide on the Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures*“, British Standards Institution, London, 1999.
- [6.5]. Băncilă, R., Petzek, E., „*Experiența acumulată în managementul stabilirii siguranței în exploatare a podurilor metalice existente în estul Europei*“, IIW Conference, București, 2003.
- [6.6]. \* \* \*, DS 805, „*Tragsicherheitsnachweis bestehender Eisenbahnbrücken*“, Hauptverwaltung der deutschen Bundesbahn, 1999.
- [6.7]. Sedlacek, G., „*Grundlagen der Bruchmechanik – Vorlesung*“, Technische Hochschule Aachen, 2001.
- [6.8]. Albrecht, G., Laukel, S., „*Lahnbrücke Lahnstein – Nachrechnung und Sicherheitsanalyse*“ Sonderdruck aus Stahlbau, Ernst & Sohn Verlag, 1994 – Berlin.
- [6.9]. Băncilă, R., Bolduș, D., Moisă, T., Petzek, E., „*Appraisal of existing steel bridges using modern methods*“, SDDS'99, Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Colloquim, Elsevier, Timișoara 1999.
- [6.10]. Kosteas, D., Băncilă, R., Petzek, E., „*Die Methodik zur Bestimmung der Restsicherheit am Beispiel bestehender Stahlbrücken in Rumänien*“, Versuchsbericht nr. 052/LME, München, 2002.
- [6.11]. Băncilă, R., Petzek, E., „*Introducere în mecanica ruperii*“, curs postuniversitar – instruire S.N.C.F.R., U.P.T., material nepublicat, Timișoara, 2003.
- [6.12]. Dharani, L., „*Fracture Mechanics Lecture*“, University of Missouri – Rolla, USA, 2001.
- [6.13]. \* \* \*, ICPTT București, „*Încercări de laborator și in situ a podurilor metalice de cale ferată din regionala de căi ferate Timișoara, cu vechime mare în exploatare*“, contract nr. 6077, vol. I și II, București, 1987.
- [6.14]. Băncilă, R., „*Referat privind starea tehnică a podului de cale ferată de la Arad*“, mat. nepublicat, Timișoara, 1999.
- [6.15]. Zerbst, U., Langenberg, P., „*Bruchmechanische Konzepte*“, Materialprüfung, Jg. 43, C. Hanser Verlag, München, 2001.
- [6.16]. Hirt, M.A., Kunz, P.M., „*Ermüdungsicherheit bestehender Brücken aus Stahl*“, Stahlbau nr. 11, 1996.

」 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』 』



## CAPITOLUL 7. REABILITAREA PODURILOR METALICE.

### 7.1 Considerații generale

Tendința actuală pe plan internațional constă în menținerea în exploatare, în condiții de siguranță, a structurilor existente. Normele europene deși foarte voluminoase și acoperind întreaga gamă a calculului construcțiilor nu prevăd în mod explicit o metodologie de calcul pentru aprecierea capacității portante a structurilor existente. Ținând seama de importanța problemei, unele țări au elaborat normative în domeniu. În ultimele două până la trei decenii acestea au evoluat mult; dacă primele prescripții aveau la bază doar criterii simple de cumulare a degradărilor produse de traficul scurs pe pod, ulterior au apărut criterii care țin seama de apariția și dezvoltarea fisurilor produse de oboseala materialului.

Reabilitarea podurilor include o serie de operații:

- tratamente de suprafață pentru înlăturarea deteriorării (coroziunii) structurii;
- stabilirea gradului de oboseală existent și a duratei de viață rămase;
- aducerea căii la parametri actuali de exploatare;
- repararea respectiv înlocuirea unor elemente deteriorate în exploatare;
- consolidarea unor elemente ale structurii;
- consolidarea îmbinărilor (înlocuirea niturilor vechi cu altele noi, cu șuruburi păsuite, cu șuruburi de înaltă rezistență sau buloane injectate - injection bolts).

Mentenanța podurilor reprezintă ansamblul acțiunilor tehnice și administrative corespunzătoare, incluzând acțiuni de supraveghere, întreținere și reparare, în scopul menținerii sau readucerii podurilor la parametri de exploatare în condiții de siguranță. Aceasta se face pe toată perioada de existență a podurilor.

Mentenanța poate fi:

- *preventivă*, în scopul reducerii probabilității de degradare în funcționare (revizii și revopsirea podurilor);
- *corectivă*, în scopul readucerii podului la starea de exploatare în condiții de siguranță (întreținere și reparații).

Dacă înainte de anul 1989 decizia de înlocuire a unei structuri era luată cu o anumită ușurință într-un context economic diferit, având și o componentă politică, la ora actuală eforturile se concentrează spre reabilitarea structurii, în acest sens fiind investigate și căutate toate posibilitățile și rezervele structurii.

## 7.2 Verificarea podurilor metalice în exploatare

Aprecierea capacității portante a unui pod existent constituie o problemă complexă fiind necesară analiza mai multor aspecte.

În domeniul podurilor metalice de cale ferată (SR 1911) există o metodologie elaborată pe baza experienței acumulate la verificarea unui număr mare de poduri și care se racordează cu recomandările Uniunii Internaționale a Căilor Ferate și cu standardul german de profil (DS 805). De asemenea, există un anteproiect de normă tehnică feroviară [7.18], în baza căruia expertizarea podurilor metalice de cale ferată în exploatare se efectuează în etape, parcurgerea acestora făcându-se gradual, trecerea la o etapă următoare făcându-se în funcție de rezultatele obținute în etapa respectivă de verificare. Astfel, expertizarea podurilor metalice de cale ferată aflate în serviciu cuprinde următoarele etape:

- ✓ **Etapa I** – Aprecierea stării tehnice reale a structurii metalice – Inspecție.
- ✓ **Etapa a II-a** – Calculul pe structura spațială. Verificări de rezistență și stabilitate.
- ✓ **Etapa a III-a** – Măsurători experimentale de eforturi și deformații.
- ✓ **Etapa a IV-a** – Aprecierea siguranței la oboseală și estimarea duratei de viață tehnică rămasă.
- ✓ **Etapa a V-a** – Rezultatele expertizării. Stabilirea măsurilor în vederea asigurării exploatării în condiții de siguranță.

La ora actuală există și propuneri de verificare în trei etape [7.3], [7.4].

Aprecierea siguranței la oboseală a unui element structural se face luând în considerare istoricul solicitărilor produse de convoaiele reale și acceptând regula clasică de cumulare liniară a vătămărilor produse de aceste solicitări (principiul Palmgreen – Langer – Miner). Aprecierea siguranței la oboseală, conform [7.18], se face calculându-se vătămările în elementele structurale ale podului în trei ipoteze:

- ⇒ Calculul vătămărilor și a duratei de viață pe baza liniilor de influență, determinate în etapa a II-a și a trenurilor reale măsurate în etapa a III-a, considerând că acest trafic acționează pe toată perioada de exploatare.
- ⇒ Calculul vătămărilor și a duratei de viață pe baza istoricului de solicitare determinat prin măsurători în cale, în cadrul etapei a III-a, considerând traficul actual pe toată durata de exploatare a podului.
- ⇒ Calculul vătămărilor și a duratei de viață pe baza liniilor de influență și a trenurilor caracteristice determinate pe baza analizei de trafic, în etapa a III-a.

Calculul vătămărilor și a duratei de viață au la bază curba Wöhler, care exprimă relația între numărul de cicluri de încărcare ( $N$ ) până la rupere și ecartul de efort unitar ( $\Delta\sigma_1$ ):

$$N = C \times \Delta\sigma^{-k} \quad (7.1)$$

unde,

$C$  = constanta curbei Wöhler

$K$  = panta curbei Wöhler

Parametrii  $C$  și  $k$  depind de calitatea materialului și de tipul de creștere (conform SR 1911).

Vătămările se calculează tot conform prevederilor [7.1], ținând seama de perioadele de trafic (trecut, actual și prognozat). Vătămarea cumulată se exprimă prin relația:

$$S = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad (7.2)$$

unde,

$n_i$  = frecvența ecarturilor de efort unitar de nivel unic ( $\Delta\sigma_i$ ), determinat de istoricul de solicitare al podului;

$N_i$  = numărul de cicluri pentru care se produce ruperea din oboseală la ecartul de efort unitar echivalent ( $\Delta\sigma_i$ ), corespunzător solicitării reale, determinat pe curba Wöhler.

Ruperea din oboseală se consideră a se produce când suma vătămărilor date de sarcinile din exploatare, pe perioadele de trafic, atinge valoarea 1. Prin cumularea vătămărilor pe perioade de trafic se deduc:

- vătămarea pe perioada trecută:  $S_t = \sum n_{ani} \times S_{anual}$  (7.3)

- vătămarea pe perioada prognozată:  $S_v, \text{anual}$ .

Durata de viață totală a podului se exprimă prin inversul vătămărilor:

$$D_T = D_t + D_r \quad (7.4)$$

unde,

$D_t$  = durata de viață trecută de când a fost dat în exploatare podul;

$D_r$  = durata de viață rămasă.

Durata de viață rămasă are relația:

$$D_r = \frac{1 - S_t}{S_v} \quad (7.5)$$

Pentru aprecierea siguranței la oboseală se ia valoarea cea mai defavorabilă din cele trei ipoteze de calcul ale vătămărilor.

Rezultatele obținute la calculul duratei de viață tehnice sunt estimative, având în vedere ipotezele care stau la baza calculului.

Calculul static cu acuratețe al structurii nu pune în general probleme deosebite, în schimb determinarea istoricului solicitărilor la podurile de șosea este o problemă dificilă care trebuie să se bazeze pe observații în timp. De asemenea, și în cazul reconstituirii istoricului de solicitare a podurilor de cale ferată cu durată mare de exploatare sunt utilizate aproximări. Luând în considerare această problemă, metoda clasică de cumulare liniară a vătămărilor nu oferă, în multe situații, rezultate satisfăcătoare.

Podurile metalice în exploatare sunt supuse unor cicluri neregulate de tensiuni. Stabilirea duratei de viață rămase depinde în principal, după cum s-a arătat, de următorii parametri:

- ecartul de tensiuni  $\Delta\sigma$ ;
- cazul de crestare (detaliul constructiv);
- numărul de cicluri de solicitare  $N$ .

Determinarea ecarturilor de tensiune ( $\Delta\sigma$ ) este condiționată de definirea acțiunilor din trafic. Pentru modelarea în calcule a traficului real înregistrat pe pod, în Eurocodul 1 sunt definite cinci modele de încărcare, dintre care modelele 4 și 5 sunt utilizate pentru determinarea ecartului de tensiuni rezultat în urma trecerii vehiculelor. Aceste modele se bazează pe un trafic simulat, care însă produce o vătămare echivalentă cu cea a traficului real, corespunzător categoriei de trafic existente. Fiecare vehicul standard este definit prin:

- numărul de osii și distanțele dintre ele;
- încărcarea frecventă pe fiecare osie;
- suprafața de contact a roților cu calea de rulare și distanța transversală dintre acestea.

Acțiunile din trafic sunt regăsite și în alte standarde (spre ex. SIA 161), o problemă general valabilă fiind aceea că pentru acțiunile din trecut nu există la ora actuală definiții clare. Mai mult decât atât, există impresia generală că traficul adoptat în calculele de oboseală este supraevaluat față de cel real. Informațiile privind încărcările din trafic trebuie actualizate, fiind utilă stabilirea unor aspecte comune și similitudini între țările vecine (de exemplu la nivelul Europei Centrale), cât și elaborarea unor modele de trafic pentru trecut, cât mai simple și unificate.

Spectrul de solicitare și numărul de cicluri pentru ecartul  $\Delta\sigma$ , cauzate de fiecare camion se determină utilizând una din metodele de numărare a ciclurilor: metoda Rainflow sau metoda Rezervorului. Pe baza ecarturilor de tensiune  $\Delta\sigma$ , astfel obținute se poate trasa, funcție de numărul de cicluri, o diagramă centralizatoare care să prezinte colectivele de încărcare.

Bazându-se pe aceste considerații, autorul a propus o metodă nouă de determinare a duratei de viață tehnice rămase, utilizând principiile mecanicii ruperii. Această metodologie se intenționează a fi una complementară celei clasice existente. În baza propunerii făcute, aplicarea ei ar trebui să fie făcută la structurile de poduri a căror vătămare totală cumulată a atins valoarea de 0,8, situație în care decelarea unor defecte în structură, date de oboseala materialului se consideră foarte probabilă.

Această metodologie modernă de investigare a fost pe larg descrisă în capitolele anterioare și aplicată cu succes în cazul unei structuri cu vechime mare de exploatare. Prin compararea rezultatelor furnizate de către metoda bazată pe principiile mecanicii ruperii și cea clasică au rezultat avantaje clare în favoarea noii metode de evaluare. Aceasta, bazându-se pe valori determinate experimental pentru estimarea nivelului de oboseală acumulat în structură, elimină toate inexactitățile și aproximările făcute la reconstituirea traficului trecut pe pod. Totodată, lucrând cu relații ce pun în legătură interdependența dintre nivelul de solicitare al elementului, dimensiunile defectelor și tenacitatea la rupere a materialului, metoda de predicție a duratei de viață rămase fundamentată pe principiile mecanicii ruperii, caracterizează mult mai bine modul de comportare a elementelor structurale conținând defecte din oboseala materialului. În aceste condiții, gradul de siguranță în exploatare a structurilor este mult mai bine cuantificat. Metoda oferă și informații mult mai precise vis a vis de necesitatea adoptării unor măsuri de consolidare a elementelor structurale.

În principal, pentru a putea fi utilizată și această metodă complementară de verificare a structurilor de poduri, este necesar ca în programul de expertizare în etape, descris anterior, să fie introdusă o nouă etapă IV-2, care să se utilizeze în condițiile precizate anterior. Aplicarea acestei metodologii presupune cunoașterea unor caracteristici de material obținute în baza încercărilor experimentale de mecanica ruperii (acestea au fost pe larg descrise în capitolele 5 și 6 ale tezei). Metoda complementară se bazează pe o evaluare în doi pași:

- ✓ **Pasul (1):** Este evaluată acceptabilitatea defectelor decelate în structură cu ajutorul diagramelor de evaluare a ruperii (FAD pe nivelele 1 sau 2) și se determină valoarea finală acceptată a dimensiunii defectului. Aceste calcule se bazează pe: valoarea tensiunii maxime din elementul supus analizei, dimensiunile inițiale ale defectului și tenacitatea la rupere a materialului.
- ✓ **Pasul (2):** Reprezintă practic o evaluare la oboseală a elementelor structurale analizate, bazată pe istoricul actual de solicitare înregistrat pe structură, dimensiunile inițiale și finale ale defectelor și parametrii de mecanica ruperii, anume caracteristicile de material  $C$  și  $m$  din relația lui Paris de creștere a fisurii sub acțiunea solicitărilor din traficul real pe pod.

Se menționează faptul că, această metodologie în etape își găsește aplicabilitate și la podurile metalice de șosea, în completarea metodologiei existente, care are un pronunțat caracter calitativ [7.3].

### 7.3 Metode de consolidare a structurilor metalice de poduri

Durata de viață mare în cazul unor structuri, cât și creșterea încărcărilor concomitent cu sporirea traficului atât la podurile de șosea cât și la cele de cale ferată conduc la necesitatea consolidării și reabilitării podurilor [7.5].

Lucrările pe care le presupune o operațiune de reabilitare a unei structuri sunt complexe, implică un grad înalt de responsabilitate atât din partea proiectantului cât și a executantului și, în general, au un caracter de „unicat”.

O primă etapă în realizarea unei consolidări / reabilitări constă în întocmirea unei documentații, care trebuie să conțină:

- ☞ proiectul sau releveul structurii;
- ☞ releveul deformațiilor grinzilor principale;
- ☞ enumerarea amănunțită a defectelor constatate și eventual remediate (fisuri, deformații locale, coroziuni, vibrații, etc.);
- ☞ date culese pe teren în urma inspecției vizuale, eventual cu ocazia încercării „in situ” a structurii (calitatea oțelului, eforturi unitare efective, oscilații ale structurii, etc.);
- ☞ vechimea podului, istoricul acestuia, eventuale evenimente petrecute de-a lungul exploatării lui (lovirea unor elemente de rezistență ale suprastructurii de către convoaiele participante la trafic, sau ale infrastructurii de ex. impactul navă-infrastructura podului, bombardarea în timpul războiului a unor părți din structură, deraieri, etc.), lucrări de întreținere sau reparații, în principal orice intervenție asupra structurii de rezistență, eventual un istoric al solicitărilor;
- ☞ clasa de încărcare la care urmează să se realizeze consolidarea.

Totodată este necesar ca proiectantul să facă și un calcul de eficacitate, prin care să dovedească avantajele de ordin financiar pe care le prezintă operațiunea de consolidare / reabilitare a podului în detrimentul soluției de renunțare la structură și executarea alteia noi. În principiu, consolidarea unui tablier metalic existent nu este eficientă dacă valoarea lucrărilor necesare efectuării ei depășește 40% din valoarea unei structuri noi. Se subliniază faptul că un pod consolidat nu reprezintă un pod nou, durata lui de exploatare rămânând limitată la o perioadă de până la 40 de ani. Consolidările se efectuează cu ocazia reparațiilor capitale (R.K.); în general, o consolidare presupune o creștere a capacității portante a structurii.

---

**Observație:**

---

Un tablier poate avea și două sau mai multe reparații capitale; nu se admite însă consolidarea aceleiași piese de două ori.

Un loc distinct îl ocupă structurile cu valoare istorică, monumentele de artă tehnică, a căror menținere reprezintă un factor primordial, o datorie de onoare a actualei generații de ingineri, și care trebuie să fie făcută indiferent de efortul financiar.

În cele ce urmează se prezintă metodele de consolidare specifice structurilor metalice de poduri [7.17].

### 7.3.1 Metode directe de consolidare

Această metodă generală de consolidare se utilizează mai ales la consolidări locale, dar se poate aplica și la cele de ansamblu. Ea este folosită în cazurile în care eforturile secționale dintr-o bară depășesc eforturile admisibile sau în zone cu defecte locale.

Teoretic, consolidarea directă este simplu de realizat, operațiunea constând din alăturarea și solidarizarea de secțiunea existentă a unui element sau a unor elemente noi, cum ar fi platbande, corniere, profile U, etc. Prinderea acestora se realizează cu nituri sau, în unele cazuri cu șuruburi. În acest sens trebuie avut în vedere și aspectul estetic al structurii consolidate!

Aceste lucrări se execută în pauze de circulație sau închideri de linie / drum. Piese noi, de consolidare, se aplică fie pe suprafețe libere, situație optimă, fie pe piese care necesită demontarea parțială și succesivă a mijloacelor de prindere existente (de exemplu tăiere de nituri) și introducerea de nituri noi în găurile existente. Această demontare prin tăiere a niturilor vechi și apoi găurirea prin copiere a materialului nou de consolidare, având elementul vechi ca șablon, conduce la închideri pe perioade lungi de timp a circulației pe pod. Din acest motiv soluțiile de consolidare indirecte sunt mult mai operaționale, chiar dacă necesită o cantitate mai mare de material.

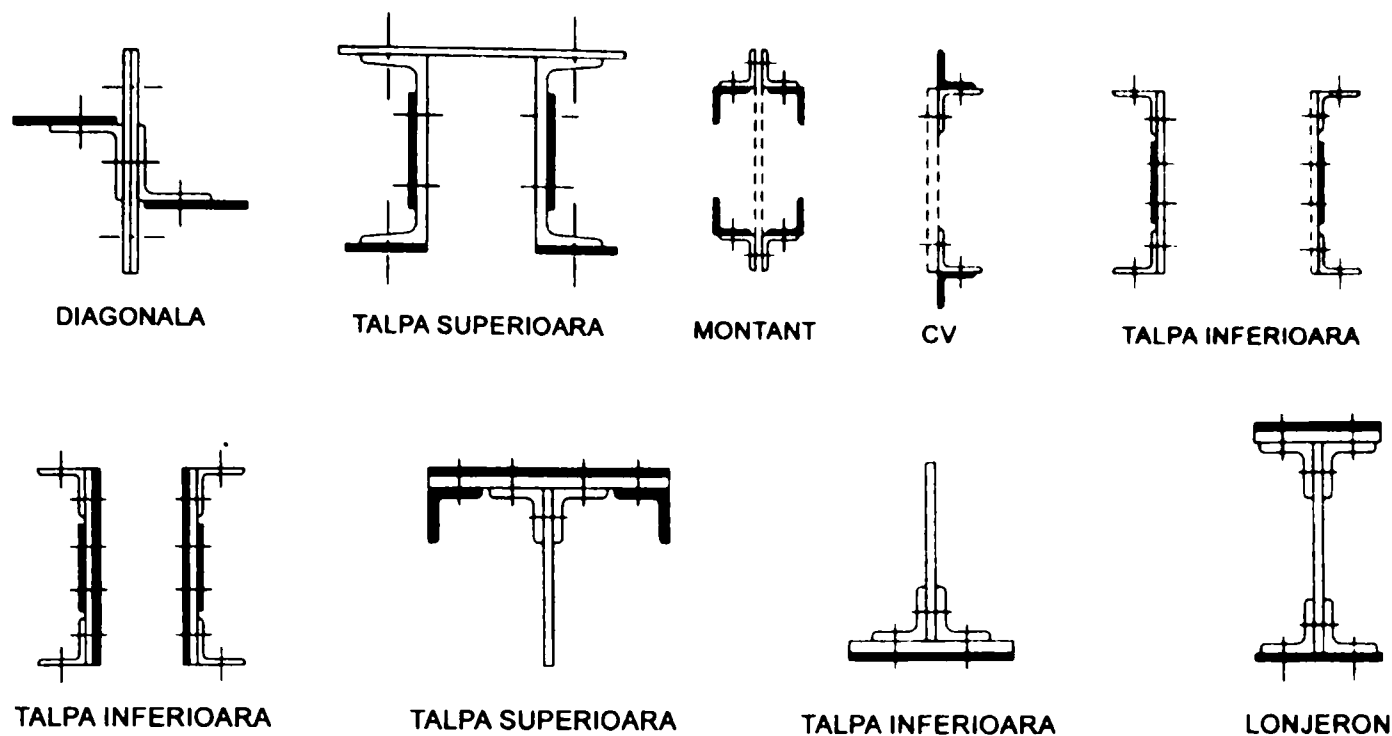


Figura 7.1 Exemple de consolidare directă

#### Observație:

La tablierule vechi se va evita prinderea pieselor noi de consolidare prin sudură de elementele existente.

Tot în cadrul acestui paragraf pot fi considerate și consolidările provizorii care se execută în anumite situații de urgență (avarie, montaj). În asemenea cazuri se suplimentează de regulă secțiunile metalice cu elemente din lemn de brad, indicate pentru realizarea și adaptarea lor într-un timp scurt.

### 7.3.2 Metode indirecte de consolidare

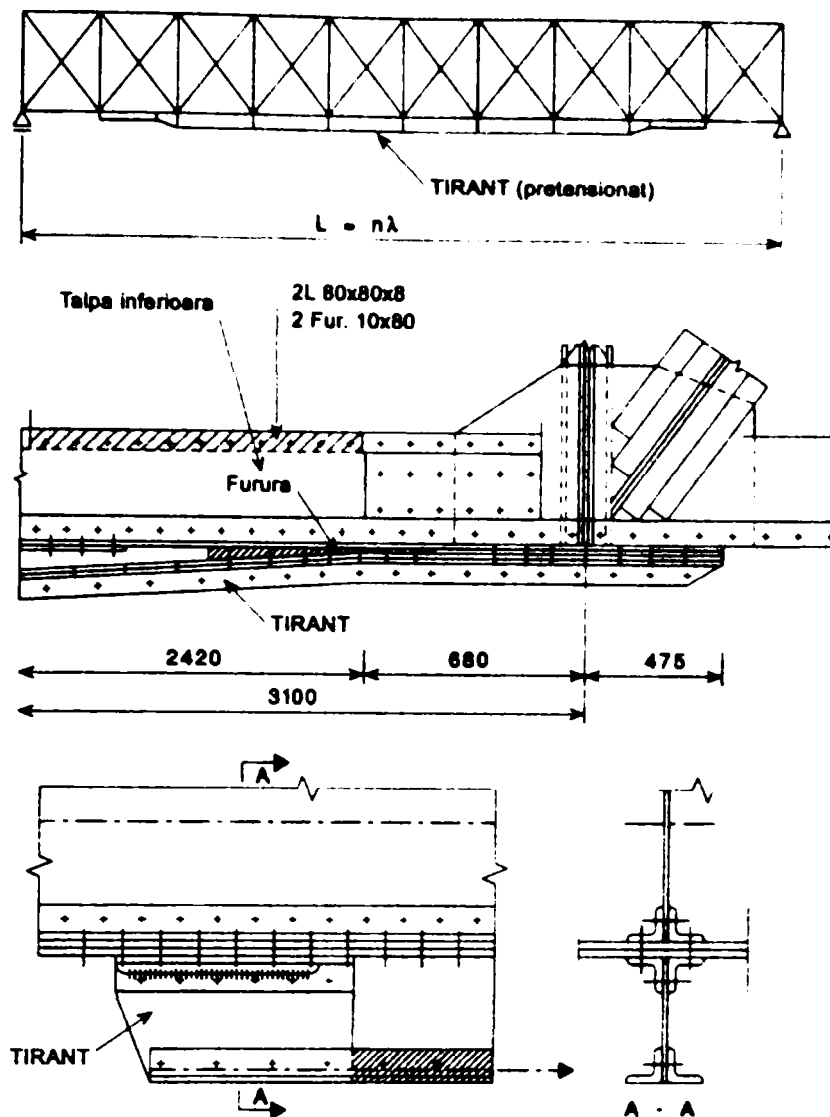
Materialul suplimentar introdus prin piese structurale independente conlucrează cu structura existentă în ansamblu sau pe substructuri și devine operant în special pentru sarcinile mobile. În unele din variantele de consolidare indirecte se introduc și eforturi inițiale de pretensionare, ceea ce conduce la creșterea eficienței materialului nou suplimentar și în consecință a eficienței consolidării.

În continuare se prezintă câteva asemenea consolidări executate:

#### ✦ Consolidarea cu tirant la talpa inferioară

Încărcările provenite din actualele convoaie de calcul introduc în multe cazuri în elementele structurii de rezistență a podului eforturi mai mari decât cele admisibile. Acest lucru se întâmplă în special în tălpile inferioare ale grinzilor principale simplu rezemate ale tablierelor vechi. Pentru a consolida aceste structuri se montează în lungul tăpii inferioare elemente adiționale fixate rigid la extremități.

Această metodă de consolidare se aplică atât în cazul structurilor având grinzile principale cu inimă plină cât și în cazul grinzilor principale cu zăbrele.



PRINDEREA TIRANRULUI DE CONSOLIDARE PRIN TACHETI

Figura 7.2 Consolidarea cu tirant a grinzilor cu zăbrele

În general soluția de consolidarea a unui tablăier vechi trebuie să fie complexă, diferită de la o structură la alta. De exemplu, se adoptă consolidarea directă în cazul barelor tăpii comprimate și a diagonalelor, se completează contravântuirile orizontale generale și a dispozitivului de frânare (există cazuri în care acestea pot chiar să lipsească!) și se adoptă o consolidare cu tirant a tăpii inferioare.

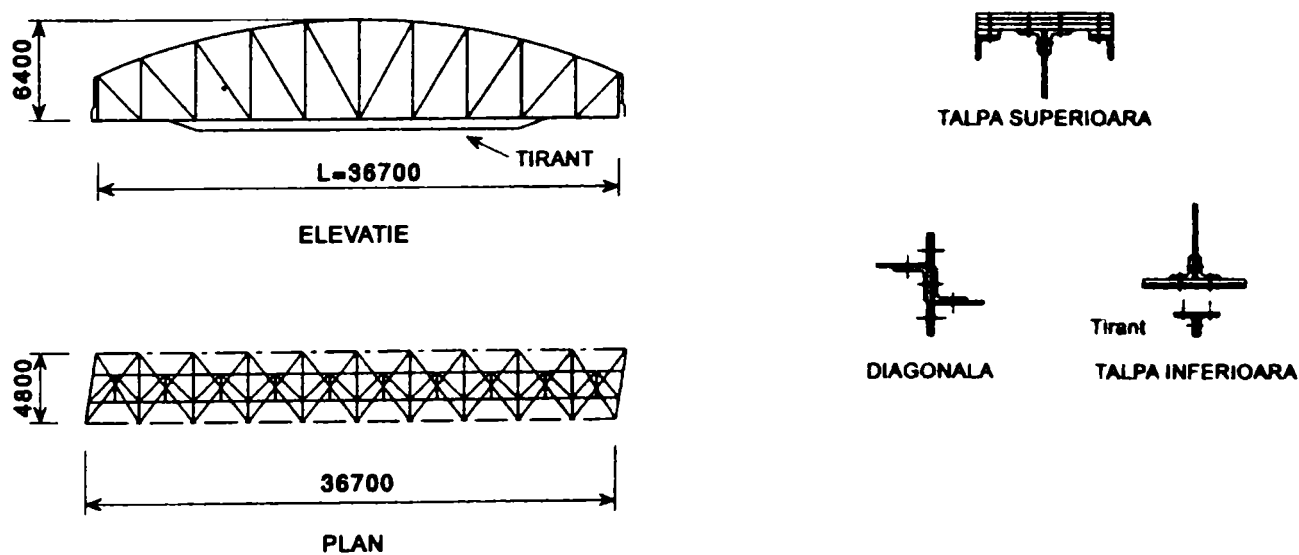


Figura 7.3 Consolidarea cu tirant a grinzilor cu zăbrele



### Consolidarea cu cabluri pretensionate ale tălpilor

O variantă a soluției de consolidare cu tirant a grinzilor metalice cu zăbrele este aceea de consolidare cu cabluri pretensionate, montate în axul tăpii inferioare. În exemplul prezentat talpa superioară și unele diagonale s-au consolidat direct.

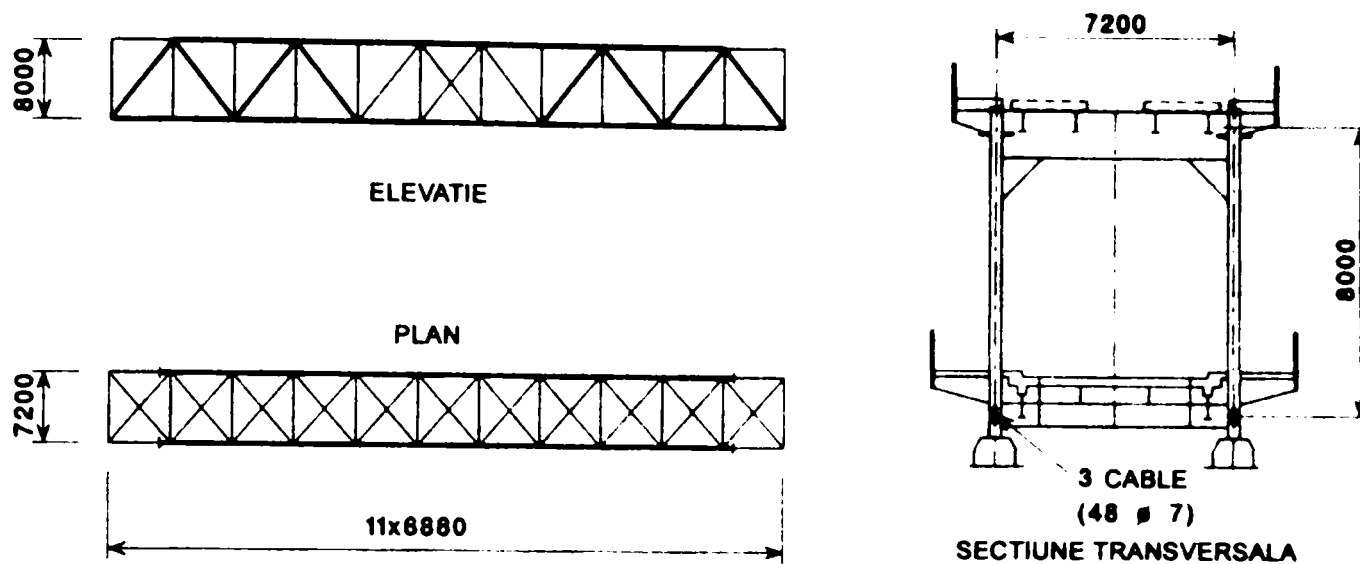


Figura 7.4 Consolidare indirectă cu cabluri

### Consolidarea prin introducerea celei de a treia grinzi

În cazul tablierelor metalice cu zăbrele cu calea sus se poate consolida structura prin introducerea între grinzile existente a unei grinzi suplimentare, de aceeași deschidere și înălțime. Această metodă poartă numele de consolidare prin introducerea celei de a treia grinzi. Rezemarea celei de a treia grinzi se poate face pe aparate de reazem independente sau prin solidarizare cu cadre transversale puternice de grinzile existente, adiacente. Montarea grinzii suplimentare se realizează sub antretoazele tablierului, din piese și subansamble prefabricate, găurile de prindere de elementele existente fiind date pe șantier. Lucrările se pot executa sub circulație, dar cu restricție de viteză. Cantitatea de material suplimentar nu depășește cca. 30% din greutatea structurii existente.

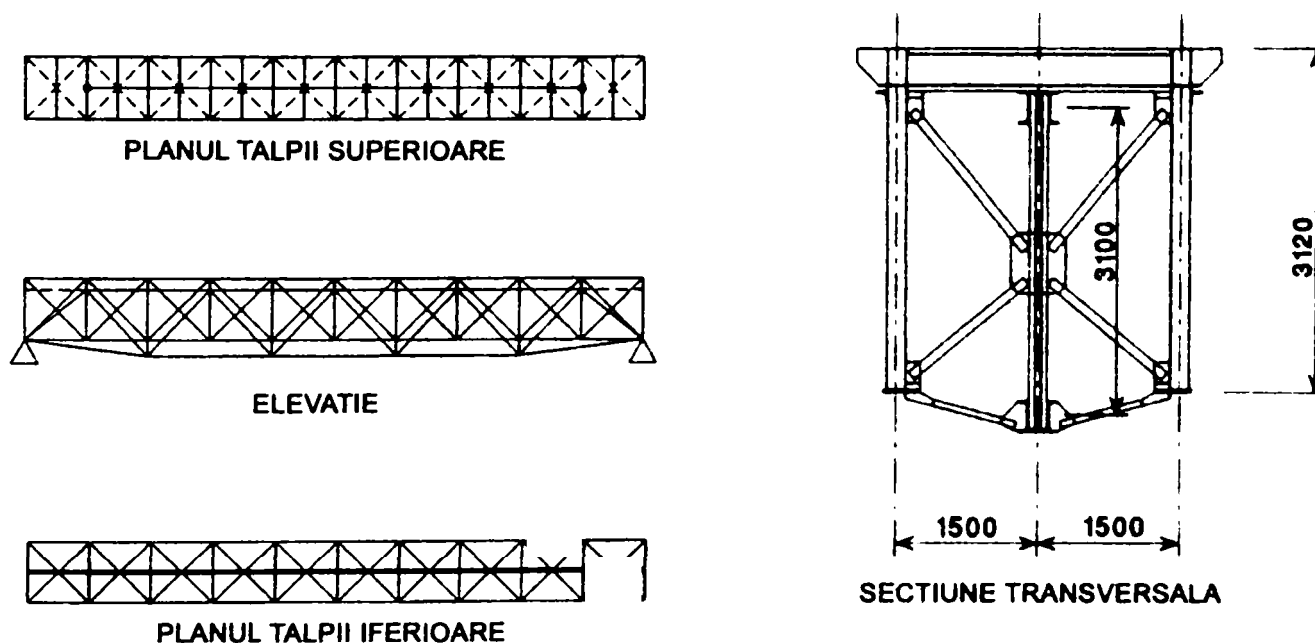


Figura 7.5 Consolidare prin introducerea celei de a treia grinzi

### ↓ Consolidarea din dublarea grinzilor principale

Tablierele cu inimă plină și cu calea sus pot fi consolidate prin dublarea grinzilor principale, prin montarea unor grinzi suplimentare în afara celor existente. Noile grinzi se solidarizează cu cele existente prin diafragme puternice și se montează pe aparate de reazem proprii.

### ↓ Consolidarea grinzilor cu zăbrele prin supraînălțare

Creșterea capacității portante a grinzilor metalice cu zăbrele existente se poate realiza prin adăugarea unui etaj, cu o nouă talpă superioară și diagonale și montanți corespunzători. O problemă dificilă în cazul acestei soluții o reprezintă asigurarea continuității la nodurile de intersecție dintre elementele noi și cele ale grinzii vechi. Lucrările de consolidare se pot executa cu elemente prefabricate, în închidere de linie sau sub circulație.

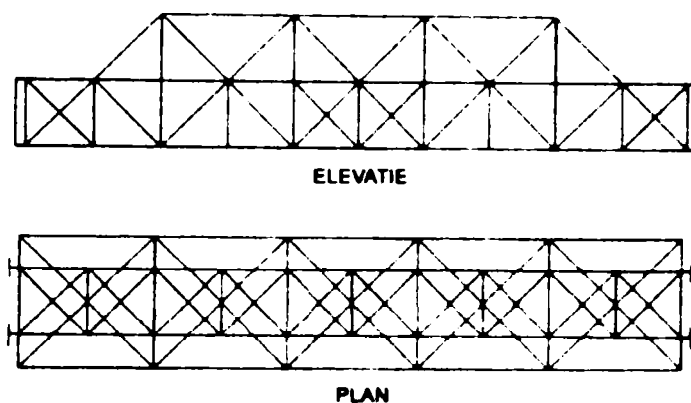


Figura 7.6 Consolidare prin supraînălțare a grinzilor

### ↓ Consolidarea cadrelor transversale

Verificarea la flambajul general al tălpii comprimate a podurilor existente cu calea jos, fără contravântuire superioară sau cu contravântuire superioară desființată cu ocazia electrificării, impune în unele situații consolidarea grinzilor principale, prin creșterea rigidității cadrului transversal. Acest lucru se realizează cu grinzi de consolidare tip macaz, din elemente prefabricate, asamblate de construcția existentă la fața locului.

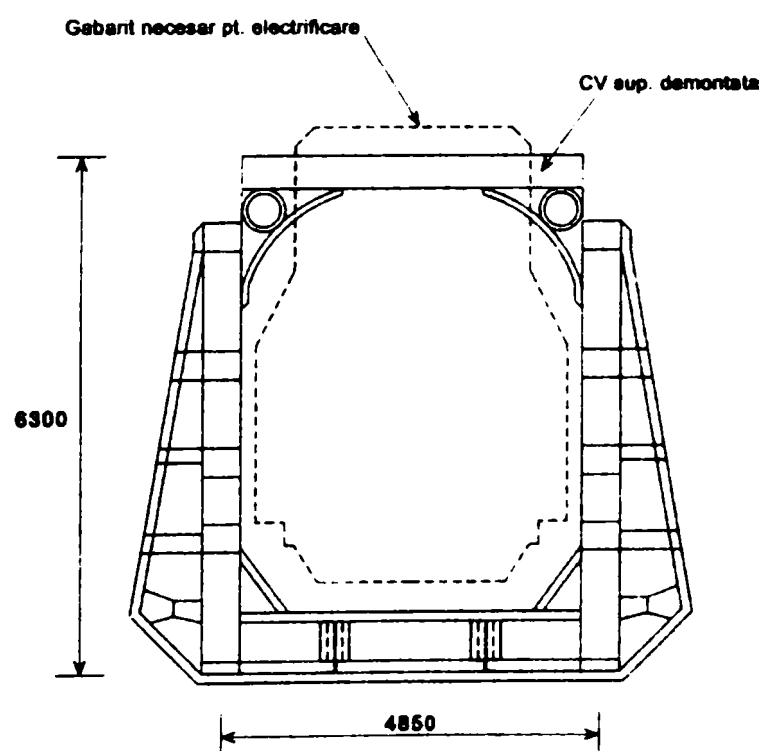


Figura 7.7 Consolidarea cadrelor transversale

### 7.3.3 Metode de consolidare cu placă din beton armat în conlucrare și transformarea structurii într-una compusă oțel - beton

Prin executarea unei dale de beton în conlucrare cu structura metalică veche se obține o rigiditate globală sporită a structurii. Totodată sunt rezolvate problemele căii, care, la podurile vechi, reprezintă o problemă acută. Dala din beton va consolida tălpile superioare comprimate ale lonjeronilor și grinzii prin preluarea eforturilor. Se menționează că, datorită defecțiunii vechii căi, se poate spune că noua structură compusă oțel - beton va prelua și încărcările din greutatea căii. Turnarea dalei din beton se poate face peste un cofraj pierdut realizat din tabla cutată care simplifică mult manopera de punere în operă a betonului proaspăt și reduce timpul de execuție.

O problemă importantă de care trebuie să se țină seama în cazul consolidării cu placă din beton a structurilor vechi de poduri este legată de elementele care realizează conlucrarea dintre noua dală din beton armat și structura metalică. O soluție bună ar fi utilizarea conectorilor de tip gujon, însă sudarea acestora nu trebuie făcută de vechea structură! Pentru rezolvarea acestei probleme se pot dispune platbande la partea superioară a lonjeronilor și antretoazelor, ce se vor fixa fie prin intermediul niturilor fie cu șuruburi și care vor îndeplini de fapt un rol dublu: realizează o consolidare directă a celor două elemente de rezistență ale căii, a căror tălpi superioare se presupune că sunt afectate de coroziune și alcătuiesc un element suport pentru prinderea prin sudură a conectorilor.

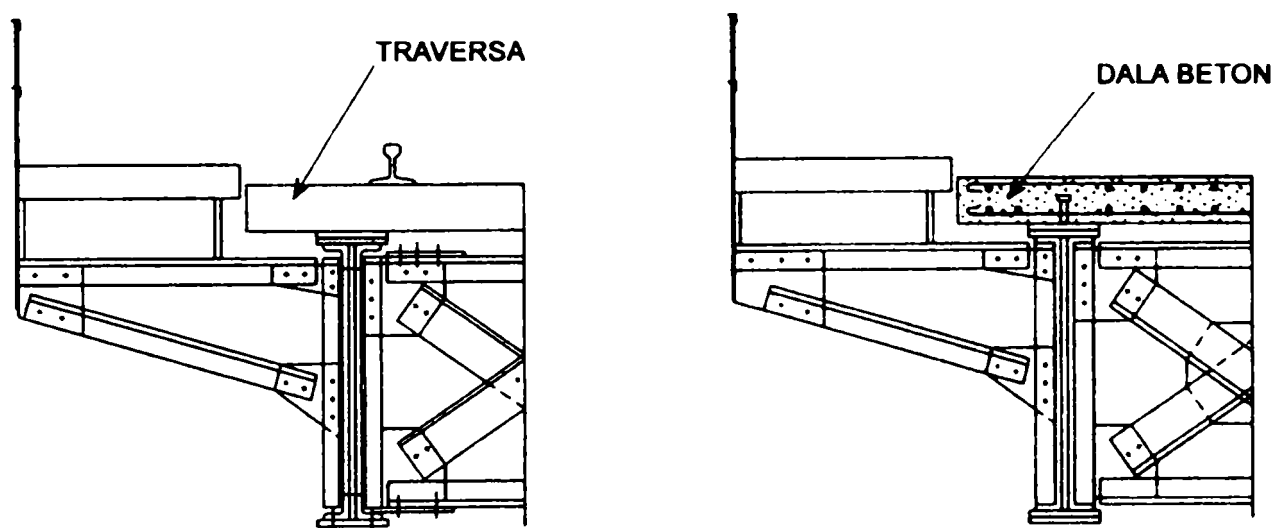


Figura 7. 8 Consolidare cu dală din beton a unui pod CF

## 7.4 Studiu de caz – Reabilitarea podului de șosea de la Săvârșin [7.9]

### 7.4.1 Prezentarea podului

Drumul județean DJ 707 A traversează râul Mureș la Săvârșin pe un pod în lungime totală de 175,0 m. Podul a fost construit în anul 1897 pe patru deschideri de  $4 \times 39,80 \text{ m} = 159,20$ .

Suprastructura este alcătuită din tabliere metalice cu grinzi principale parabolice cu zăbrele, cu calea jos, iar structura de rezistență a căii este formată dintr-un sistem de grinzi dispuse ortogonal – lonjeroni, antretoaze și profile Zores.



Figura 7.9 Vedere generală a podului

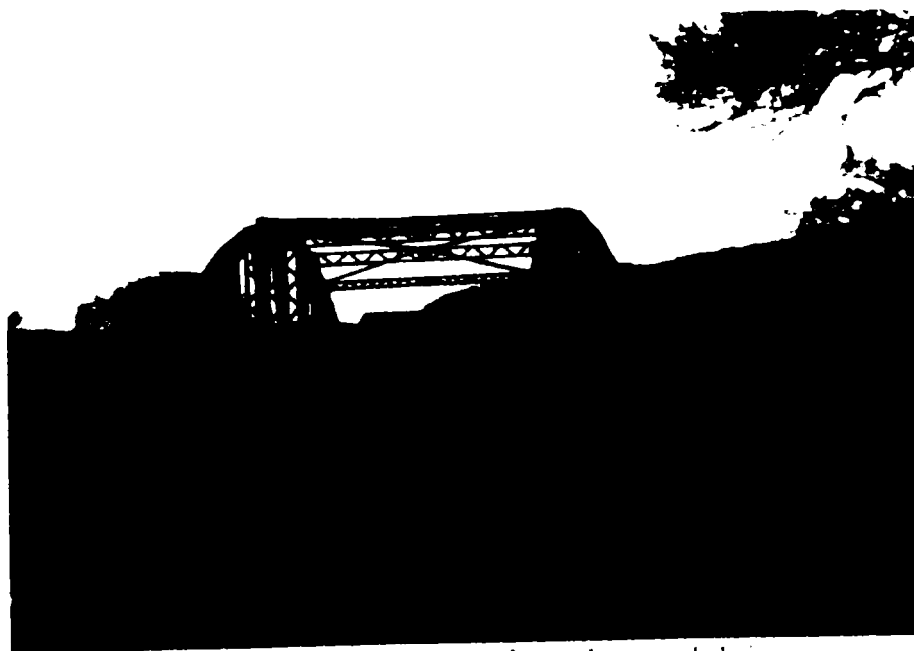


Figura 7.10 Vedere frontală a podului

Infrastructurile – culeele și pilele sunt executate din moloane de piatră cioplită, legate cu mortar de ciment.

Podul se află în administrația A.D.P.J. Arad, care a solicitat Universității „Politehnica” Timișoara – Colectivul de Poduri Metalice întocmirea unui proiect de reabilitare a structurii, în vederea exploatării normale a acesteia în viitor.

În cadrul proiectului s-a soluționat consolidarea tuturor elementelor de rezistență a suprastructurii, respectiv: grinzile principale, antretoazele, lonjeronii și elementele contravântuirii.

În exemplul de față se prezintă soluția de reabilitare a structurii de rezistență a elementelor căii, respectiv alcătuirea acesteia. Decizia de reabilitare a fost luată pe baza analizei atente a stării tehnice actuale a structurii și a efectuării unei expertize în concordanță cu normele în vigoare.

Lățimea părții carosabile, măsurată între bordurile amplasate de-a lungul parapetului de siguranță, este de 5,0 m și corespunde unei singure benzi de circulație. În conformitate cu Ordinul 45/27.01.1998 al M.T. (publicat în Monitorul Oficial 138 bis din 6.04.1994), pentru o singură bandă de circulație se prevede un gabarit de min. 5 m, între fețele parapetilor. Distanța între fața interioară a bordurii și montanți este de numai 24 cm, insuficientă pentru protecția elementelor suprastructurii, în special a montanților, împotriva lovirii acestora de către vehiculele mari aflate în circulație. Podul nu are prevăzute trotuare, pietonii circulând pe marginile carosabilului.

În situația de față, având în vedere faptul că structura permite circulația numai pe o singură bandă, pentru soluția de reabilitare se alege o lățime a părții carosabile de 4 m; utilajele agricole cu lățimi mai mari vor putea circula ridicând dispozitivele respective peste parapeti. Astfel, de ambele părți ale carosabilului, va rămâne un trotuar de aproximativ 80 cm, necesar circulației pietonilor.

#### 7.4.2 Alcătuirea și starea structurii de rezistență a căii

Structura de rezistență a căii este alcătuită dintr-un ansamblu de grinzi dispuse **transversal** - antretoazele amplasate în axul nodurilor inferioare ale grinzilor principale; **longitudinal** - lonjeronii care reazemă pe antretoaze și profilele Zores dispuse de asemenea transversal, care reazemă pe lonjeroni. Peste **profilele Zores** este așternut un strat de balast neagregat, de cca. 20 cm grosime, și un strat de beton asfaltic în grosime de cca. 5 cm. Această alcătuire este specifică podurilor construite la sfârșitul secolului al XIX-lea, începutul secolului XX (vezi planșa 2 - Dispoziția generală a structurii).

Podul are patru lonjeroni, alcătuiți după cum urmează: doi lonjeroni centrali, din profile I 28 și doi lonjeroni marginali, din două corniere 70x70x7 și o platbandă verticală de 280x8, prinsă de corniere cu nituri și formând o secțiune compusă cu o înălțime de 280 mm. Din punct de vedere static, lonjeronii sunt realizați ca grinzi simplu rezemate pe antretoaze (nu au scaune și nici plăci de continuitate).



lonjeron marginal

lonjeron central

Figura 7. 11 Secțiunea transversală a lonjeronilor

Din inspecția efectuată s-a observat că lonjeronii marginali sunt puternic corodați. Această situație este justificată și de faptul că au o secțiune compusă, care favorizează acțiunea agresivă a mediului, precum și de poziția lor exterioară, care face ca ei să fie expuși apelor meteorice. În consecință, lonjeronii marginali alcătuiți în secțiune compusă prin nituire se vor înlocui cu profile I 28 -- identice cu cele intermediare.

Profilele Zores sunt puternic corodate având în vedere vârsta podului (peste 100 ani) și modul în care a fost întreținut, astfel încât se prevede dezafectarea lor.

### 7.4.3 Verificarea lonjeronilor în starea actuală

#### ► Stabilirea acțiunilor asupra unui lonjeron

**Acțiuni permanente**, pe un metru liniar de lonjeron intermediar, pentru o lățime de 1,60 m – egală cu distanța dintre doi lonjeroni învecinați.

↳ greutate proprie lonjeron	= 48,8 daN/ml
↳ greutatea profilelor Zores	= 80 daN/ml
↳ greutatea umpluturii + stratul rutier(*)	<u>= 480 daN/ml</u>
Total	= 608,8 daN/ml
	<b>Rotund 610 daN/ml</b>

(\*) Observație: Conform recomandării din Schaper – Eisene Brücken 1922 [7.16] pentru poduri metalice de șosea, p. 131 – punctul d.

⇒ Unui lonjeron îi revine:  $610 \times 1,60 = 976 \text{ daN/ml}$

**Acțiunea utilă:** Prin înțelegere cu beneficiarul s-a convenit că podul se va verifica pentru convoiul A 30 din clasa de încărcare E dar nu și pentru vehiculul special V 80, pentru acesta din urmă impunându-se restricțiile corespunzătoare. Schema convoiului este prezentată în figura următoare:

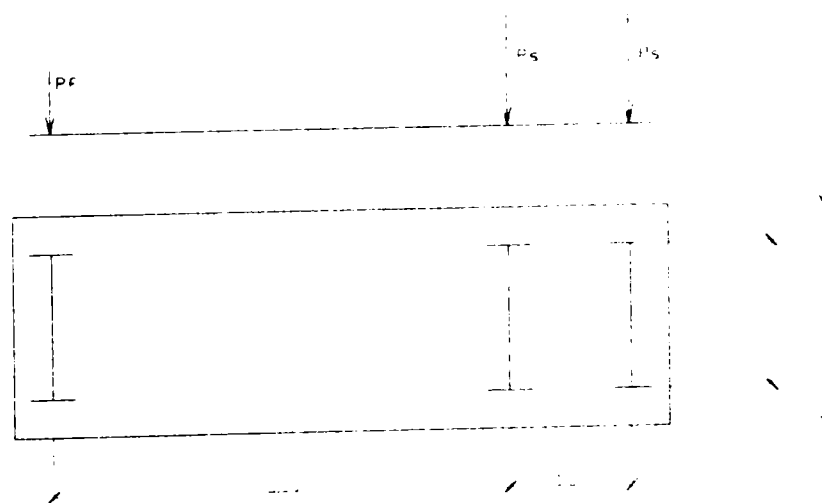


Figura 7. 12 Schema vehiculului A 30

Convoiu se plasează în poziția care conduce la momentul maxim maximorum; deschiderea se consideră ca fiind egală cu 4,00 m.

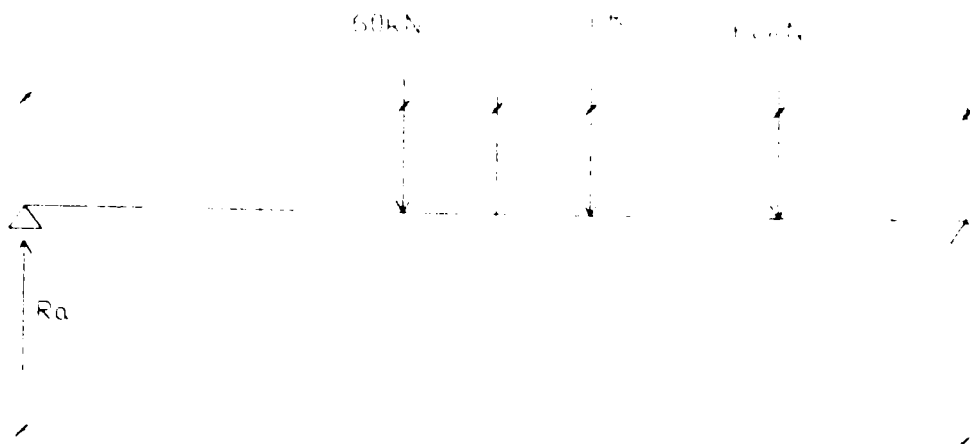


Figura 7.13 Calculul  $M_{\max-\max}$  din A 30

Deoarece distanța dintre lonjeroni este de 1,60 m, iar distanța dintre roțile vehiculului A 30 este de 1,90 m, se consideră că asupra unui lonjeron acționează forțele de pe un șir de roți conform celor prezentate în figura 5.

Astfel rezultă:

$$R_a = \frac{60(80 + 240)}{400} = 48 \text{ kN}$$

$$M_{\max-\max} = 48 \cdot 1,6 \cdot \psi = 48 \cdot 1,6 \cdot 1,49 = 114,43 \text{ kNm} = 1144300 \text{ daNcm}$$

$$\psi = 1,49 \text{ (coeficientul dinamic)}$$

Stabilirea momentului de încovoiere din încărcări permanente, corespunzător poziției momentului maxim maximorum din acțiunea vehiculului A30:

$$M^g_{\max} = \frac{px}{2}(1-x) = \frac{976}{2}(4,00 - 1,60) = 1171,20 \text{ daNm} = 117120 \text{ daNcm}$$

**Momentul total:**

$$M_{\text{tot}} = 117120 + 1144300 = 1261420 \text{ daNcm}$$

Verificarea de rezistență a lonjeronului

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{1261420}{542} = 2327 \text{ daN/cm}^2 \gg 1450 \text{ daN/cm}^2$$

unde  $W$  – modulul de rezistență pentru I 28:  $W=542 \text{ cm}^3$

$\sigma = 1500 \text{ daN/cm}^2$ , conform cu SR 1911-98 pentru poduri vechi și material de bază OL 37.

Observație: Nu s-a ținut cont de scăderea secțiunii prin coroziune.

### Concluzie:

Secțiunea trebuie consolidată. Pentru aceasta s-a ales soluția realizării unei structuri compuse oțel-beton.

## 7.4.4 Consolidarea structurii de rezistență a căii

### ► Consolidarea lonjeronului

O primă etapă în realizarea unei structuri compuse oțel – beton constă în dezafectarea vechii căi și anume stratul de beton asfaltic, stratul de balast, profilele Zores precum și lonjeronii laterali.

Lonjeronii centrali se consolidează la talpa superioară cu câte o platbandă de secțiune 200x10, care are un rol dublu: să mărească capacitatea de rezistență a lonjeronilor și să constituie elementele de prindere a conectorilor necesari fixării dalei de beton armat. Lonjeronii laterali se execută identic cu cei centrali, adică din profile laminare I 28, cu platbande 200x10 la partea superioară. Pentru a mări capacitatea de rezistență a prinderii lonjeronilor de antretoaze în noua soluție, sub fiecare lonjeron se montează câte un scaun alcătuit dintr-o cornieră, după cum rezultă din figura de mai jos.

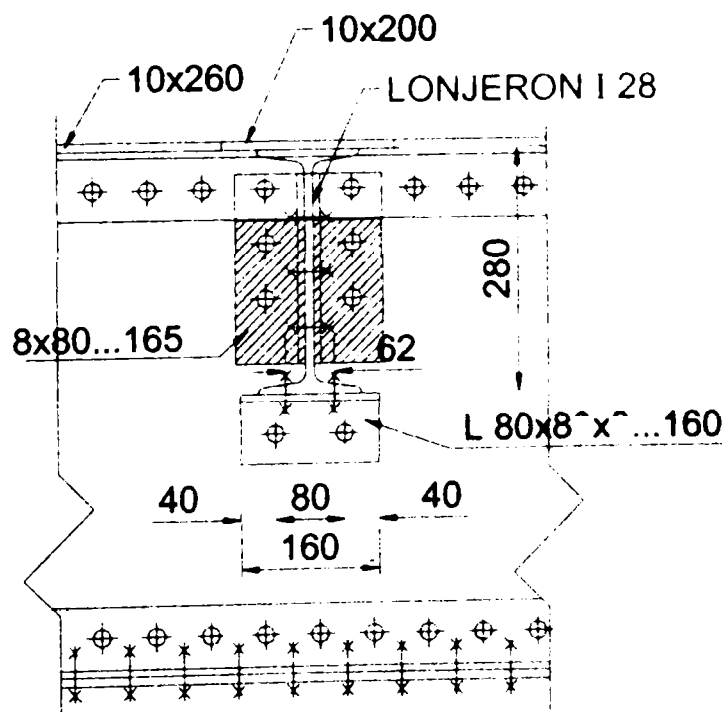


Figura 7.14 Prinderea lonjeronilor de antretoaze



Prinderea platbenzilor de consolidare de lonjeroni se face cu nituri  $\phi 16$ , aceasta realizându-se în două etape:

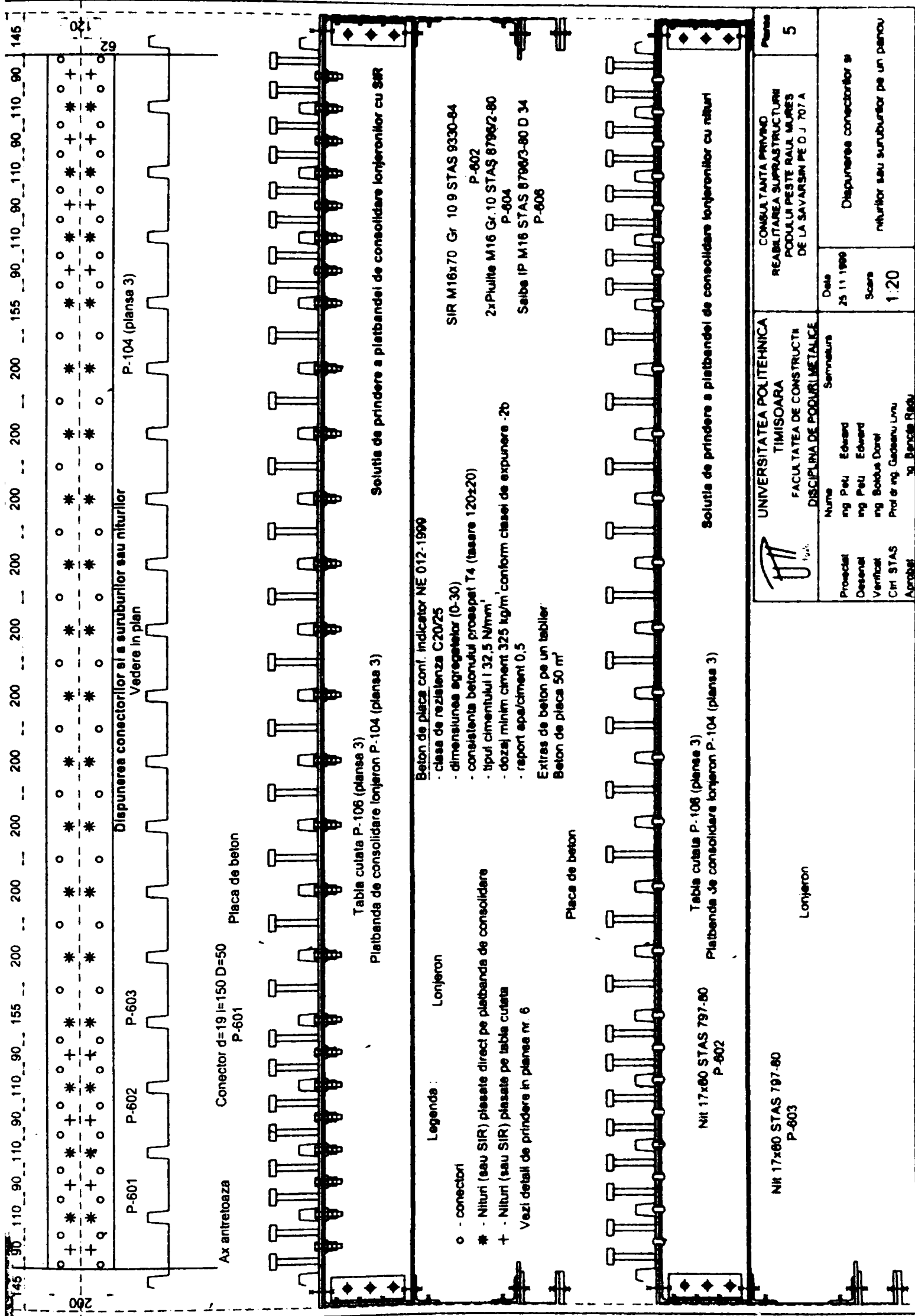
- în prima etapă platbanda se prinde direct de talpa superioară (vezi detaliul din planșa nr. 5 anexată – notat cu “\*”);
- în a doua etapă niturile se bat prin tabla cutată, fixând atât platbanda de consolidare cât și tabla cutată (vezi detaliul din planșa nr. 5 anexată – notat cu “+”).

Pentru a ușura baterea niturilor se vor confecționa șabloane, corespunzătoare pozițiilor celor două tipuri de nituri.

Conectorii, de tip dom  $\phi 19/150$  mm se sudează de platbandele de consolidare ale lonjeronilor, prin tabla cutată. Dispunerea lor se regăsește în planșa nr. 5 anexată.

Tabla cutată astfel montată reprezintă cofrajul pentru dala din beton armat. Marginile laterale ale acestui cofraj se vor borda cu fâșii de tablă plană (sau cu dulapi de lemn), cu înălțimea de 21 cm, cât reprezintă grosimea dalei (15 cm dala propriu-zisă din beton armat și 6 cm înălțimea cutei).

Dala de beton armat este prevăzută a se realiza din beton clasa de rezistență C 35/45 (Bc 40), iar armătura din PC 52.



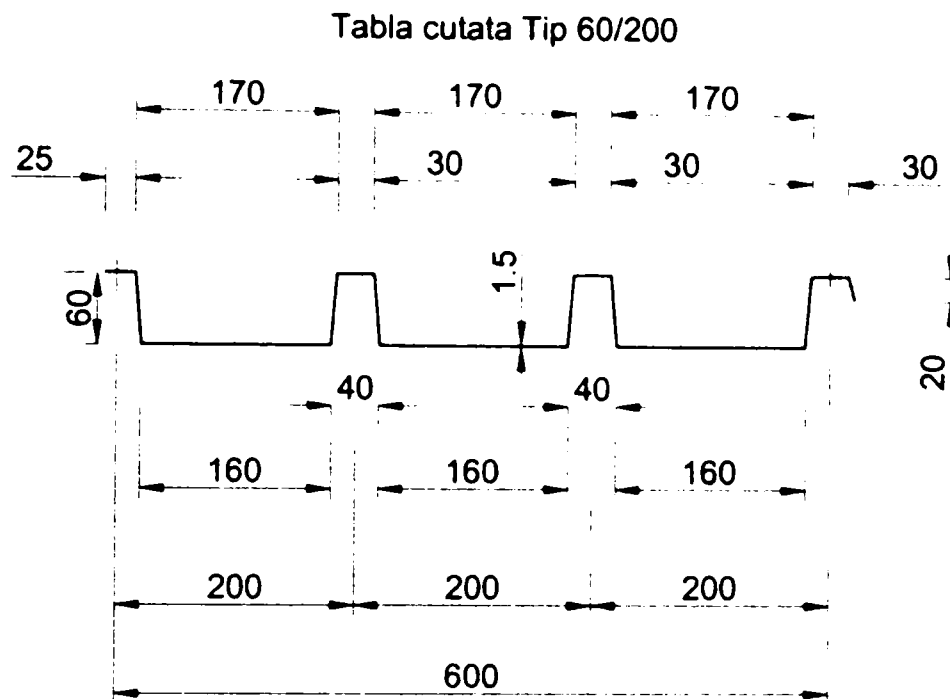
	<b>UNIVERSITATEA POLITEHNICA TIMISOARA</b> FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE	CONSULTANTA PRIVIND REABILITAREA SUPRACRUCII PODULUI PESTE RAUL MAJARES DE LA SAVARSAN PE D. J. 707 A	Planşa 5
	Nume: Semnatura Ing. Petu Ederard Ing. Petu Ederard Ing. Bobus Dorci Prof. dr. ing. Gaberiu Liviu Ing. Bercos Radu	Data 25.11.1999	Dispunerea conectorilor si niturilor sau suruburilor pe un percu
Proiectat Desenați Verificat Citi STAS Aprobat	Scara 1:20		

► **Verificarea tablei cutate**

Alcătuirea și calculul căii:

☞ **Tablă cutată tip 60/200/1.5/600-6000**

Dimensiunile tablei cutate în secțiunea transversală sunt prezentate în figură.



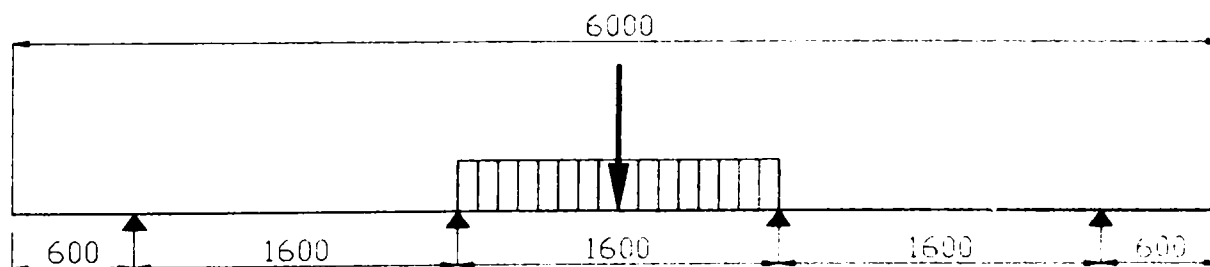
**Figura 7.15** Tabla cutată

Caracteristicile geometrice și de masă pe 1m linear lățime de tablă rezultă din tabelul de mai jos.

$I$ (cm <sup>4</sup> )	$W$ (cm <sup>3</sup> )	$t$ (mm)	Masa (kg/m <sup>2</sup> )
117	25	1,5	20

**Tabelul 7.1** Caracteristicile de secțiune

Verificarea tablei cutate în câmp curent sub acțiunea betonului umed și a unei forțe concentrate de 100 daN, pe o fâșie de 1,0 m se face conform schemei de calcul din figura de mai jos.



**Tabelul 7.2** Schema de calcul a tablei cutate

**Încărcări:**

- greutate proprie 20 daN/m
- beton proaspăt și armătură  $\frac{2500}{100} \times 21$  daN/m
- coeficienți de încărcare  $\gamma = 1,4$
- coeficient de impact la tumare  $\psi = 1,3$

**TOTAL**

Acțiunea uniform distribuită:

$$g = 20 + \frac{2500}{100} \times 21 \times 1,4 \times 1,3 = 975,5 \text{ daN/m}$$

Se consideră cazul cel mai defavorabil și anume numai un câmp intermediar încărcat, respectiv grinda simplu rezemată.

$$M_m = \frac{gl^2}{8} = \frac{975,5 \cdot 1,6^2}{8} = 312,16 \text{ daN m}$$

$$\sigma = \frac{31216}{25} = 1248,64 \text{ daN/cm}^2 \leq 1600 \text{ daN/cm}^2$$

Verificarea părților aflate în consolă:

$$M_c = \frac{312,16 \cdot 0,6^2}{2} = 56,19 \text{ daNm} < 312,16 \text{ daNm}$$

**► Calculul secțiunii compuse oțel – beton**

☞ Se alege marca betonului C 35/45 (Bc 40 B 500) cu caracteristicile:

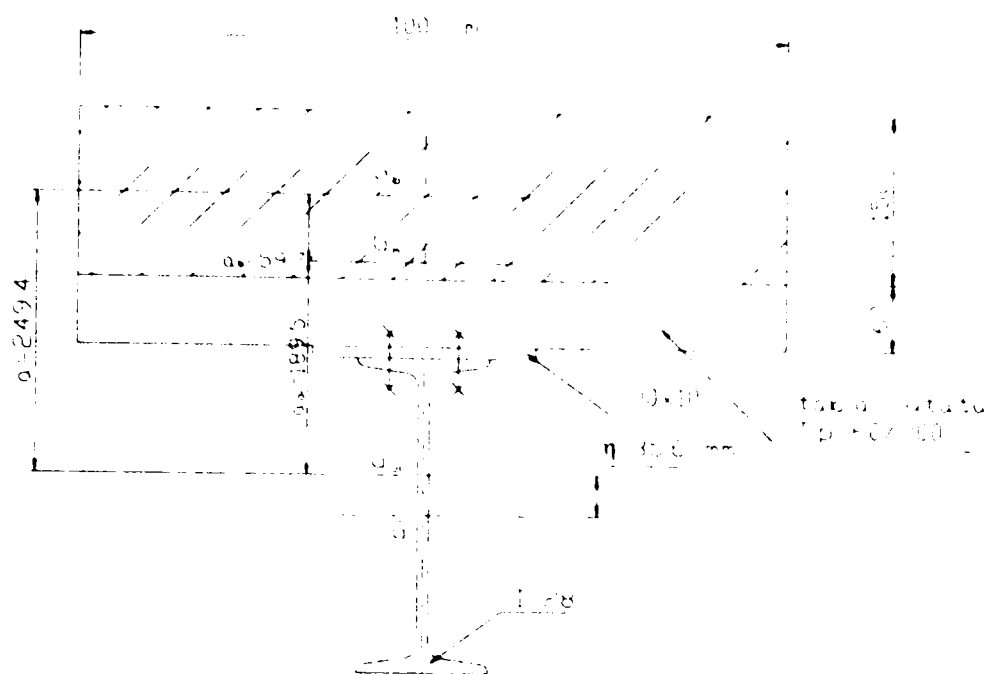
$$f_{ck} = 35 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{ckm} = 3,5 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Rezistența de calcul } R_c^* = 22,5 \text{ N/mm}^2$$

$$E_b = 36\,000 \text{ N/mm}^2$$

$$\varphi_0 = 2,60$$



**Figura 7. 16** Caracteristici geometrice ale secțiunii compuse oțel beton în cazul încărcărilor de scurtă durată

Caracteristicile geometrice ale profilului I 28

$$A = 61,1 \text{ cm}^2$$

$$I_x = 7590 \text{ cm}^4$$

$$I_y = 364 \text{ cm}^4$$

$$W = 542 \text{ cm}^3$$

#### Stabilirea lățimii active a dalei de beton (conform EC 4, cap. 4.3)

Pentru grinda simplu rezemată lățimea activă a dalei de beton se determină din următoarele condiții:

$$b_{\text{eff}} = \min(2 b_{\text{ei}} \text{ și } B)$$

$$\text{unde } b_{\text{ei}} = \frac{l_0}{8} \cong \frac{4,00}{8} = 0,5\text{m și } 2 b_{\text{ei}} = 1,00 \text{ m}$$

în care  $l_0 = L = 3,98 \text{ m}$  – deschiderea la grinda simplu rezemată și  $B = 1,60 \text{ m}$  distanța dintre grinzi (respectiv între lonjeroni).

Rezultă:  $b_{\text{eff}} = 1,00 \text{ m}$ .

#### Calculul secțiunii compuse pentru acțiuni de scurtă durată

##### a) Stabilirea axei neutre a secțiunii de oțel

Lonjeronul se consolidează cu o platbandă de 10x200.

Deplasarea centrului de greutate rezultă:

$$\eta = \frac{A_p \times d}{A_{ol}} = \frac{20 \cdot 14,5}{20 + 61,1} = 3,56 \text{ cm}$$

unde

$A_p = 20 \times 1 \text{ cm}^2$  este aria platbenzii de consolidare

$d = 14,5 \text{ cm}$ , este distanța din centrul de greutate al platbenzii la centrul de greutate al profilului I

$A_{ol} = 20 + 61,1 = 81,1 \text{ cm}^2$  este aria totală a secțiunii de oțel

Aria betonului  $A_b = 100 \times 15 = 1500 \text{ cm}^2$ .

Aria secțiunii echivalente

$$A_m = A_{ol} + \frac{A_b}{n} = 81,1 + \frac{1500}{5,83} = 338,40 \text{ cm}^2$$

unde  $n$  – coeficientul de echivalență oțel - beton

$$n = \frac{E_{ol}}{E_b} = \frac{2100000}{360000} = 5,83$$

#### b) Stabilirea poziției axei neutre a secțiunii mixte

$$a_b = \frac{A_{ol} \times a}{A_m}; \quad a_b = \frac{81,1 \times 24,94}{338,40} = 5,97 \text{ cm} \cong 6 \text{ cm}$$

unde:  $a_b$  – distanța între centrul de greutate al dalei din beton și centrul de greutate al secțiunii mixte ( $G_b$  și  $G_m$ )

$a$  – este distanța între centrele de greutate ale secțiunii de oțel și ale celei de beton ( $G_{ol}$  și  $G_b$ )

$$a = \frac{15}{2} + 6 + 1 + 14 - 3,56 = 24,94 \text{ cm}$$

iar  $a_{ol}$  este distanța între centrul de greutate al secțiunii din oțel  $G_{ol}$  și centrul de greutate al secțiunii mixte ( $G_{ol}$  și  $G_m$ ) – rezultă:

$$a_{ol} = \frac{A_b}{n} \cdot \frac{a}{A_m} = \frac{1500 \times 24,92}{5,83 \times 338,40} = 18,96 \text{ cm} \cong 19 \text{ cm}$$

Relațiile lui  $a_b$  și  $a_{ol}$  se determină scriind momentele statice față de centrul de greutate al betonului  $G_b$  (la determinarea lui  $a_{ol}$ ) și față de centrul de greutate al oțelului  $G_{ol}$  (la determinarea lui  $a_b$ ).

Axa neutră a secțiunii compuse oțel – beton cade în secțiunea de beton.

Verificare:  $a_b + a_{ol} = 5,97 + 18,96 = 24,93 \text{ cm} \cong 24,94 \text{ cm}$ .

c) **Calculul momentului de inerție al secțiunii mixte, față de axa de inerție ce trece prin centrul de greutate al secțiunii mixte  $G_m$**

$$I_m = I_{ol} + A_{ol} \cdot a_{ol}^2 + \frac{1}{n} \cdot \frac{b_{bef} \cdot h_{bef}^3}{12} + \frac{A_b}{n} \cdot a_b^2$$

unde:

$I_{ol}$  – momentul de inerție al secțiunii de oțel față de axa ce trece prin  $G_{ol}$

$$I_{ol} = 7590 + 61,1 \cdot 3,54^2 + \frac{20 \times 1^3}{12} + 20(14,5 - 3,54)^2 = 10759 \text{ cm}^4$$

$$A_{ol} = 81,1 \text{ cm}^2; \quad a_{ol} = 19 \text{ cm}^2; \quad A_{ol} \times a_{ol} = 81,1 \times 19^2 = 29\,277 \text{ cm}^2$$

$$\frac{I_b}{n} = \frac{b_{bef} \cdot h_{bef}^3}{12} \cdot \frac{1}{n} = \frac{100 \cdot (13,5)^3}{12} \cdot \frac{1}{5,83} = 3517 \text{ cm}^4$$

unde:  $h_{bef}$  este înălțimea dalei de beton comprimate  $h_{bef} = 15/2 + 6 = 13,5 \text{ cm}$

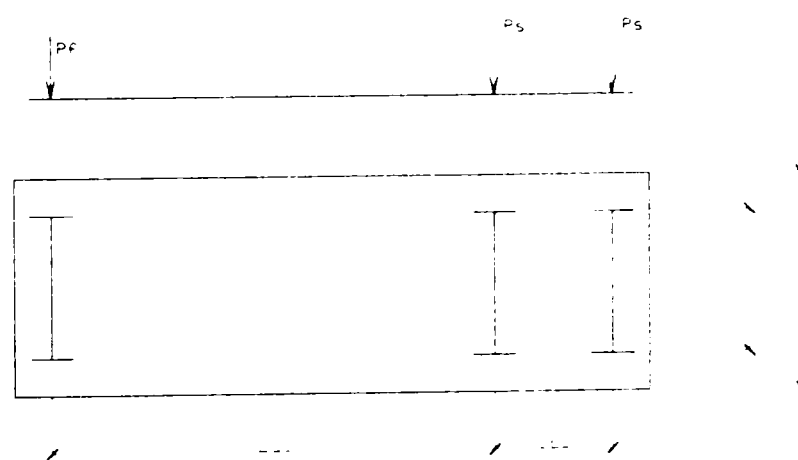
$$\frac{A_b}{n} \cdot a_b^2 = \frac{100}{5,83} \cdot 5,97^2 \cong 611 \text{ cm}^4$$

Momentul de inerție al secțiunii mixte

$$I_m = 10,759 + 29277 + 3517 + 611 = 44159 \text{ cm}^4$$

d) **Stabilirea acțiunilor de scurtă durată pe lonjeronul central**

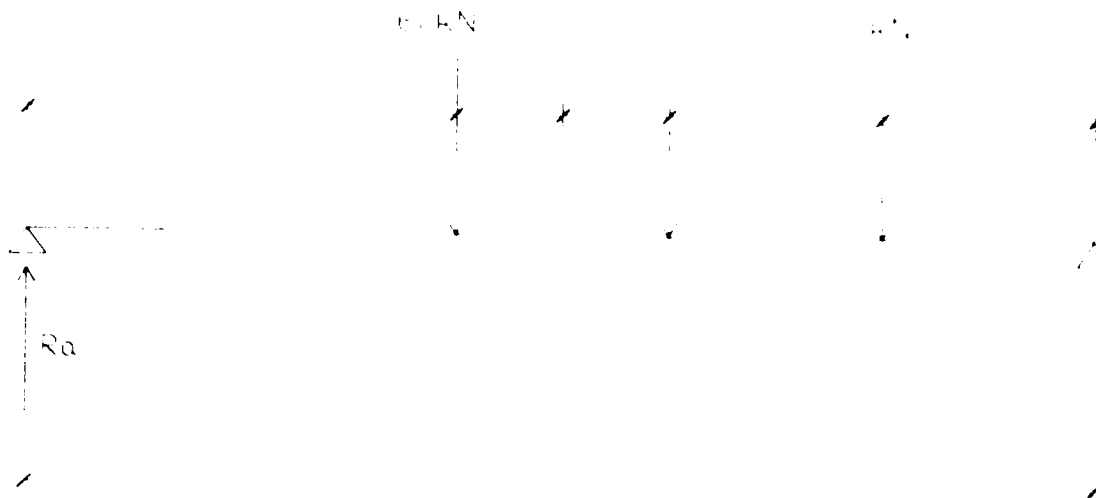
*Din convoiul A 30*



**Figura 7. 17** Schema vehiculului A 30

Calculul momentului maxim maximorum

Din convoiul A 30 - în poziția maxim maximorum

Figura 7. 18 Calculul  $M_{\max-\max}$ 

$$R_a = \frac{60(80 + 240)}{400} = 48 \text{ kN}$$

$$M_{\max-\max} = 48 \cdot 1,6 \cdot \psi = 48 \cdot 1,6 \cdot 1,49 = 114,43 \text{ kNm} = 1144300 \text{ daNcm}$$

$$\psi = 1,49$$

Verificări de rezistență în oțel și beton:

$$\sigma_{ol} = \frac{M}{I_m} y_{ol} = \frac{1144300}{44159} \times 36,5 = 945,8 \text{ daN/cm}^2 < 1450 \text{ daN/cm}^2$$

$y_{ol}$  – distanța de la  $G_m$  la fibra extremă de la partea inferioară a profilului

$$y_{ol} = 28 + 1 + 6 + 15 - (15/2 + 6) = 36,5 \text{ cm}$$

$$\sigma_b = \frac{1}{n} \cdot \frac{M}{I_m} \cdot y_b = \frac{1}{5,83} \cdot \frac{1144300}{44159} \cdot 13,5 = 60 \text{ daN/cm}^2 \leq 205 \text{ daN/cm}^2$$

$y_b$  – distanța de la  $G_m$  la fibra extremă de la partea superioară a secțiunii

$$y_b = 15/2 + 6 = 13,5 \text{ cm}$$

### Calculul secțiunii compuse pentru acțiuni de lungă durată

#### a) Stabilirea axei neutre a secțiunii de oțel

Coeficientul de echivalență  $n_\phi$  pentru marca de beton aleasă se calculează cu relația:

$$n_\phi = n_0 \cdot (1 + 0,5 \cdot \phi_\infty) = 5,83 \cdot (1 + 0,5 \cdot 2,60) = 13,41$$

unde:  $\phi_\infty = 2,60$  – valoarea de bază a caracteristicii deformației în timp a betonului,  $\phi_0$ , pentru C 35/45 (Bc 40).



Aria secțiunii compuse oțel – beton devine:

$$A_m = A_{ol} + \frac{A_b}{n} = 81,1 + \frac{1500}{13,41} \cong 193 \text{ cm}^2$$

**b) Stabilirea poziției axei neutre a secțiunii mixte**

Deoarece suma momentelor statice față de  $G_b$ :  $\sum S_{G_b} = 0$ , rezultă

$$a_b = \frac{A_{ol} \times a}{A_m}; \quad a_b = \frac{81,1 \times 24,94}{193} \cong 10,5 \text{ cm}$$

unde:  $a_b$  – distanța între centrul de greutate al dalei din beton și centrul de greutate al secțiunii mixte ( $G_b$  și  $G_m$ )

$a$  – este distanța între centrele de greutate al secțiunii de oțel și al celei de beton ( $G_{ol}$  și  $G_b$ )

$$a = \frac{15}{2} + 6 + 1 + 14 - 3,56 = 24,94 \text{ cm}$$

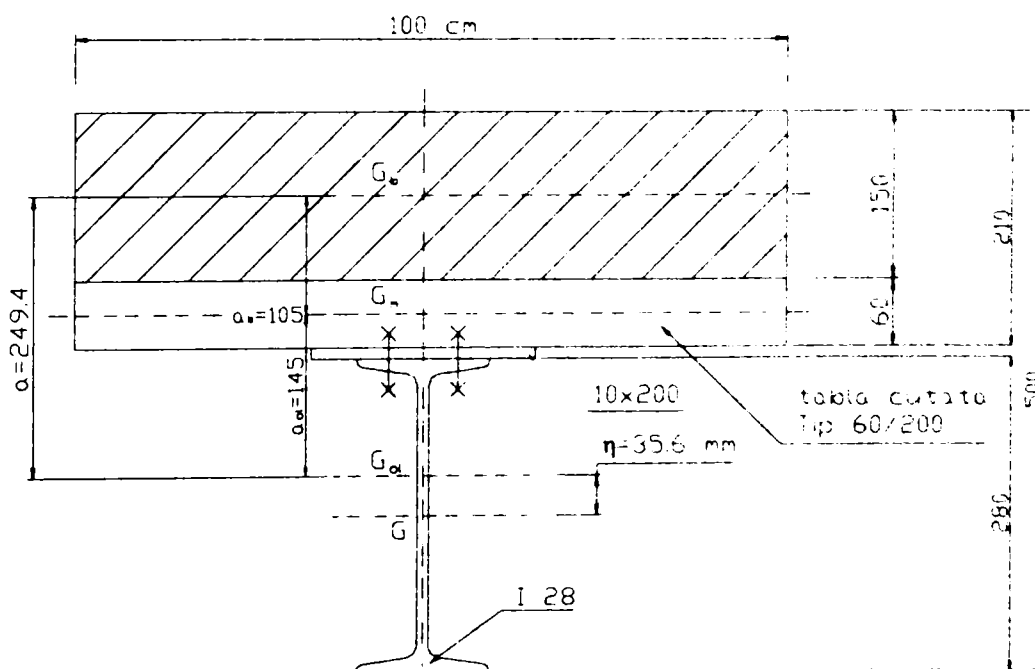
Scriind momentul static față de  $G_{ol}$  rezultă  $a_{ol}$ , ce este distanța între centrul de greutate al secțiunii din oțel  $G_{ol}$  și centrul de greutate al secțiunii mixte ( $G_{ol}$  și  $G_m$ ), rezultă:

$$a_{ol} = \frac{A_b}{n_\phi} \cdot \frac{a}{A_m} = \frac{1500 \times 24,94}{13,41 \times 193} \cong 14,5 \text{ cm}$$

Axa neutră a secțiunii compuse oțel – beton trece prin nervura tablei cutate.

Verificare:  $a_b + a_{ol} = 10,5 + 14,5 = 25 \text{ cm} \cong 24,94 \text{ cm}$ .

**c) Calculul momentului de inerție al secțiunii mixte, față de axa de inerție ce trece prin centrul de greutate al secțiunii mixte  $G_m$**



**Figura 7.19** Caracteristicile geometrice ale secțiunii compuse oțel – beton, cazul încărcărilor de lungă durată

$$I_m = I_{ol} + A_{ol} \cdot a_{ol}^2 + \frac{1}{n} \cdot \frac{b_{bef} \cdot h_{bef}^3}{12} + \frac{A_b}{n} \cdot a_b^2$$

unde:

$I_{ol}$  – momentul de inerție al secțiunii de oțel față de axa ce trece prin  $G_{ol}$

$$I_{ol} = 10759 \text{ cm}^4$$

$$A_{ol} \times a_{ol} = 81,1 \times 14,5^2 = 17\,051 \text{ cm}^2$$

$$\frac{I_b}{n} = \frac{b_{bef} \cdot h_{bef}^3}{12} \cdot \frac{1}{n} = \frac{100 \cdot (15)^3}{12} \cdot \frac{1}{13,41} = 2097 \text{ cm}^4$$

unde:  $h_{bef}$  este înălțimea dalei de beton comprimate  $h_{bef} = 15/2 + 6 = 13,5 \text{ cm}$

$$\frac{A_b}{n} \cdot a_b^2 = \frac{1500}{13,41} \cdot 10,5^2 \cong 12332 \text{ cm}^4$$

Momentul de inerție al secțiunii mixte

$$I_m = 42239 \text{ cm}^4$$

#### d) Stabilirea acțiunilor de lungă durată pe lonjeronul central

*Din încărcări permanente*

– greutate tablă cutată tip 60 / 200 / 1,5	=	32 daN/ml
– greutate lonjeron	=	48,8 daN/ml
– greutate placă beton armat 0,21 x 1,6 x 2500	=	840 daN/ml
– greutate izolație hidrofulgă 50x1,6	=	80 daN/ml
– greutate îmbrăcăminte asfaltică 0,07 x 1,0 x 1,60 x 2000	=	<u>224 daN/ml</u>
	Total	1224,8
	daN/ml	
	Rotund	<b>1225 daN/m</b>

#### Calculul momentului maxim maximorum

$$M_{\max-\max} = \frac{p \cdot l^2}{8} = \frac{122500 \cdot 4,0^2}{8} = 245000 \text{ daNcm}$$

#### Verificări de rezistență în oțel și beton

În fibra inferioară a profilului metalic:

$$\sigma_{ol} = \frac{M_{max}}{I_m} y_{ol} = \frac{1379462}{49579} \times 32 = 185,6 \text{ daN/cm}^2 < 1450 \text{ daN/cm}^2$$

În fibra superioară a dalei de beton:

$$\sigma_b = \frac{M y_b}{I_m n_\phi} = \frac{245000}{42239} \times \frac{18}{13,41} \cong 8 \text{ daN/cm}^2$$

### Cumularea eforturilor

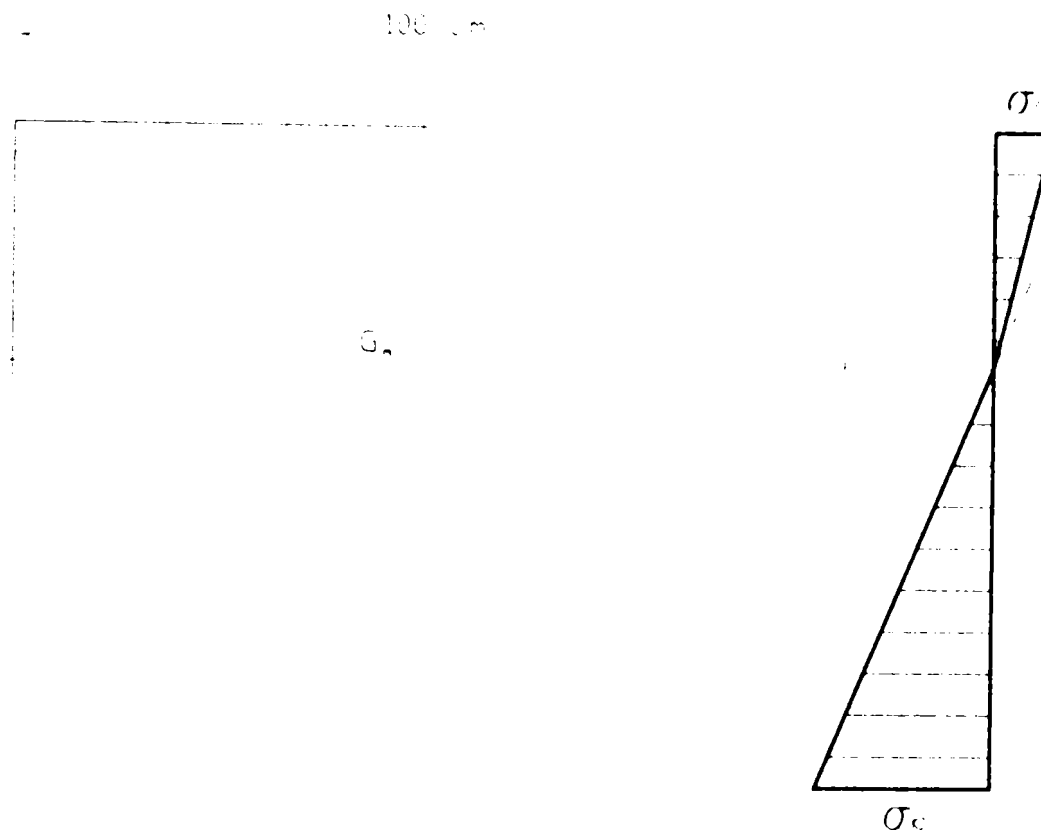


Figura 7. 20 Cumularea eforturilor

În fibra inferioară a profilului metalic:

$$\sigma_{ol} = 945,8 + 185,6 = 1131 \text{ daN/cm}^2$$

În fibra superioară a dalei de beton:

$$\sigma_b = 60 + 8 = 68 \text{ daN/cm}^2$$

### Concluzie:

Contribuția acțiunilor de lungă durată la eforturile unitare din grinda compusă oțel – beton, alcătuită din lonjeronul consolidat și dala din beton, sunt mici datorită deschiderii mici a lonjeronului.

**Verificarea la rigiditate**

Se verifică săgeata la acțiunile permanente cumulate cu cele mobile date de convoiul A 30:

$$f = \frac{5}{384} \cdot \frac{M_{\max} \cdot l^2}{E_{ot} \cdot I_m} = \frac{5}{384} \cdot \frac{1389300 \cdot 400^2}{2,1 \cdot 10^6 \cdot 42239} = 0,0326 \text{ cm} < f_s = \frac{l}{500} = \frac{400}{500} = 0,8 \text{ cm}$$

**7.4.5 Calculul elementelor de conlucrare**► **Calculul forței tăietoare**

Forța tăietoare se calculează din 50 în 50 cm.

Din **greutatea permanentă**  $g = 1225 \text{ daN/m}$ , rezultă reacțiunile pe reazeme:

$$R = \frac{g \cdot l}{2} = \frac{1225 \cdot 4,00}{2} = 2450 \text{ daN}$$

care corespunde forței tăietoare în secțiunea de pe reazem:

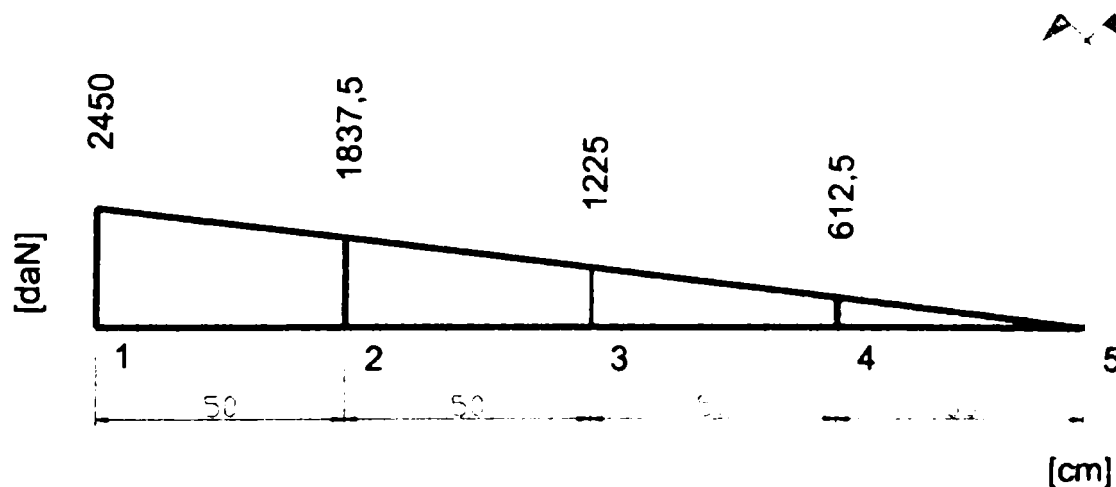
$$T_0 = 2450 \text{ daN}$$

$$\text{La } 50 \text{ cm: } T_1 = 2450 - 1225 \times 0,5 = 1837,5 \text{ daN}$$

$$\text{La } 100 \text{ cm: } T_2 = 2450 - 1225 \times 1,0 = 1225 \text{ daN}$$

$$\text{La } 150 \text{ cm: } T_3 = 2450 - 1225 \times 1,5 = 612,5 \text{ daN}$$

$$\text{La } 200 \text{ cm: } T_4 = 0$$



**Figura 7.21** Variația forței tăietoare din  $g_p$

Din convoi A 30 în pozițiile 0, 1, 2, 3.

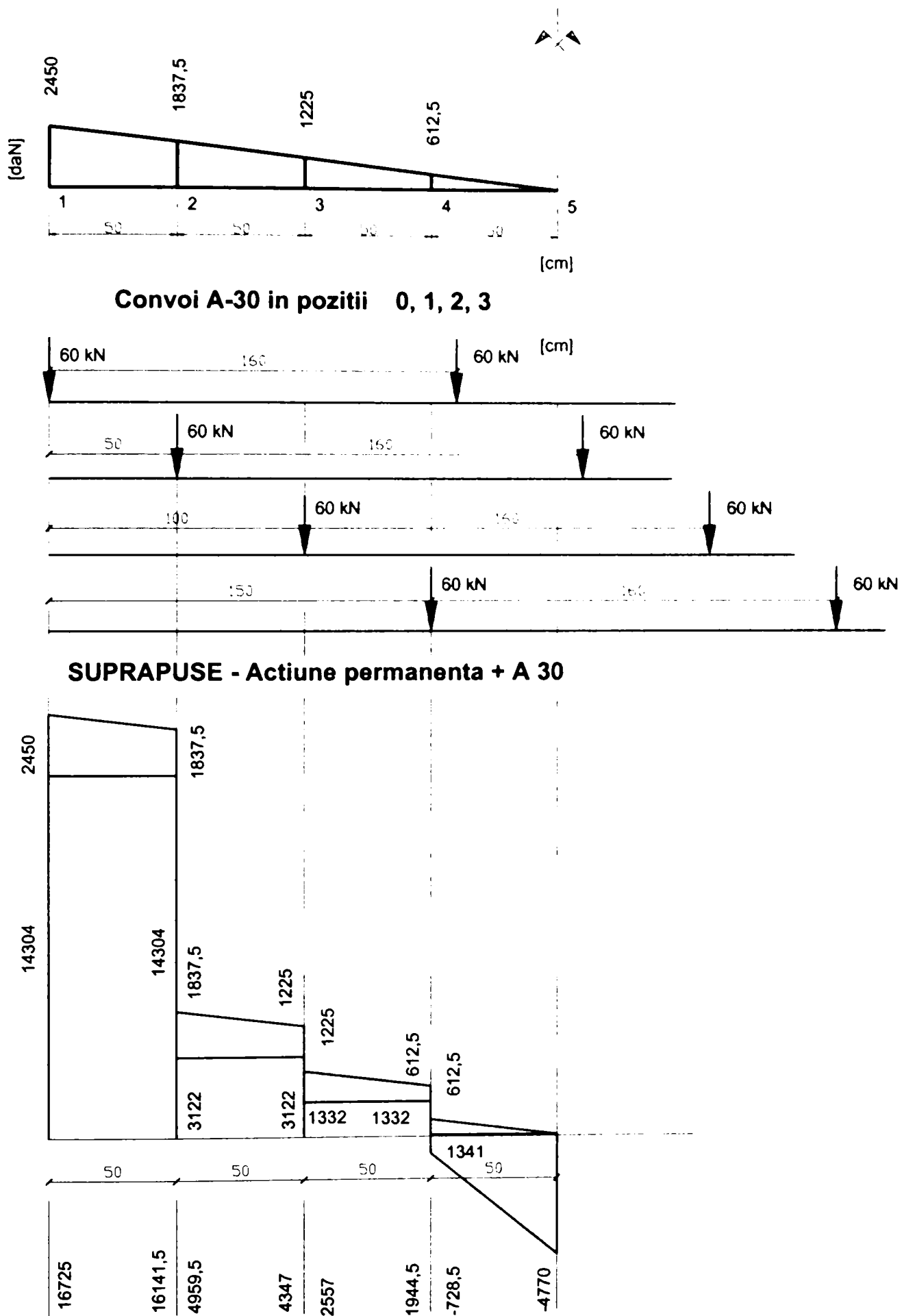


Figura 7.22 Înfașurătoarea forțelor tăietoare maxime

Din convoi A 30 (pozițiile 0, 1, 2, 3)

$$\psi = 1,49$$

$$T_0 = R_0 = 60 + 60 \cdot 2,4 \cdot \frac{1}{4} = 96 \text{ kN}$$

$$96 \times 1,49 = 143,04 \text{ kN}$$

$$T_1 = R_0^1 - 60 = (60 \cdot 3,5 + 60 \cdot 1,9) \frac{1}{4} - 60 = 21 \text{ kN}$$

$$21 \cdot 1,49 = 31,23 \text{ kN}$$

$$T_2 = R_0^2 - 60 = (60 \cdot 3,0 + 60 \cdot 1,4) \frac{1}{4} - 60 = 66 - 60 = -9 \text{ kN}$$

$$6 \cdot 1,49 = 13,32 \text{ kN}$$

$$T_3 = R_0^3 - 60 = (60 \cdot 2,5 + 60 \cdot 0,9) \frac{1}{4} - 60 = 51 - 60 = -9 \text{ kN}$$

$$-9 \cdot 1,49 = -13,41 \text{ kN}$$

$$T_4 = R_0^4 - 60 = \frac{60 \cdot 2,0}{4} - 60 = -30 \text{ kN}$$

$$-30 \cdot 1,49 = -44,7 \text{ kN}$$

Graficul forțelor tăietoare din convoiul A 30 se suprapune cu cel dat de forțele permanente în figura 15.

► **Calculul lunecărilor între dala de beton și platbanda de consolidare**

În tronsonul (0 - 1) - pe distanța de 50 cm relația  $L = \frac{T_m \cdot S}{I_m} \cdot \frac{1}{n}$  conduce la valoarea lunecării maxime. Astfel pentru **încărcările de scurtă durată** se poate scrie relația:

$$L_{sd} = \frac{T_m^{sd} \cdot S}{I_m^{sd}} \cdot \frac{1}{n_{sd}}$$

Forța tăietoare medie:

$$T_m^{sd} = 14304 \text{ daN}$$

Momentul static al ariei de beton față de axa neutră a secțiunii mixte este:

$$S = 100 \cdot 15 \cdot 5,97 = 8955 \text{ cm}^3$$

$$I_m = 44159 \text{ cm}^4$$

Observație: Același rezultat se obține făcând și momentul static al secțiunii din oțel față de axa neutră mixtă.

Lunecarea pe 50 cm

$$L_{sd_{0-1}} = \frac{14304 \cdot 8955}{44159} \times \frac{50}{5,83} = 24877 \text{ daN}$$

Pentru **încărcările de lungă durată** relația de calcul a lunecărilor se va scrie:

$$L_{ld} = \frac{T_m^{ld} \cdot S}{I_m^{ld}} \cdot \frac{1}{n_{ld}}$$

Forța tăietoare medie:

$$T_m^{sd} = 2450 + 1837,5 = 2144 \text{ daN}$$

Momentul static al ariei de beton față de axa neutră a secțiunii mixte este:

$$S = 100 \cdot 15 \cdot 10,5 = 15750 \text{ cm}^3$$

$$I_m = 42239 \text{ cm}^4$$

Observație: Același rezultat se obține făcând și momentul static al secțiunii din oțel față de axa neutră mixtă.

Lunecarea pe 50 cm

$$L_{o-1}^{kd} = \frac{2144 \cdot 15750}{42239} \times \frac{50}{13,41} = 2981 \text{ daN}$$

Capacitatea portantă a conectorilor (în conformitate cu EC 4)

Efortul capabil al unui conector de tip dorn (bolț) se calculează ca valoarea minimă dintre

1. Valoarea dată de condiția de strivire a betonului

$$P_{Rd} = 0,29 \cdot d^2 \cdot a \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_{CM}} \frac{1}{\gamma_v},$$

2. Valoarea dată de distrugerea conectorului

$$P_{Rd} = 0,8 f_{uk} \frac{\pi \cdot d^2}{4} \frac{1}{\gamma_v}$$

unde:

d – diametrul tijei conectorului

h – înălțimea conectorului

$f_{uk}$  – rezistența caracteristică a materialului conectorului  $\leq 500 \text{ N/mm}^2$

$f_{ck}$  – rezistența cilindrică a betonului la rupere

a – factor ce prinde efectul influenței lungimii conectorului:

$$a = 0,2 \left[ \frac{h}{d} + 1 \right] \text{ pentru } 3,0 \leq \frac{h}{d} < 4,0$$

$$a = 0,1 \quad \text{pentru } \frac{h}{d} \geq 4,0$$

$\gamma_v$  – coeficient de siguranță parțial = 1,25

**Alegerea dimensiunilor conectorului montat pe tabla cutată**

Alegerea s-a făcut conform recomandărilor din EC 4.

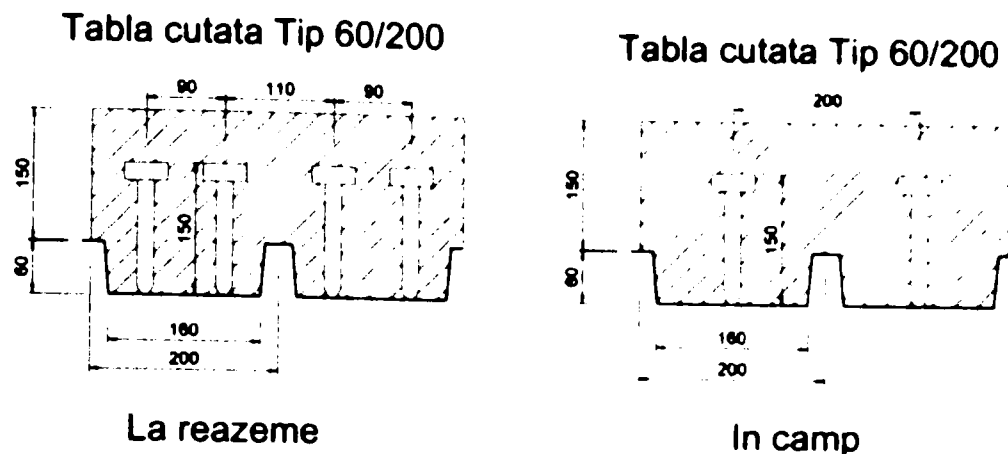


Figura 7.23 Dispunerea conectorilor pe tabla cutată în câmp și pe reazem

- înălțimea cutei:  $h_p = 60 \text{ mm} < 85 \text{ mm}$
- înălțimea domului:  $h = 150 \text{ mm}$

#### Calculul capacității portante a conectorului

- din condiția de strivire a betonului

$$P_{Rd} = 0,29 \times 1,9^2 \times 1 \times \sqrt{350 + 360000} \times \frac{1}{1,25} = 9401,13 \text{ daN} = 94,01 \text{ kN}$$

$$\frac{h}{d} = \frac{150}{19} = 7,89 > 4 \Rightarrow a = 1,0$$

- din condiția de distrugere a conectorului

$$P_{Rd} = 0,8 \cdot 45 \cdot \frac{1,9^2 \cdot 3,14}{4} \cdot \frac{1}{1,25} = 81,61 \text{ kN}$$

În cazul aplicării pe tabla cutată în două șiruri:

$$P_{IRd} = k_1 \cdot P_{Rd\min} = 0,8 \cdot 81,61 = 65,3 \text{ kN}$$

În cazul acțiunilor dinamice cu caracter repetat, se reduce capacitatea portantă cu 40 % conform EDIN 18800, Cap. 5.93.

$$P_{IRd} = 65,3 \cdot 0,60 = 39,18 \text{ kN}$$

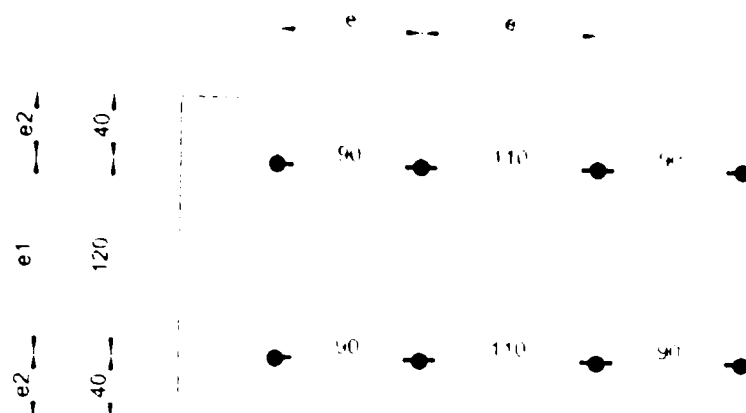
#### Calculul numărului de conectori și dispunerea lor

În zona de 50 cm de la reazem, numărul conectorilor rezultă:

$$N = \frac{L}{P_{Rd}} = \frac{L_{kd} + L_{sd}}{P_{Rd}} \quad \text{alegera} \quad \frac{24877 + 2981}{3918} \cong 7 \text{ buc}$$

Recomandări privind poziția relativă a conectorilor conform EC4:





**Figura 7. 24** Dispunerea conectorilor tip dom

Distanța  $l$  în lungul lonjeronului:

$$l_{\max} = 200 \text{ mm, sau de 4 ori grosimea plăcii: } 4 \times 15 = 60 \text{ cm; } \Rightarrow l_{\max} = 60 \text{ cm}$$

$$l_{\min} > 5 d = 5 \times 19 = 95 \text{ mm} = 9,5 \text{ cm}$$

distanța  $e_1$  dintre două șiruri de conectori

$$e_1 > 2,5 d = 2,5 \times 19 = 47,5 \text{ mm}$$

distanța  $e_2 > 2 d = 2 \times 19 = 38 \text{ mm}$

Conectorii se vor amplasa după cum urmează:

Din condiții constructive de alcătuire a tablei în zonele de reazem, pe 1,00 m lungime conectorii se vor dispune câte doi, la distanță de 110 mm peste cută, iar în zona centrală, se va dispune câte un singur conector la distanța de 200 mm (vezi planșa nr. 5/pag31).

### Concluzii

- ↪ Reabilitarea podului de la Săvârșin constituie un exemplu de reabilitare a unei structuri, care, la o primă examinare, conducea la concluzia înlocuirii ei.
- ↪ Prin analiza atentă a structurii și alegerea unor soluții adecvate în majoritatea cazurilor există posibilități practice de reabilitare a unor poduri cu vechime în exploatare.
- ↪ Această tendință de menținere a unor structuri vechi care în cele mai multe situații reprezintă monumente de artă tehnică, mărturie ale istoriei podurilor metalice, poate fi observată în toate țările europene.
- ↪ Costul reabilitării reprezintă pentru o deschidere aproximativ 20% din valoarea unei structuri noi.
- ↪ Având în vedere importanța domeniului, se consideră ca fiind necesară actualizarea normelor pentru aprecierea siguranței în exploatare a podurilor metalice existente, prin

reformularea conceptului clasic și completarea acestuia cu metoda bazată pe principiile mecanicii rupei.



### Bibliografie – C. p. tolul 7

- [7.1]. \* \* \*, SR 1911-98, „Poduri metalice de cale ferată. Prescripții de proiectare”, Institutul Român de Standardizare, București, 1998.
- [7.2]. \* \* \*, DS 805, „Tragsicherheitsnachweis bestehender Eisenbahnbrücken”, Hauptverwaltung der deutschen Bundesbahn, 1999.
- [7.3]. Petzek E., Băncilă R., „Un punct de vedere asupra expertizării unui pod metalic existent”, Zilele Academice Timișene, Timișoara, 1999.
- [7.4]. Băncilă R., Petzek E., „Experiența acumulată în managementul stabilirii siguranței în exploatarea a podurilor metalice existente în estul Europei”, IIW Conferance, București, 2003.
- [7.5]. Petzek, E., „Principii și soluții de reabilitare a podurilor metalice”, Referat de doctorat, Timișoara, 2001.
- [7.6]. Bondariuc, V., Băncilă, R., „Poduri metalice”, I.P.T. – 1990.
- [7.7]. Petzek, E., Băncilă, R., Bolduș, D., Bondariuc, V., „The Rehabilitation of Highway Steel Bridges” – Conferința de Construcții Metalice ediția a IX –a, Timișoara, 2000.
- [7.8]. Petzek, E., Băncilă, R., „Soluții de reabilitare a podului peste râul Mureș de la Săvârșin pe D.J. 707A” – Simpozion de Drumuri și Poduri, Cluj-Napoca, 2000.
- [7.9]. \* \* \*, Colectiv – „Consultanță privind reabilitarea podului peste râul Mureș de la Săvârșin pe DJ 707A, prin întocmirea proiectului tehnic”, 1999/2000.
- [7.10]. Băncilă, R., Cristescu, C., „Rehabilitation of Steel Bridges in Romania” II. World Conference, San Sebastian, 1998.
- [7.11]. \* \* \*, Eurocode 4, „Design of Composite Steel and Concrete Structures”, Part 2 – Bridges, 1996.
- [7.12]. \* \* \*, STAS 3221-86, „Convoaie tip și clase de încărcare”, Institutul Român de Standardizare, București, 1986.
- [7.13]. \* \* \*, EN DIN 18 800/Teil 5, „Verbundkonstruktionen”, 1997.
- [7.14]. \* \* \*, Colectiv „Expertiză pod peste Crișul Repede localitatea Mihăileni DN 74 km 17 + 060”, Timișoara, 1998.
- [7.15]. \* \* \*, IPTANA SA, „Expertiză tehnică: „Pod pe D.J. 707A peste râul Mureș la Săvârșin”, București, octombrie 1998”, București, 1998.

- [7.16]. Shaper, G., „*Eiserne Brücken*”, Ernst & Sohn, Berlin, 1922.
- [7.17]. \* \* \*, ESDEP - European Steel Design Education Programme, „*Structural Systems - Refurbishment*”, Lecture 16.5, Vol. 28 Londra – 1995.
- [7.18]. \* \* \*, „*Normă tehnică feroviară. Poduri de cale ferată. Menținanța podurilor metalice de cale ferată*”. Anteproiect, București, 2000.





## **CAPITOLUL 8. CONCLUZII FINALE ȘI CONTRIBUȚIILE TEZEI**

În prezentul capitol se prezintă concluziile tezei și se pun în evidență contribuțiile originale ale autorului:

- ✓ *Nici o structură nu este concepută pentru eternitate, cu toate acestea ea trebuie ca pe durata de viață proiectată să asigure o bună comportare și siguranță în exploatare.*
- ✓ *Aprecierea capacității portante a unui pod existent constituie o problemă complexă fiind necesară analiza mai multor aspecte. În acest sens a fost efectuată o prezentare în detaliu a principalelor norme care conțin metodologii de evaluare a capacității portante a structurilor în exploatare din domeniul podurilor metalice, atât de cale ferată cât și de șosea.*
- ✓ *A fost realizată o sinteză a cunoștințelor actuale acumulate pe plan internațional în domeniul oboselii podurilor metalice și a verificării structurilor de poduri aflate în exploatare.*
- ✓ *Având în vedere importanța domeniului cât și cele analizate, autorul consideră ca fiind necesară actualizarea normelor din țara noastră pentru aprecierea siguranței în exploatare a podurilor metalice existente, cu abordarea următoarelor probleme: reformularea conceptului clasic în ideea unei abordări mai exacte și ușoare („prietenoase”) a problemei, respectiv completarea conceptului clasic cu metoda bazată pe principiile mecanicii ruperii.*
- ✓ *Introducerea mecanicii ruperii ca metodă complementară pentru determinarea siguranței în exploatare a podurilor metalice existente. În această direcție a fost realizată o prezentare de ansamblu a vastului domeniu acoperit de mecanica ruperii, inclusiv a criteriilor de verificare fundamentate pe principiile mecanicii ruperii. Totodată au fost expuse principalele încercări experimentale în baza cărora se determină parametrii cu care lucrează metoda bazată pe mecanica ruperii.*

- ✓ Conceperea și efectuarea unui vast program experimental propriu, bazat pe încercări experimentale convenționale și de mecanica ruperii, pentru studiul amănunțit al oțelului structural vechi, utilizat la podurile metalice de cale ferată și șosea în perioada 1900 -- 1930.
- ✓ Interpretarea datelor obținute experimental și evaluarea caracteristicilor fizico-mecanice și de compoziție ale materialului metalic, prelevat din elementele structurii de rezistență a unui tablăier vechi de cale ferată, compararea rezultatelor cu alte studii naționale și internaționale cu aceeași temă și oferirea unor valori minime pentru principalii parametri studiați.
- ✓ Efectuarea unui studiu complex privind tenacitatea la rupere a materialului metalic, ce are caracter de absolută noutate pentru țara noastră, oferind informații deosebit de importante în ceea ce privește oțelul vechi utilizat la podurile metalice nituite.
- ✓ Abordarea domeniului elasto – plastic al mecanicii ruperii, specific pentru structurile de poduri, prin procedee experimentale avansate de determinare a parametrilor mecanicii ruperii și anume a curbei integralei de contur J, a deschiderii la vârful fisurii  $\delta$ , a vitezei de propagare a fisurii, adică a constantelor de material C și m.
- ✓ Realizarea unui program de calcul automat, scris în Mathematica v.4, pentru prelucrarea datelor obținute experimental și trasarea curbelor integralei J de material.
- ✓ Propunerea unei metodologii noi, moderne, de determinare a duratei tehnice de viață rămasă pentru structurile de poduri cu durată mare de exploatare, bazată pe principiile mecanicii ruperii.
- ✓ Metodologia este concepută ca o analiză avansată, completă, a elementelor structurale conținând defecte din oboseala materialului, fundamentată pe principiile mecanicii ruperii, conținând doi pași, și anume, o etapă de determinare a acceptabilității defectelor decelate în structură cu ajutorul diagramelor de evaluare a ruperii (FAD pe nivelele 1 sau 2) și de determinare a valorilor finale acceptate a dimensiunilor defectelor studiate, urmată de o a doua etapă ce reprezintă practic o evaluare la oboseală a elementelor structurale analizate, bazată pe istoricul actual de solicitare înregistrat pe structură, dimensiunile inițiale și finale ale defectelor și parametrii de mecanica ruperii, anume caracteristicile de material C și m din relația lui Paris de creștere a fisurii sub acțiunea solicitărilor din traficul real pe pod și determinarea cu exactitate a numărului de cicluri de solicitare N până la rupere, respectiv a duratei tehnice de viață rămase a elementelor structurale (ani, luni, zile).
- ✓ Prin studierea unui număr mare de defecte ce pot să apară la structurile nituite de poduri aflate încă în serviciu a putut fi realizată o clasificare a acestora. Acest studiu, ce a luat în discuție atât podurile metalice nituite de cale ferată cât și de șosea, a condus la sistematizarea defectelor din punct de vedere a elementului structural în care pot apărea, a

modului de echivalare a fisurilor reale cu modele teoretice, aplicabile în cadrul metodologiei bazate pe mecanica ruperii. Studiul are o deosebită valoare practică și conduce, alături de alte rezultate ale autorului, la posibilitatea generalizării acestei metodologii.

- ✓ Metodologia stabilește reguli clare de determinare a dimensiunilor defectelor inițiale, modul de definire a tensiunilor de calcul din elementele analizate și caracteristicile de material necesare pentru calculul parametrilor de evaluare. Procedul de determinare a durabilității elementelor structurale este conceput ca o succesiune logică de etape de calcul.
- ✓ Metodologia propusă are caracter general, ea putând fi aplicată tuturor structurilor de poduri cu durată mare de exploatare, având structura nituită, atât de cale ferată cât și de șosea și poate fi extinsă și la podurile sudate.
- ✓ Metoda de investigare a podurilor cu durată mare de exploatare conținând defecte, așa cum se prezintă la ora actuală, poate fi aplicată cu ușurință datorită automatizărilor realizate de către autor și anume:
  - două automatizări ale calculului de evaluare a acceptabilității defectelor structurale bazat pe diagramele de evaluare a ruperii atât pe nivelul 1 cât și pe nivelul 2, realizate în programul Mathcad 11;
  - program de determinare a valorii finale / critice a defectelor ce caracterizează podurile metalice nituite, scris în Mathematica v5, ce rezolvă atât defecte de tipul fisuri centrale în plăci pe toată grosimea materialului (*through thickness flaw in plates*), cât și fisuri marginale în plăci pe toată grosimea materialului (*edge flaw in plates*);
  - program scris în Visual C++, v. 6.0, pentru evaluarea la oboseală a elementelor structurale conținând defecte și de determinare a numărului de cicluri de solicitare  $N$ , ce rezolvă cazurile care caracterizează structurile de poduri nituite atât de cale ferată, cât și de șosea.
- ✓ Studiul diferitelor variante ale istoricului de solicitare în trepte, obținut prin clasarea înregistrărilor reale a traficului scurs pe pod pe perioada de 24 zile, prin simularea unor încărcări în blocuri, a condus la concluzia că în acest caz nu se obțin diferențe semnificative ale creșterilor de fisuri când se aplică următoarele trei variante de succesiune a blocurilor, și anume: low- high – low, high – low – high respectiv aleator.
- ✓ Studiul comparativ al influenței pe care o are utilizarea unui spectru de solicitare echivalent, cu o singură treaptă, asupra duratei de viață rămase a structurilor în serviciu, față de un istoric de solicitare în mai multe trepte.
- ✓ Validarea metodologiei propuse prin aplicarea acesteia la evaluarea siguranței în exploatare a vechiului pod de cale ferată de la Arad și compararea rezultatelor acesteia cu

cele obținute în baza unei abordări clasice a problemei. În cadrul acestui studiu de caz au fost analizate un număr mare de cazuri de defecte, astfel încât s-au putut trage concluzii deosebit de importante în ceea ce privește severitatea diferitelor defecte, gravitatea lungimii fisurilor, durata de viață rămasă a elementelor structurale cu defect analizate.

- ✓ Metodologia de evaluare prezentată reprezintă o aplicație inginerescă a mecanicii ruperii în analiza siguranței structurilor de poduri cu durată mare de exploatare și are caracter de noutate pentru țara noastră, iar alături de automatizările concepute de către autor, poate fi propusă ca ghid pentru elaborarea unui standard aplicabil la lucrările de verificare și expertizare a podurilor metalice cu durată mare de exploatare.
- ✓ Se menționează faptul că pe baza acestei metodologii, în cadrul unui studiu mai amplu, pot fi trasate diagrame de durabilitate pentru structurile cu durată mare de exploatare de pe rețeaua de căi ferate din România, astfel încât inginerii din administrație să poată cunoaște gravitatea pe care o implică prezența unui defect decelat în structură, perioada în care structura în ansamblul ei mai poate fi exploatată în condiții de maximă siguranță și intervalul de inspecție necesar în aceste condiții.
- ✓ Bazat pe rezultatele obținute în urma acestei metode de investigare în doi pași, se poate concluziona asupra programului de mentenanță ce trebuie aplicat structurii investigate, a măsurilor de consolidare / reabilitare, a necesității luării unor măsuri de restricție de trafic, viteză etc., sau a impunerii închiderii și înlocuirii structurii. Se mai subliniază faptul că prin cunoașterea modului și vitezei de progresie a unui defect, a severității acestuia exprimată prin perioada rămasă de exploatare (ani, luni, zile), poate fi extinsă – în condiții de siguranță - durata de viață a acestor structuri de poduri.
- ✓ Având în vedere istoricul dezvoltării căilor de comunicații din sud-estul Europei, starea tehnică a podurilor metalice de cale ferată și de șosea este asemănătoare, materialul din care au fost alcătuite are caracteristici similare, astfel încât *concluziile pot fi generalizate pentru întreaga regiune.*
- ✓ În general se poate afirma că defectele la podurile existente cu vechime în exploatare sunt frecvente; acestea pot fi însă decelate în timp util. În această direcție nivelul tehnic al personalului de supraveghere, cunoștințele generale și experiența acestora sunt esențiale. A preveni toate avariile nu este posibil din punct de vedere uman. Lecția fiecărui eveniment trebuie bine studiată și făcută cunoscută specialiștilor din domeniu.
- ✓ În final, alături de cercetările întreprinse în cadrul acestei teze pentru combaterea accepțiunii generale din practica inginerescă conform căreia un element structural fisurat și-a epuizat capacitatea portantă, se oferă un citat din scrierile lui Galileo GALILEI, rezultate în baza preocupărilor sale via a vis de fenomenul ruperii corpurilor solide, și anume: „*From the small to the big is not so simple*”.

Posibilități de continuare a cercetării începute în cadrul tezei de doctorat:

- ✎ Extinderea și aplicarea metodologiei la poduri sudate.
- ✎ Executarea unor încercări de oboseală pe elemente portante la scară mare (în soluție nituită și sudată), în care au fost introduse defecte inițiale și apoi abordarea acestei problematice a evaluării durabilității prin intermediul simulărilor numerice cu element finit.
- ✎ Aprecierea duratei de viață a îmbinărilor sudate a elementelor din oțel și aluminiu prin procedeul – *Friction Stir Welding*.

Valorificarea rezultatelor:

- ▶ Autorul tezei a publicat un număr de 36 articole la manifestări științifice naționale și internaționale ca prim autor / autor unic – 17 și în colaborare 19, în domeniul podurilor metalice de cale ferată și de șosea și a structurilor metalice.
- ▶ Se menționează faptul că au fost înaintate spre publicare în prestigioasa revistă germană de construcții metalice - Stahlbau două articole care conțin aspectele cercetate și rezultatele obținute în cadrul tezei de doctorat.
- ▶ Colaborarea la elaborarea a două cărți din domeniul podurilor metalice.
- ▶ Participarea la 3 granturi naționale din domeniul podurilor, respectiv la 2 contracte internaționale realizate în colaborare cu Universitatea Tehnică din München.





# ANEXE

## Anexa 3.1

TABEL DE CONVERSIE A UNITĂȚILOR DE MĂSURĂ			
	<i>din</i>	<i>in</i>	<i>factor de multiplicare</i>
Masă Kilogram (kg)	kg	lb	2,205
	lb	kg	0,45359
Lungime Metru (m)	mile	km	1,6093
	yard	m	0,9144
	foot	m	0,3048
	inch	cm	2,54
	mil = 0,001 in	cm	0,00254
Arie Metru pătrat (m <sup>2</sup> )	in <sup>2</sup>	cm <sup>2</sup>	6,4516
	ft <sup>2</sup>	m <sup>2</sup>	0,0929
Volum Metru cub (m <sup>3</sup> )	in <sup>3</sup>	cm <sup>3</sup>	16,387
	ft <sup>3</sup>	m <sup>3</sup>	0,0283
Forță Newton (N)	lbf	N	4,448222
	kgf	N	9,806650
Tensiune Pascal (Pa = N/mm <sup>2</sup> )	kgf/mm <sup>2</sup>	MN/m <sup>2</sup> , MPa	9,8067
	psi	kN/m <sup>2</sup> , kPa	6,8948
	ksi	MN/m <sup>2</sup> , N/mm <sup>2</sup> , MPa	6,8948
	bar	Pa	10 <sup>5</sup>
		N/mm <sup>2</sup>	10 <sup>-1</sup>
		atm	0,987
		kgf/cm <sup>2</sup>	1,02
Factorul de intensitate a tensiunii	ksi√in	Nmm <sup>-3/2</sup>	34,7487
	Nmm <sup>-3/2</sup>	ksi√in	0,02878
	Nmm <sup>-3/2</sup>	MPa√m	10 <sup>-3/2</sup>
Temperatură	°C	°F	(9/5)°C+32
	°F	°C	(5/9)°F-32

Anexa 4.1

Încercarea	Normativ	Probe de material				Nr. probe	Beneficiar	Org. încercări	Obs.
		Element	Nr./Elem.	Variante					
0	1	2	3	4	5	6	7	8	
Analize chimice	STAS 2015/2-85	LT,QT, HT-UG	1	-	4	UPT	UPT	UPT	
Analize metalografice	STAS 5949-80	LT,QT, HT-UG	-	-	1	UPT	UPT	UPT	
Tracțiune	SR EN 100002-1/90	LT	5	-	20	UPT	UPT	UPT	
		QT	5	x2 (inimă)					
		HT-UG	5	-					
Duritate Brinell	STAS 165-83	Elem. sec.	2	-	6	UPT	ICPTT		
Încovoiere prin șoc (KV)	SR EN 10045-1/93	LT	5	x5	75	UPT	UPT	UPT	
		QT	5	x5					
		HT-UG	5	x5					
Mecanica ruperii CT-Vit. propag. a fisurii	ASTME 647-93	LT	3	x2	15	UPT	TUM		
Mecanica ruperii CTOD / DCVF	Met. Cioclov	LT + QT	3 + 3	x2	24	UPT	UPT	UPT	
		HT-UG	6	x2					
Mecanica ruperii CT-Jtc	ASTME 813-89	LT	8	x2	40	UPT	UPT	TUM	
		QT	8	x2					
		HT-UG	8						

Tabelul A.4.1 Programul experimental

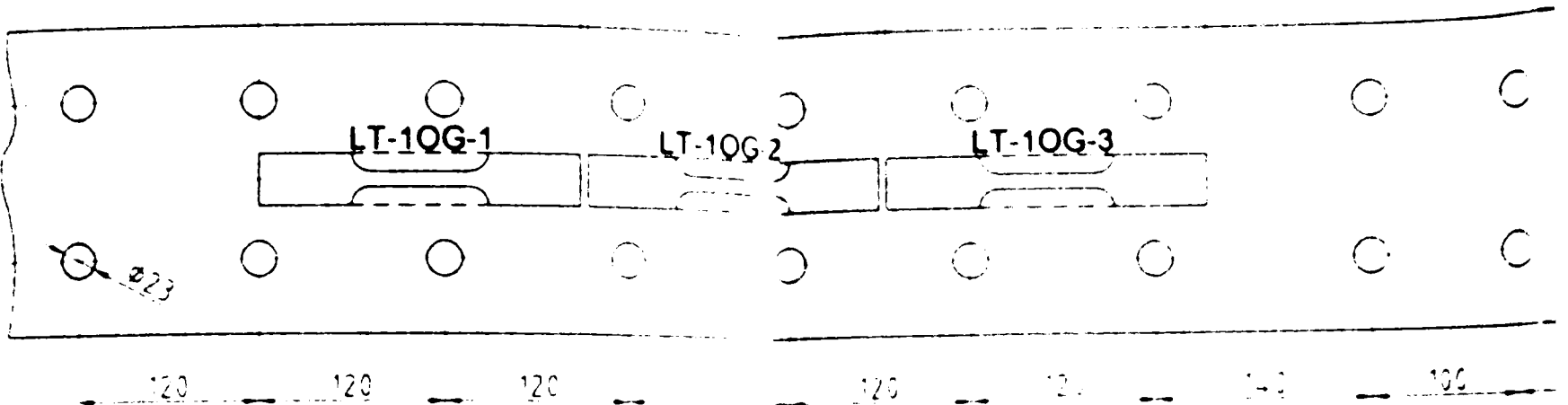
Toate probele de material sunt extrase din deschiderea a III - a

## **Anexa 4.2**

### **Planșele de prelevare a epruvetelor**

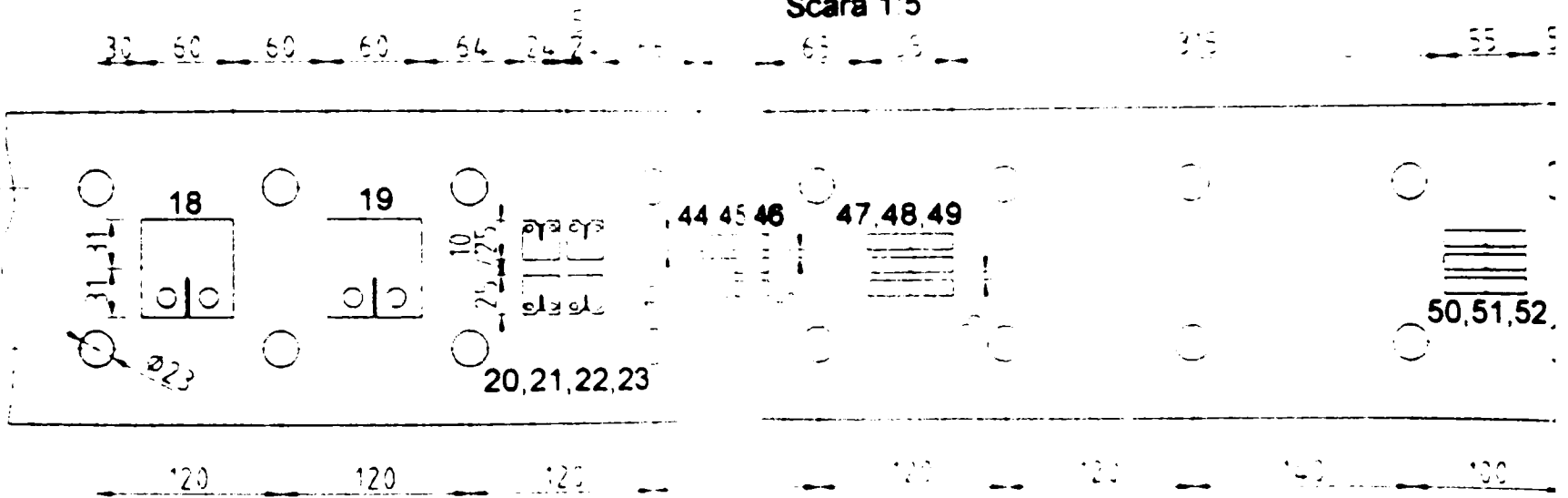
LONJERON LT-1 POD CF ARA  
TALPA SUPERIOARA

LT-1 OG  
Scara 1:5



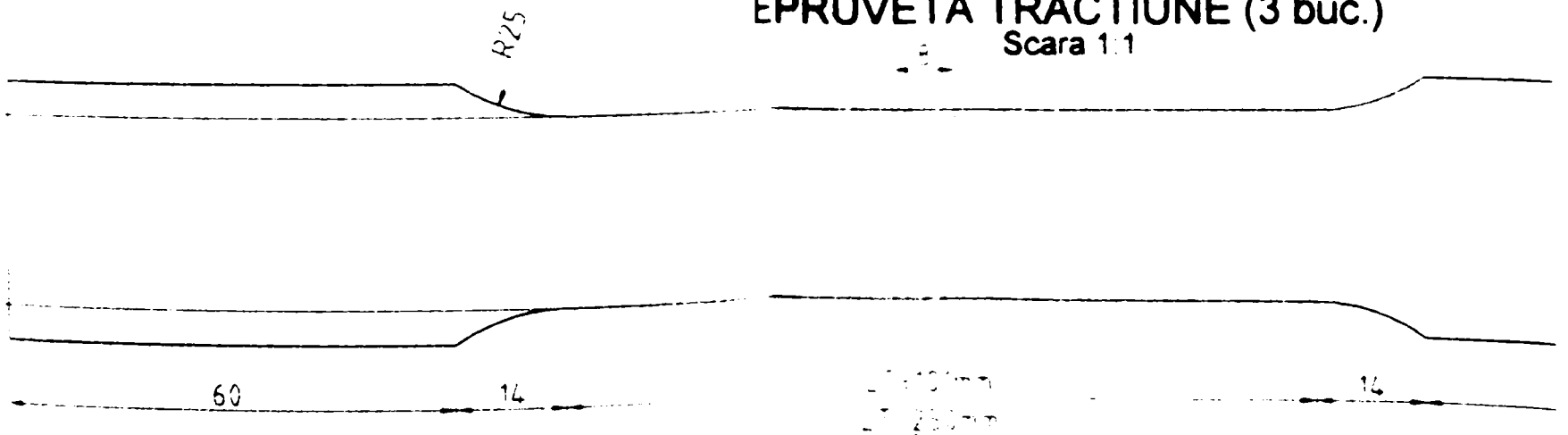
TALPA INFERIOARA

LT-1 UG  
Scara 1:5



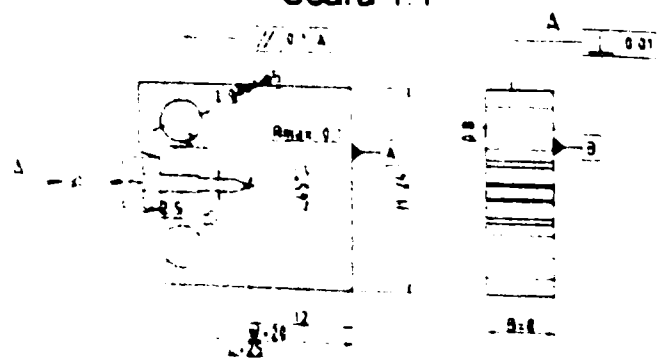
EPRUVETA TRACTIUNE (3 buc.)

Scara 1:1



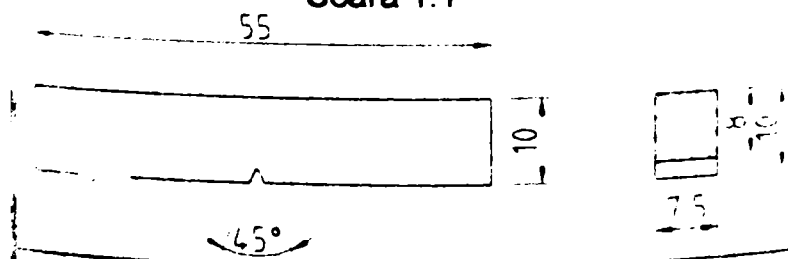
EPRUVETA CT - J<sub>IC</sub> (4 buc.)

Scara 1:1



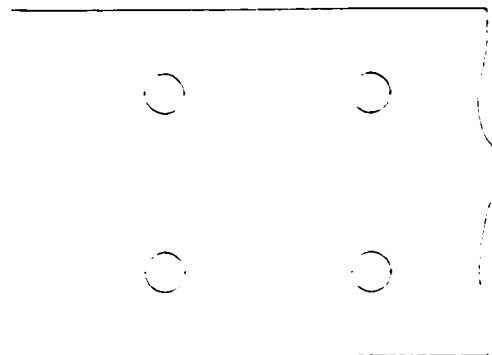
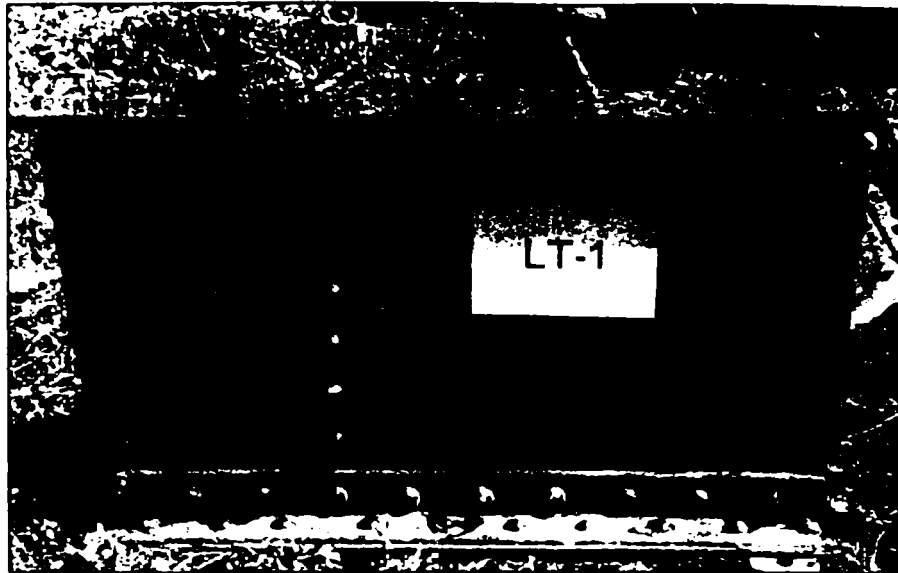
EPRUVETA INCOVOIERE PRIN SOC CHARPY  
CU CRESTATURA IN "V" (12 buc.)

Scara 1:1



D

# FOTO CUPON LONJERON LT-1



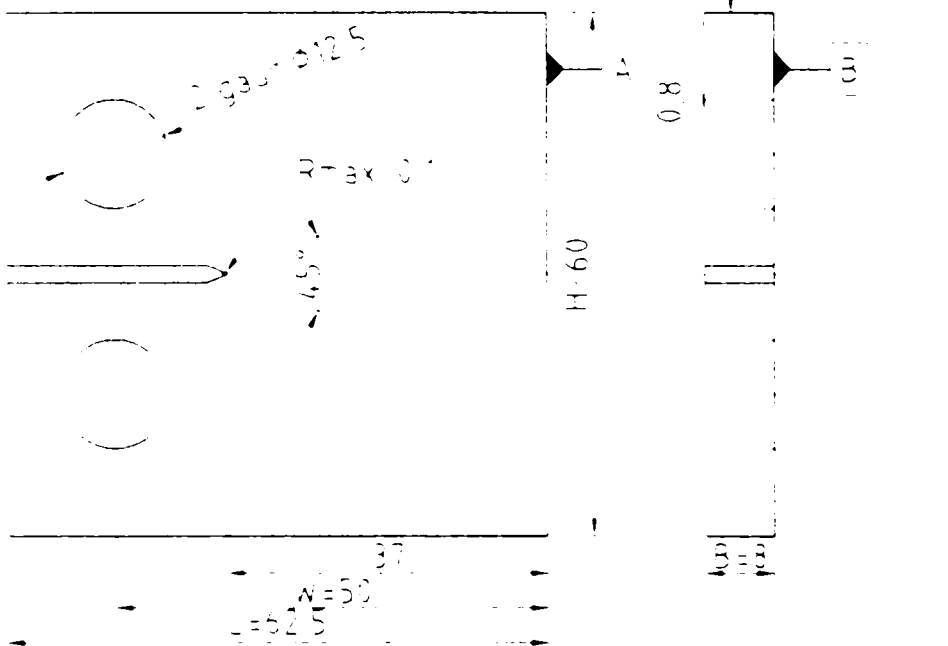
EPRUVETA CT (2 buc.)

Scara 1:1

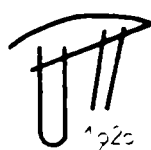
100 100

53 54 55

53,54,55



**NOTA:** Pozitiile de prelevare a epruvetelor se vor respecta conform plansei. Eventuale modificari se vor face numai cu acordul beneficiarului. Atentie - prelevarea epruvetelor de mecanica ruperii (CT si CT Jic) si a celor Charpy "V" se va face doar din platbanda de talpa inferioara notata cu LT-1 UG. Pentru epruvetele CHARPY cu crestatura in "V" se vor consulta si detaliile cuprinse in plansa nr. 2. Nu se vor preleva epruvete din zonele afectate de taierea cu oxigaz, respectiv din zonele care prezinta defecte severe ale suprafetei. Este interzisa grunduirea sau vopsirea epruvetelor. Rugam atentie la marcarea si numerotarea epruvetelor care va contine si precizarea cuponului de prelevare.



UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA

FACULTATEA DE CONSTRUCTII  
DISCIPLINA DE PODURI METALICE

STUDIU PILOT  
METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI  
IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE  
POD CF PESTE MURES LA ARAD

Plansa

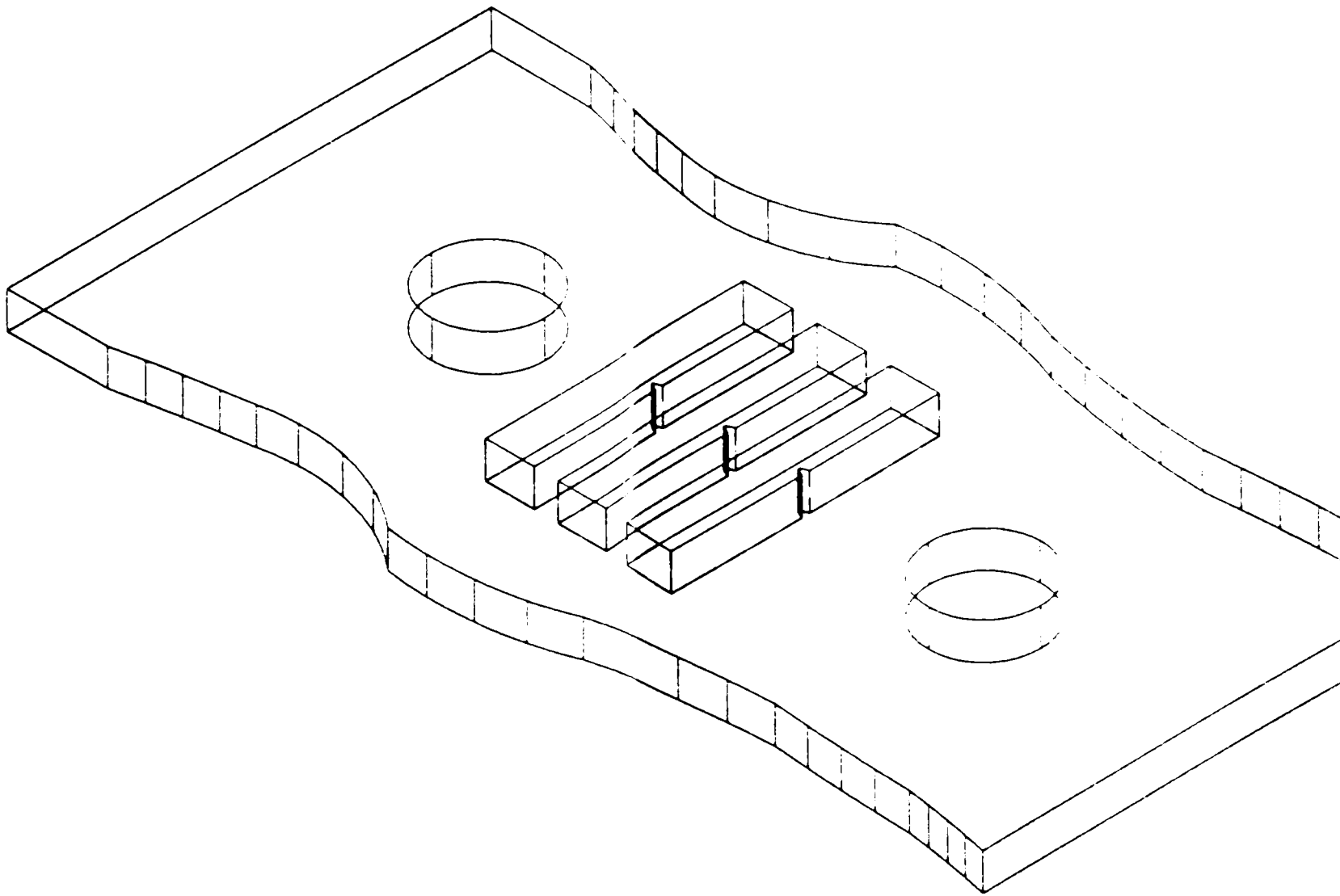
1

	Nume	Semnatura
Proiectat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>
Desenat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>
Verificat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>
Ctrl. STAS	Prof.dr.ing. Liviu GADEANU	<i>[Signature]</i>
Aprobat	Prof.dr.in. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>

Data: Sept. 2001  
Scara: 1:5  
1:1

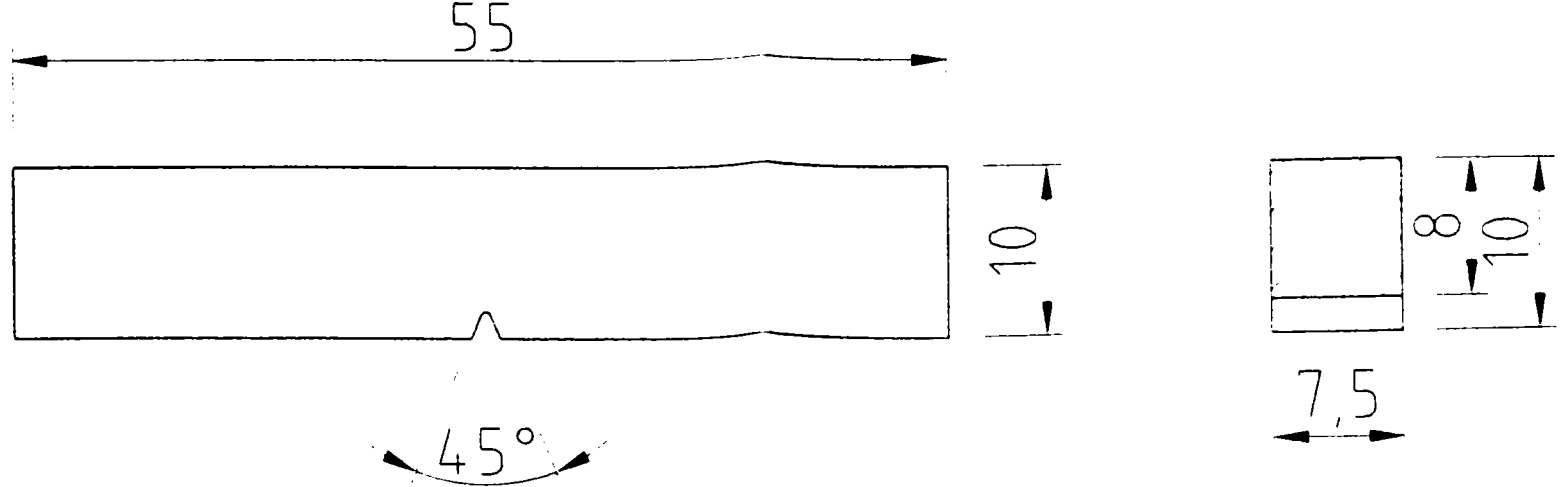
PRELEVAREA EPRUVETELOR  
DE TRACTIUNE; CHARPY "V", CT  
DIN LONJERONUL LT-1

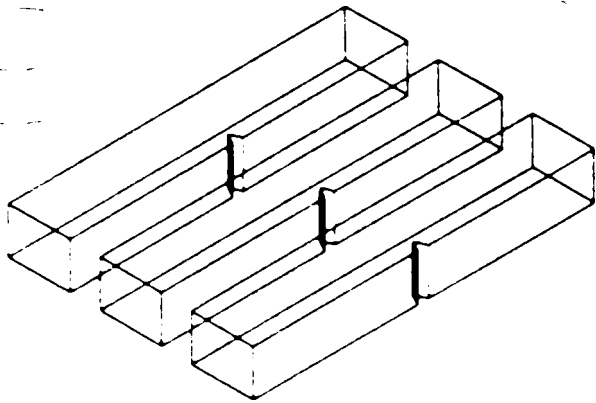
DIRECTIA DE LAMINARE



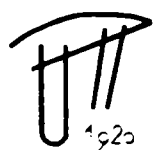
Epruveta CHARPY cu crestatura in "V"

Scara 2:1





**NOTA:** Epruveta CHARPY cu crestatura in "V" se va preleva in lungul directiei de laminare, din zona centrala cuprinsa intre cele doua randuri de gauri pentru nituri, crestatura fiind realizata pe una din fetele inguste ale epruvetei (7,5 mm), dupa grosimea platbandei. Nu se vor preleva epruvete din zonele afectate de taierea cu oxigaz, respectiv cele care prezinta defecte severe ale suprafetei. Prelevare se va face conform planselor, pentru fiecare piesa indicata.



UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMISOARA

FACULTATEA DE CONSTRUCTII  
DISCIPLINA DE PODURI METALICE

STUDIU PILOT  
METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI  
IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE  
POD CF PESTE RAUL MURES LA ARAD

Plansa

2

	Nume	Semnatura
Proiectat	Asis.ing. Edward PETZEK	
Desenat	Asis.ing. Edward PETZEK	
Verificat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	
Ctrl. STAS	Prof.dr.ing. Liviu GADEANU	
Aprobat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	

Data :  
Sept. 2001

Scara:

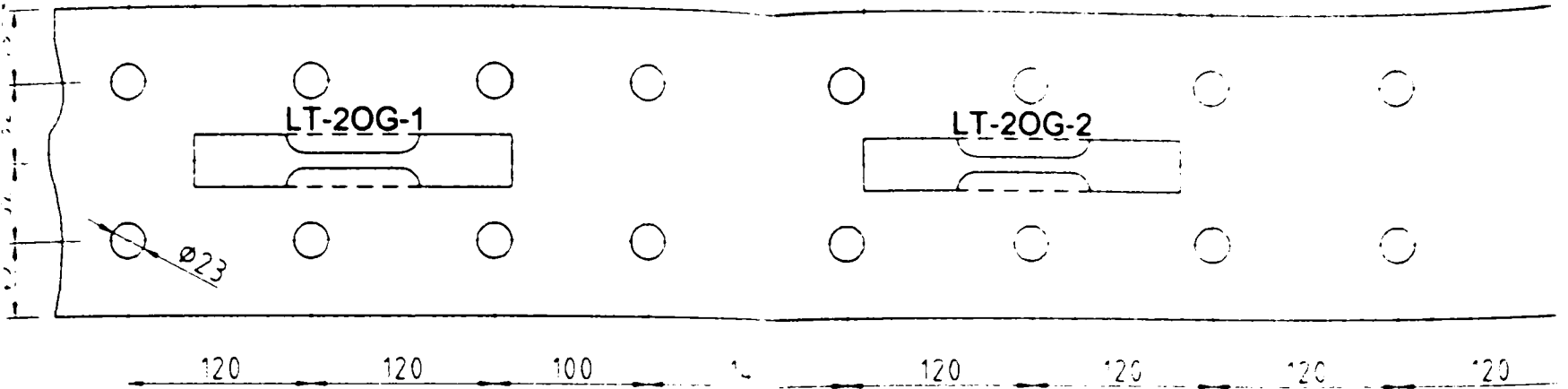
MODUL SI DIRECTIA DE  
PRELEVARE A EPRUVETELOR  
CHARPY CU CRESTATURA IN "V"



LONJERON LT-2 POD CF AR  
**TALPA SUPERIOARA**  
**LT-2 OG**

Scara 1:5

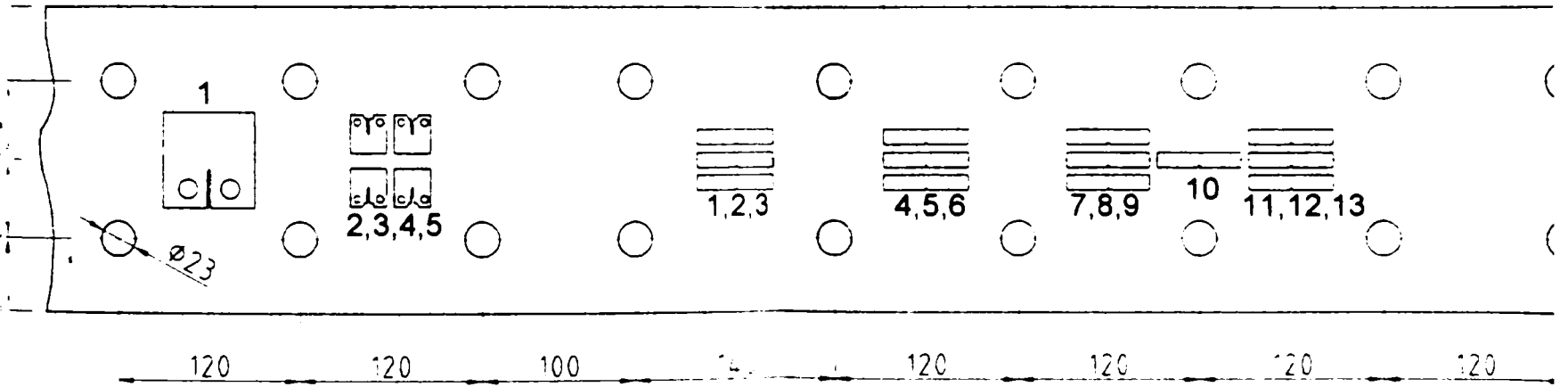
44 208 240 208 21



**TALPA INFERIOARA**  
**LT-2 UG**

Scara 1:5

30 60 64 24 5 24 176 55 75 55 65 55 55 55 33

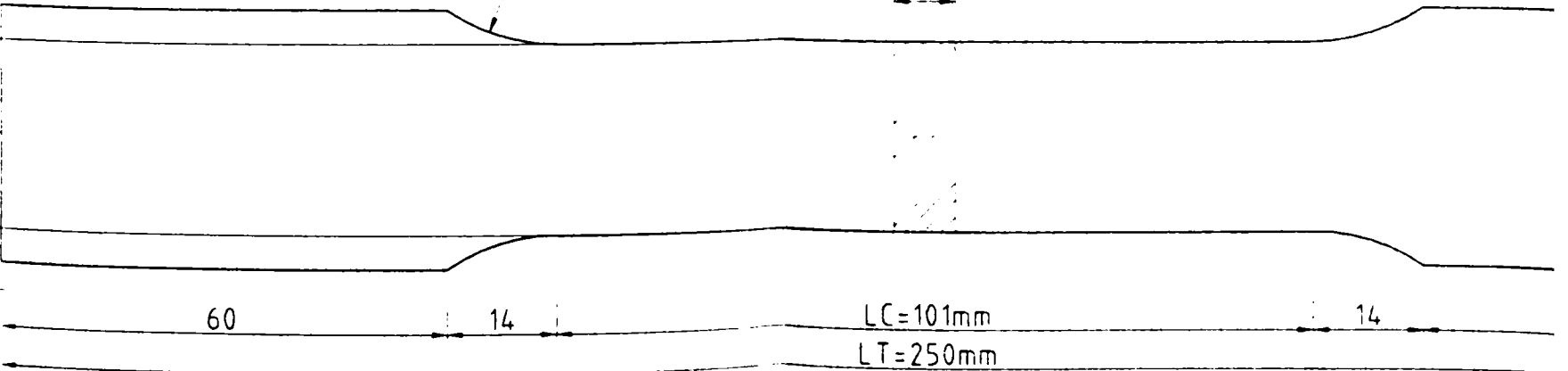


**EPRUVETA TRACTIUNE (2 buc.)**

Scara 1:1

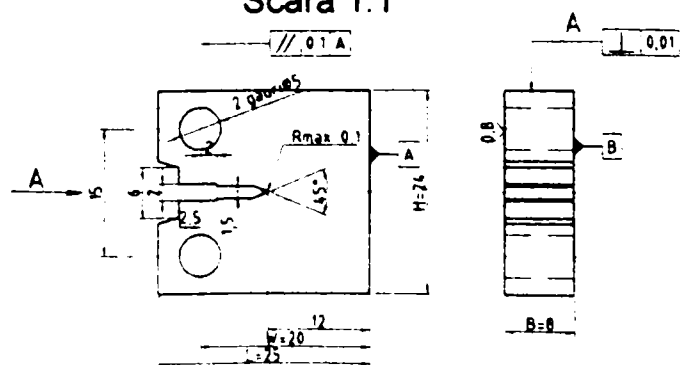
8

R25



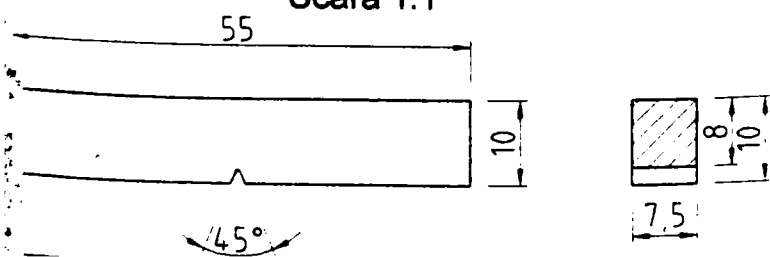
**EPRUVETA CT - J<sub>1c</sub> (4 buc.)**

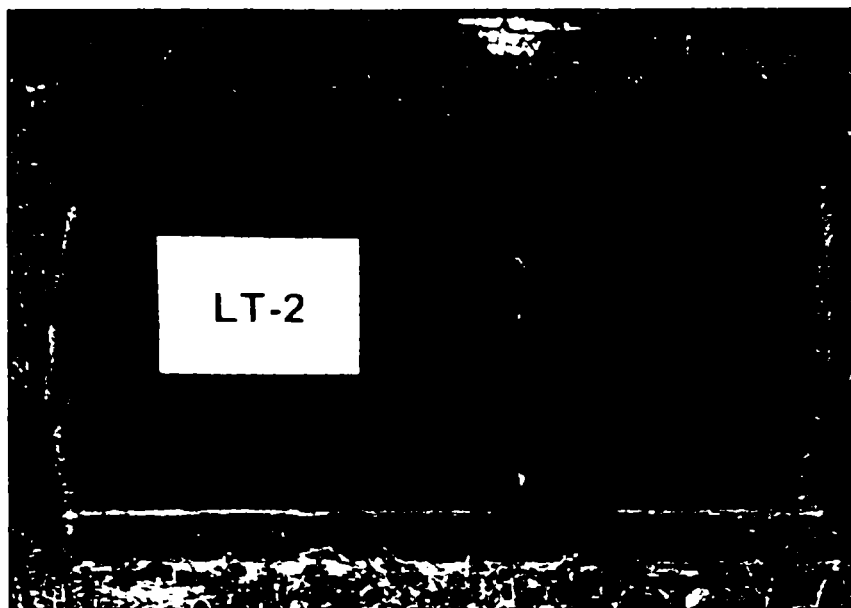
Scara 1:1



**EPRUVETA INCOVOIERE PRIN SOC CHARPY**  
**CU CRESTATURA IN "V" (13 buc.)**

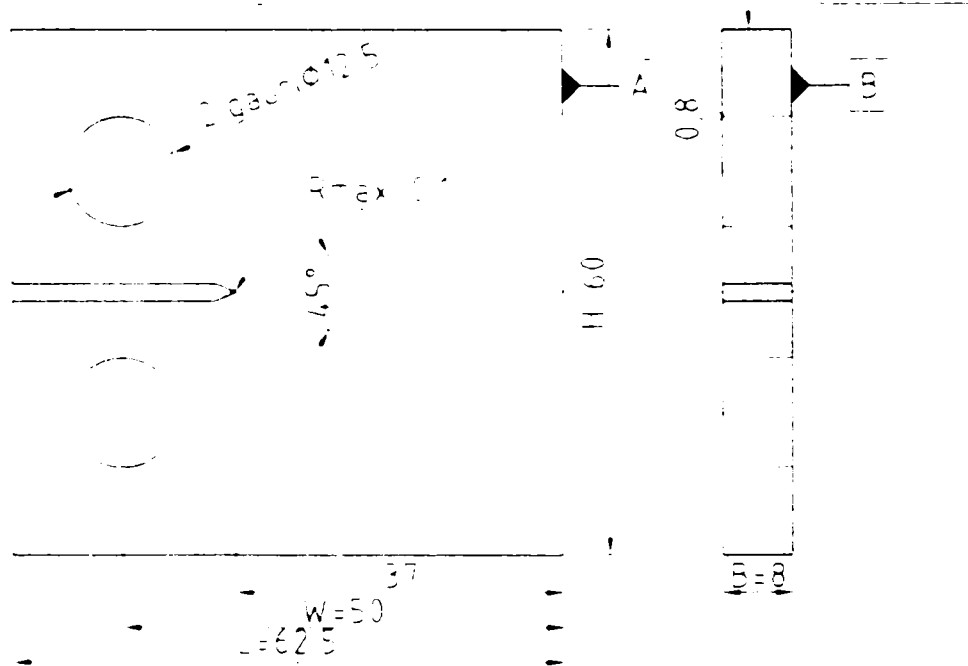
Scara 1:1





EPRUVETA CT (1 buc.)

Scara 1:1



**NOTA:** Pozitiile de prelevare a epruvetelor se vor respecta conform plansei. Eventuale modificari se vor face numai cu acordul beneficiarului. Atentie - prelevarea epruvetelor de mecanica ruperii (CT si CT Jic) si a celor Charpy "V" se va face doar din platbanda de talpa inferioara notata cu LT-2 UG. Pentru epruvetele CHARPY cu crestatura in "V" se vor consulta si detaliile cuprinse in planșa nr. 2. Nu se vor preleva epruvete din zonele afectate de taierea cu oxigaz, respectiv din zonele care prezinta defecte severe ale suprafetei. Este interzisa grunduirea sau vopsirea epruvetelor. Rugam atentie la marcarea si numerotarea epruvetelor care va contine si precizarea cuponului de prelevare.



UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA

FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE

STUDIU PILOT METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE POD CF PESTE MURES LA ARAD

Plansa

3

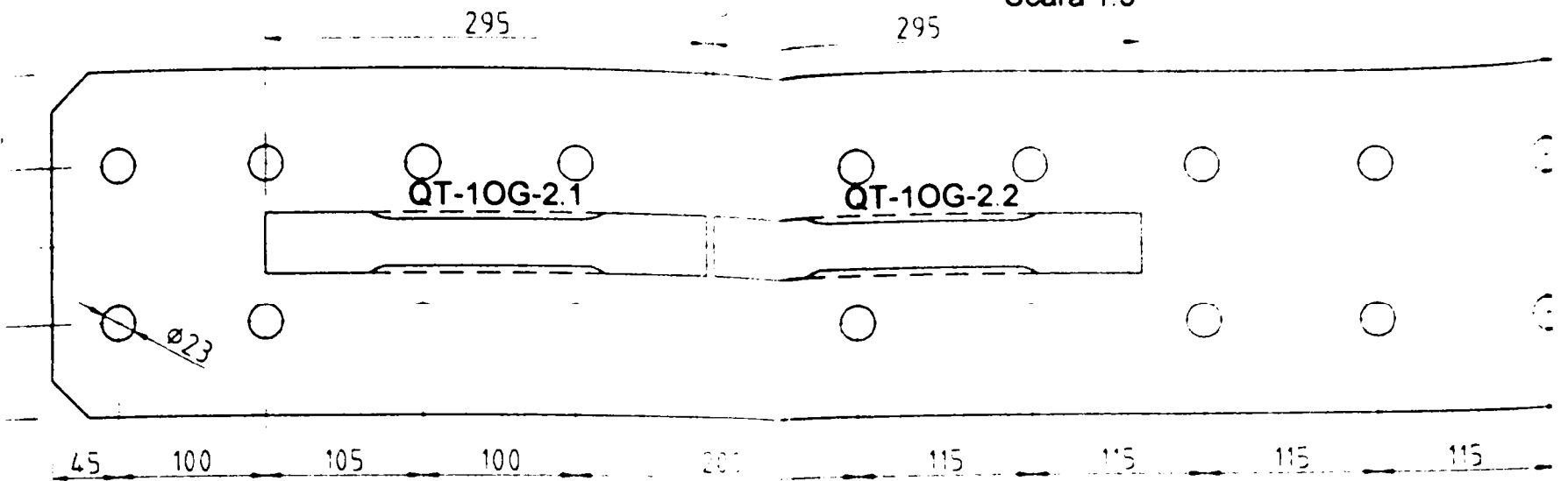
	Nume	Semnatura
Proiectat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>
Desenat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>
Verificat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>
Ctrl. STAS	Prof.dr.ing. Liviu GADEANU	<i>[Signature]</i>
Aprobat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>

Data : Sept. 2001

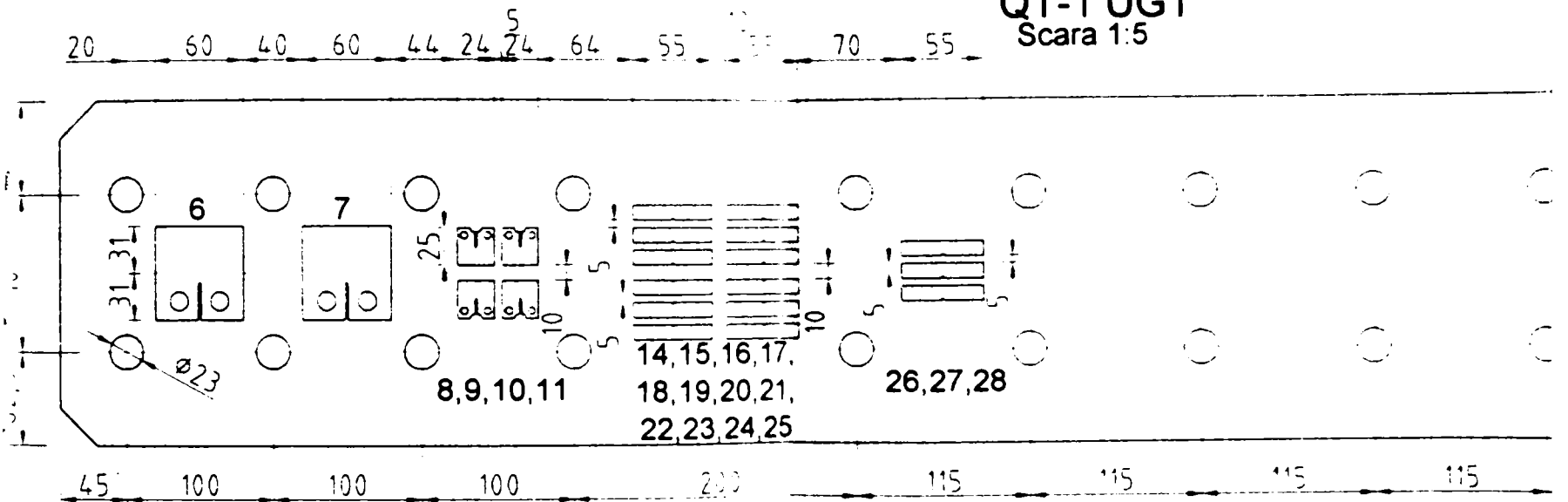
Scara: 1:5  
1:1

PRELEVAREA EPRUVETELOR DE TRAC IUNE; CHARPY "V", CT DIN LONJERONUL LT-2

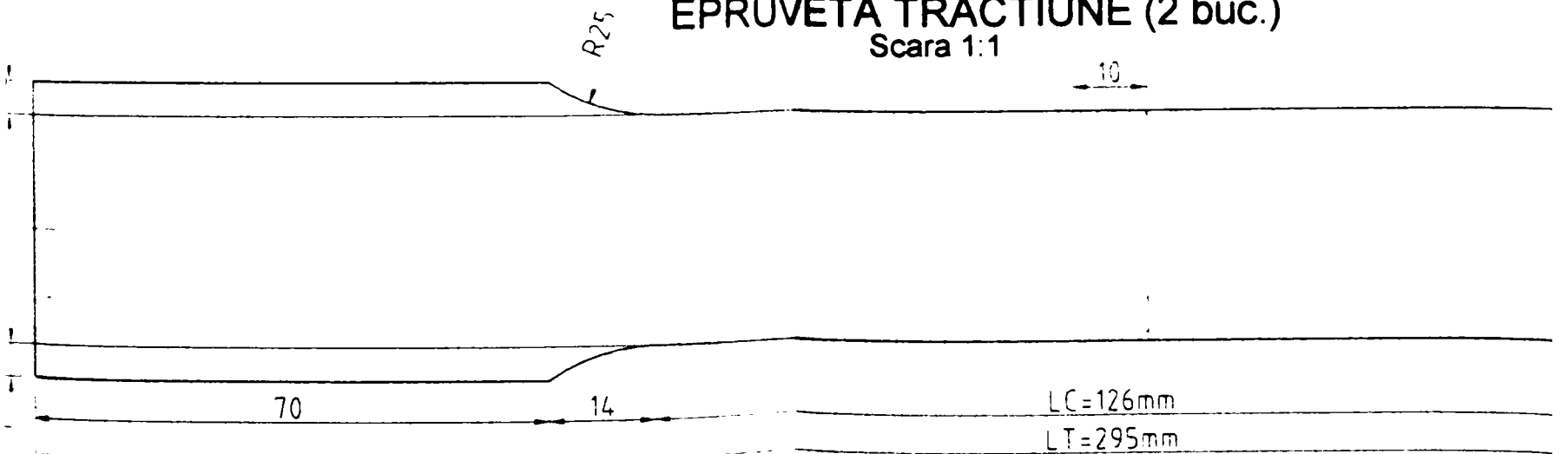
**ANTRETOAZA QT-1 PC**  
**TALPA SUPERIOARA**  
**QT-1 OG2**  
 Scara 1:5



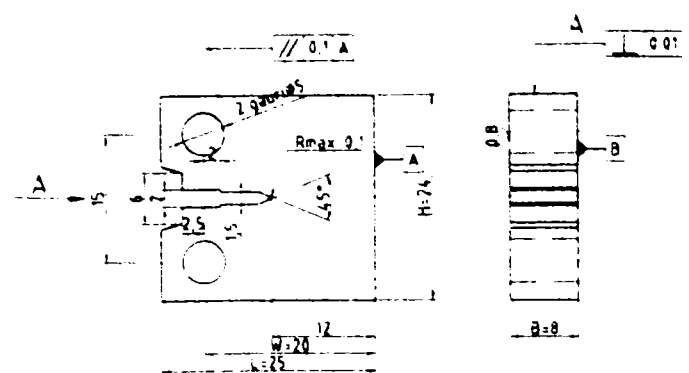
**TALPA INFERIOARA**  
**QT-1 UG1**  
 Scara 1:5



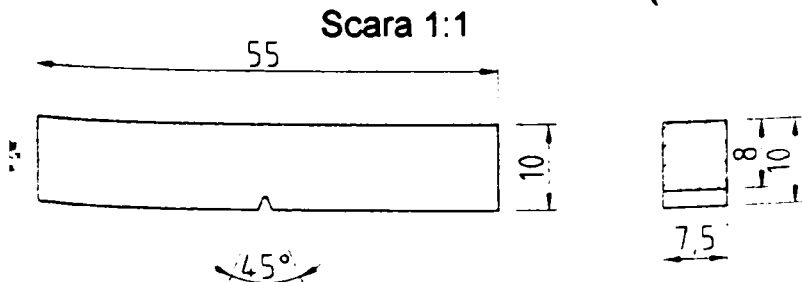
**EPRUVETA TRACTIUNE (2 buc.)**  
 Scara 1:1



**EPRUVETA CT - J<sub>IC</sub> (4 buc.)**  
 Scara 1:1



**EPRUVETA INCOVOIERE PRIN SOC CHARPY**  
**CU CRESTATURA IN "V" (15 buc.)**  
 Scara 1:1



EPRUVETA CT (2 buc.)

Scara 1:1

0,1 A

0,01

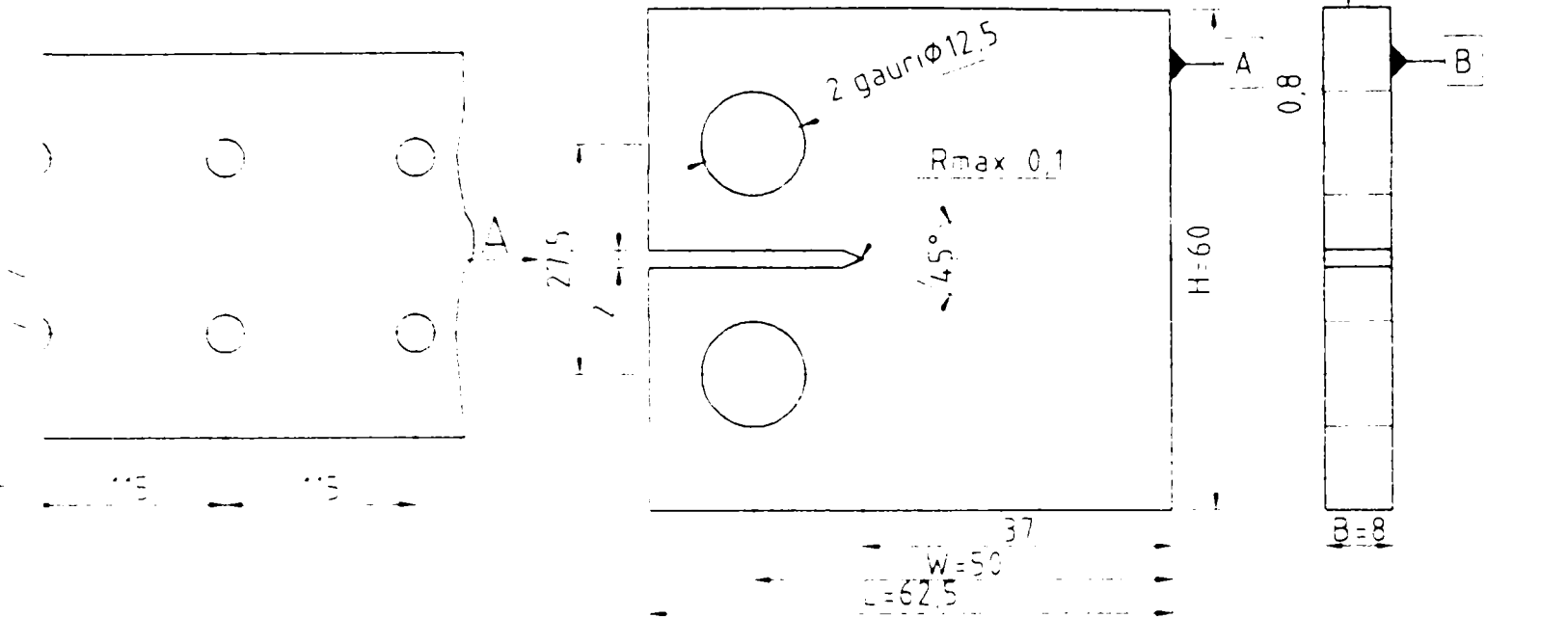
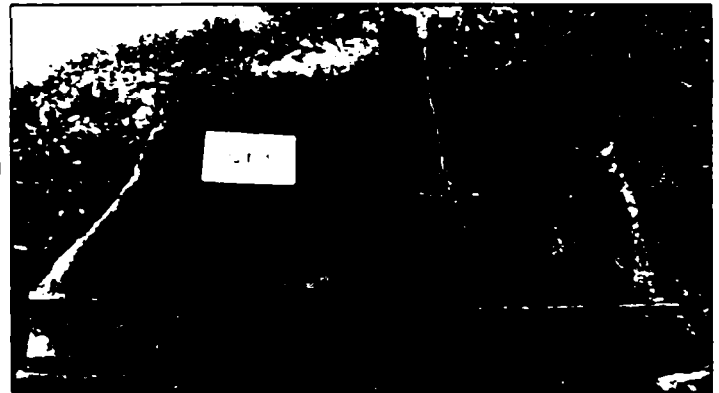
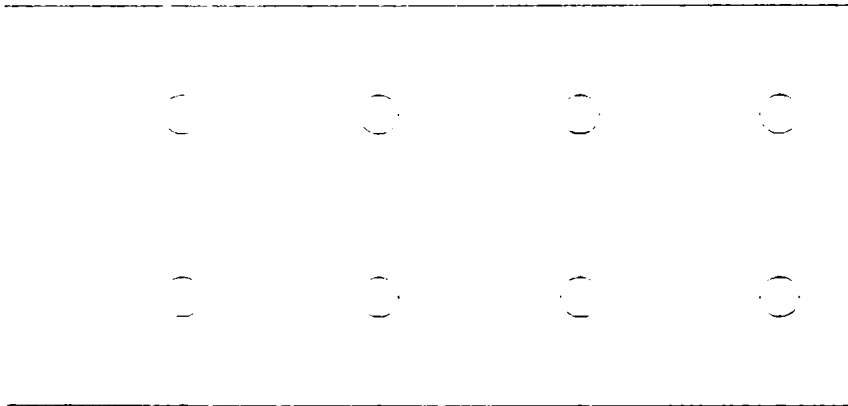
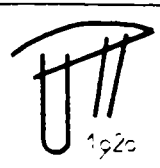
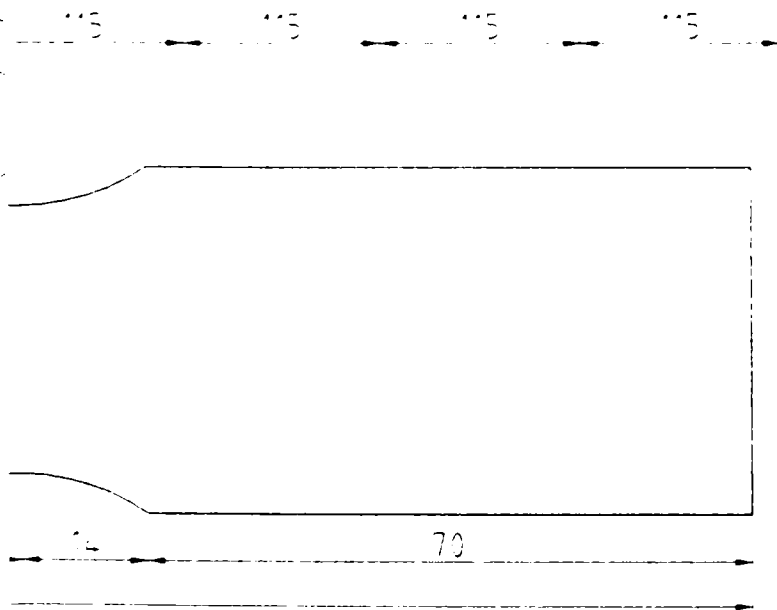


FOTO CUPON ATRETOAZA QT-1



NOTA: Pozitiile de prelevare a epruvetelor se vor respecta conform plansei. Eventualele modificari se aduc la cunostinta beneficiarului. Atentie - prelevarea epruvetelor de mecanica ruperii (CT si CT JIC) si a celor Charpy "V" se va face doar din platbanda de talpa inferioara notata cu QT-1 UG-1. Pentru epruvetele CHARPY cu crestatura in "V" se vor consulta si detaliile cuprinse in planșa nr. 2. Nu se vor preleva epruvete din zonele afectate de taierea cu oxigaz, respectiv din zonele care prezinta defecte severe ale suprafetei. Este interzisa grunduirea sau vopsirea epruvetelor. Rugam atentie la marcarea si numerotarea epruvetelor in conformitate si cu elementul de prelevare.



UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA

FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE

STUDIUL PILOT METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE POD CF PESTE MURES LA ARAD

Planșa

4

	Nume	Semnatura
Proiectat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>
Desenat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>
Verificat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>
Contr. STAS	Prof.dr.ing. Liviu GADEANU	<i>[Signature]</i>
Aprobat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>

Data : Sept. 2001

Scara: 1:5  
1:1

PRELEVAREA EPRUVETELOR DE TRACTIUNE; CHARPY "V", CT DIN ANTRETOAZA QT-1

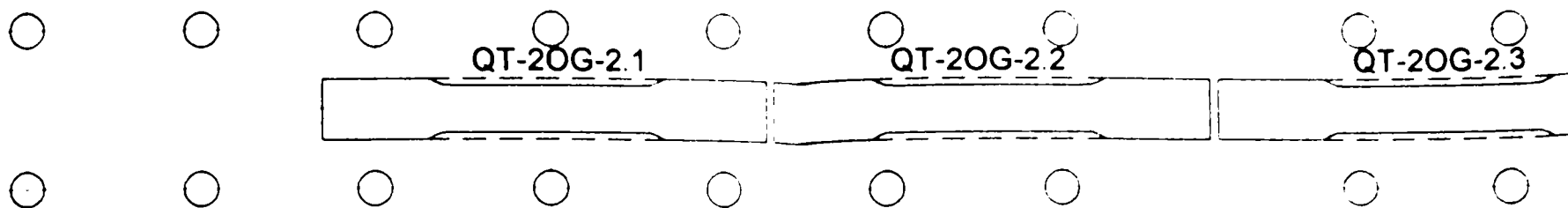
TALPA SUPERIOARA  
QT-2 OG-2

Scara 1:5

295

295

295



TALPA INFERIOARA  
QT-2 UG-1

Scara 1:5

115

115

115

115

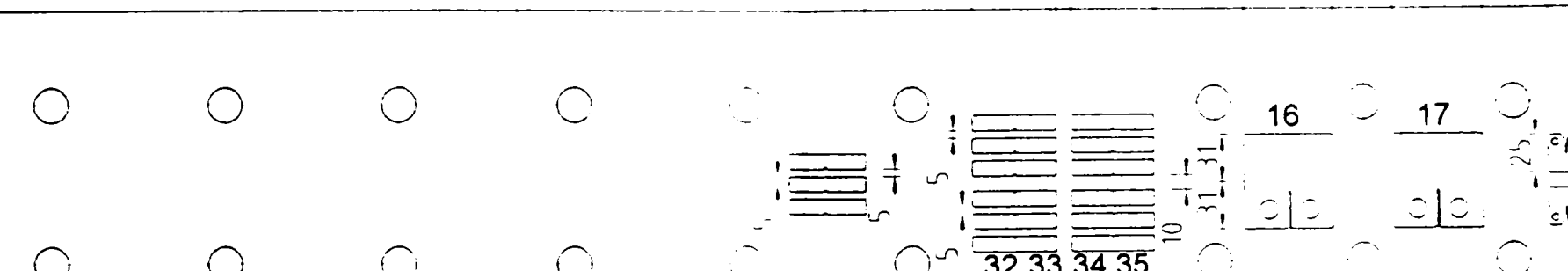
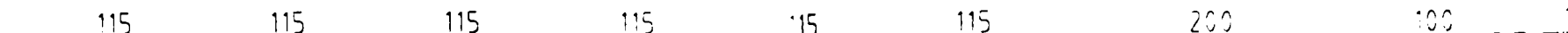
115

115

200

100

1

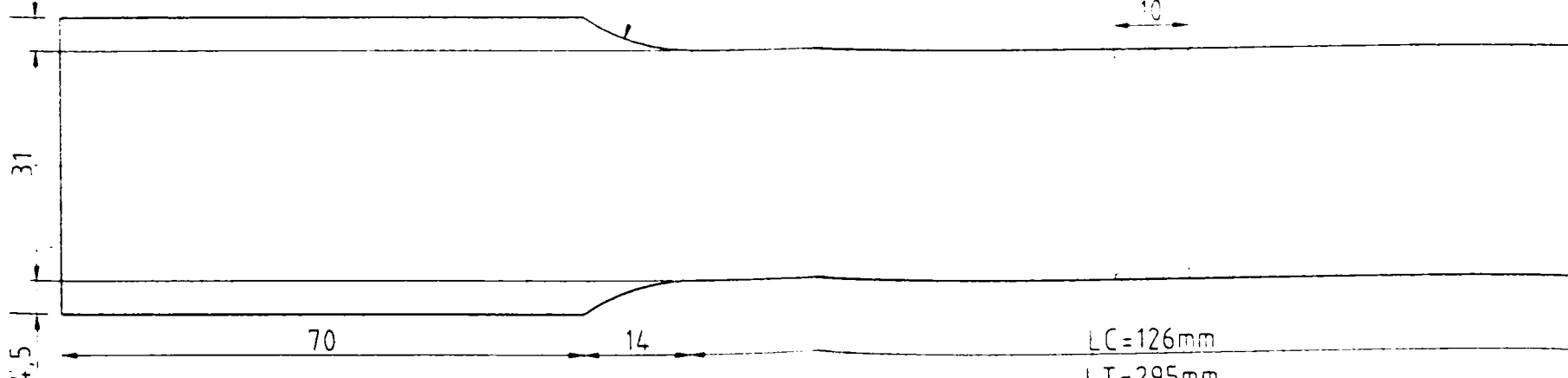


EPRUVETA TRACTIUNE (2 buc.)

Scara 1:1

R25

10



LC=126mm

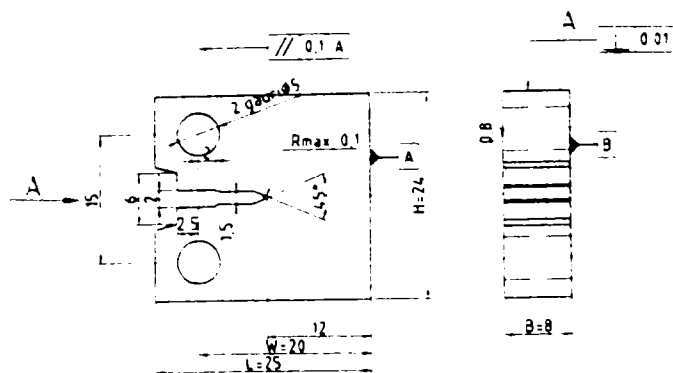
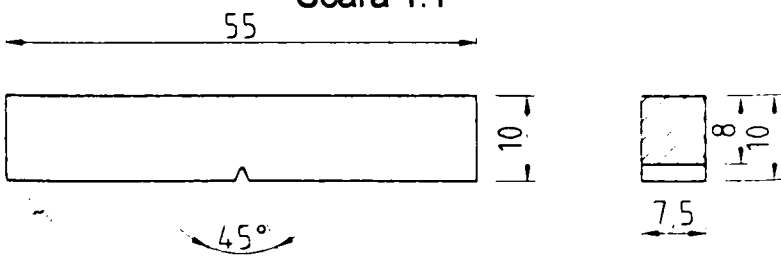
LT=295mm

EPRUVETA CT - J<sub>IC</sub> (4 buc.)

Scara 1:1

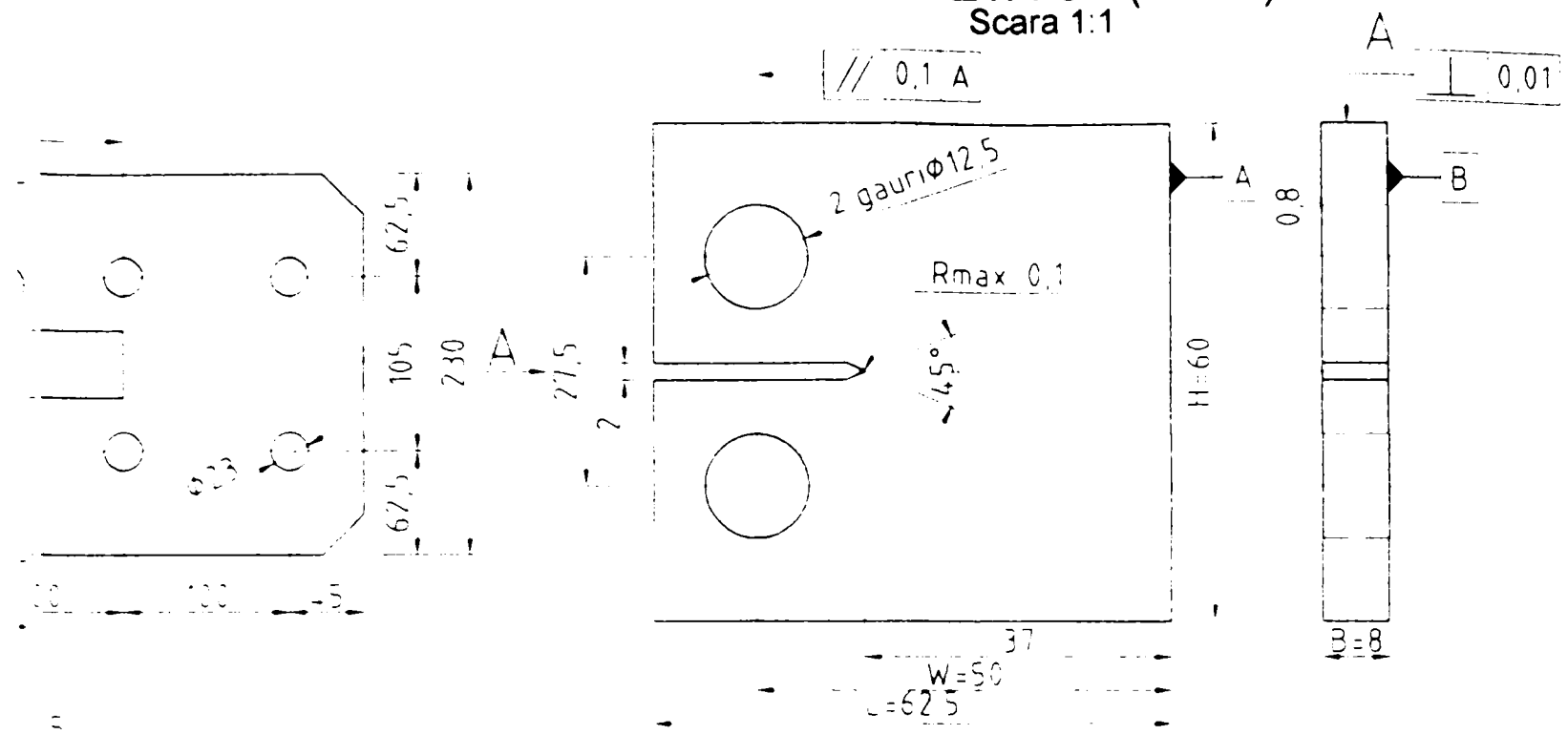
PRUVETA INCOVOIERE PRIN SOC CHARPY  
CU CRESTATURA IN "V" (15 buc.)

Scara 1:1



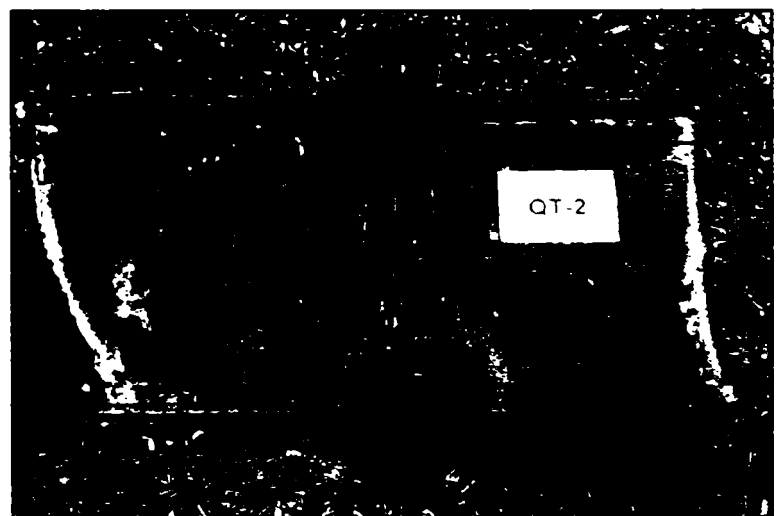
EPRUVETA CT (2 buc.)


Scara 1:1



**NOTA:** Pozitiile de prelevare a epruvetelor se vor respecta conform plansei. Eventualele modificari se aduc la cunostinta beneficiarului. Atentie - prelevarea epruvetelor de mecanica ruperii (CT si CT JIC) si a celor Charpy "V" se va face doar din platbanda de talpa inferioara notata cu QT-2 UG-1. Pentru epruvetele CHARPY cu crestatura in "V" se vor consulta si detaliile cuprinse in plansa nr. 2. Nu se vor preleva epruvete din zonele afectate de taierea cu oxigaz, respectiv din zonele care prezinta defecte severe ale suprafetei. Este interzisa grunduirea sau vopsirea epruvetelor. Rugam atentie la marcarea si numerotarea epruvetelor in conformitate si cu elementul de prelevare.

FOTO CUPON ATRETOAZA QT-2

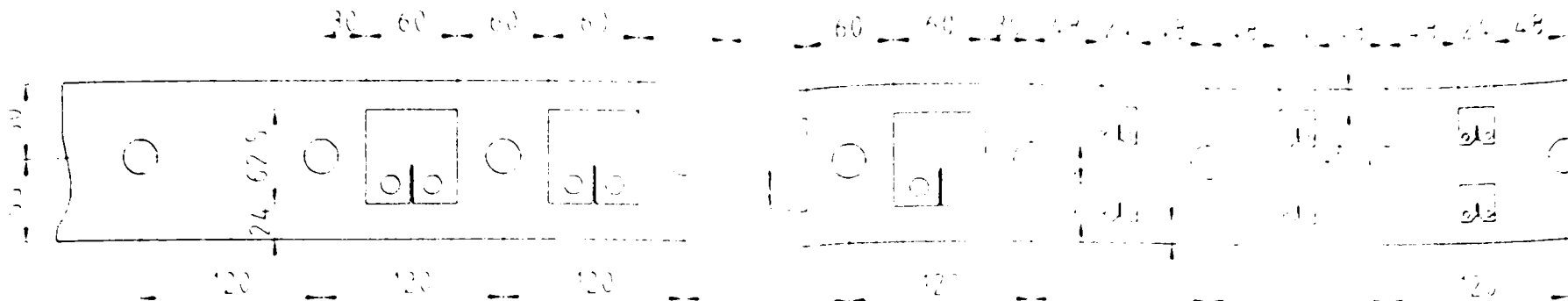


 <p>UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE</p>	STUDIU PILOT METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE POD CF PESTE MURES LA ARAD		Plansa 5
	<p>Nume</p> <p>Proiectat Asis.ing. Edward PETZEK</p> <p>Desenat Asis.ing. Edward PETZEK</p> <p>Verificat Prof.dr.ing. Radu BANCILA</p> <p>Ctrl. STAS Prof.dr.ing. Liviu GADEANU</p> <p>Aprobat Prof.dr.ing. Radu BANCILA</p>	<p>Semnatura</p> <p>Data : Sept. 2001</p> <p>Scara: 1:5 1:1</p>	<p>PRELEVAREA EPRUVETELOR DE TRACTIUNE; CHARPY "V", CT DIN ANTRETOAZA QT-2</p>

**GRINDA PRINCIPALA-TALPA INFERI**

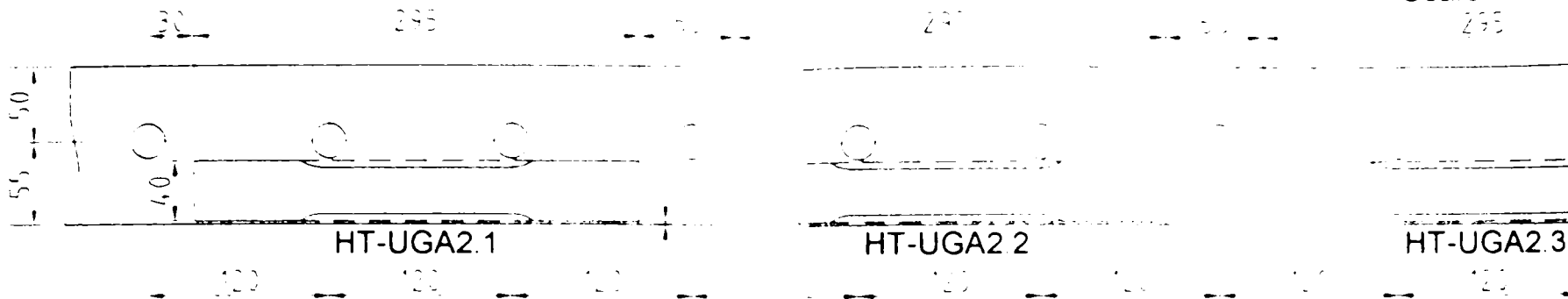
**TALPA EXTERI**

Scara 1.5



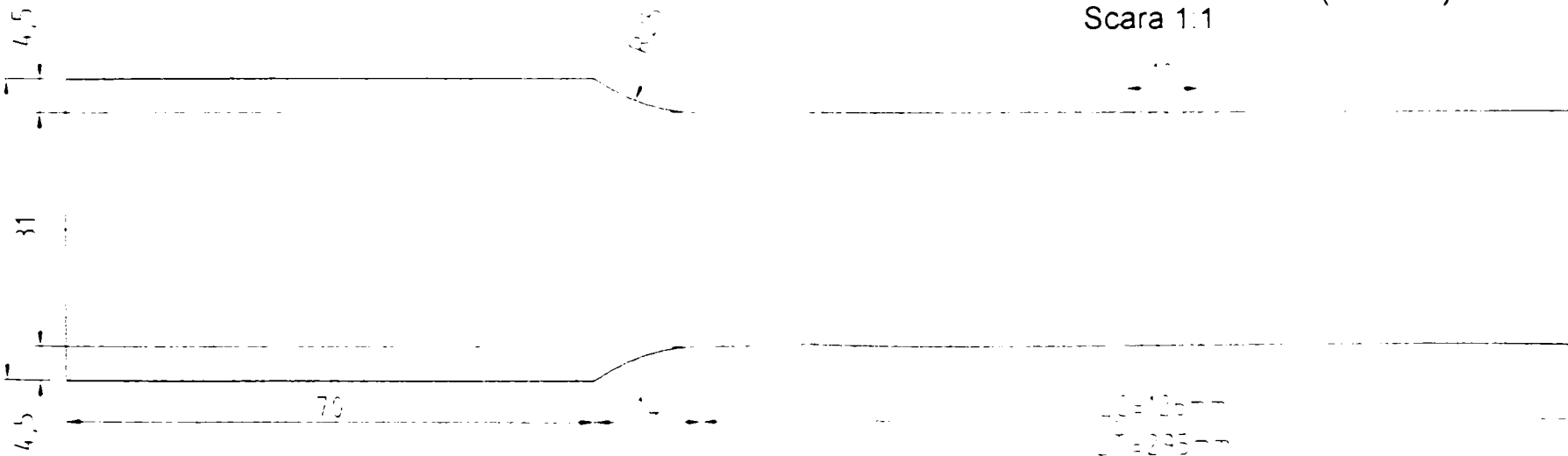
**TALPA INTERI**

Scara 1.5

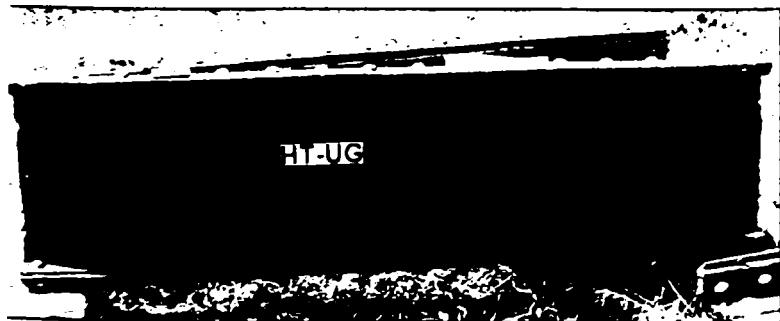


**EPRUVETA TRACTIUNE (5 buc.)**

Scara 1.1



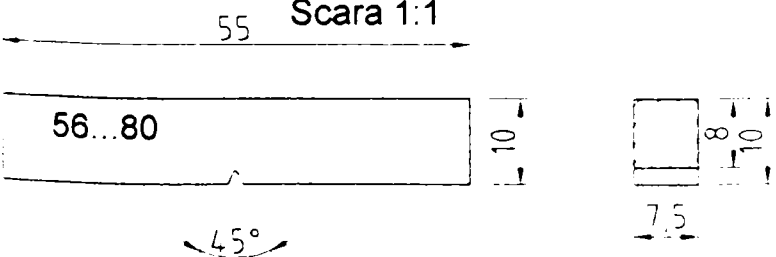
**OTO CUPON GRINDA PRINCIPALA**



**EPRUVETA INCOVOIERE PRIN SOC CHARPY CU CRESTATURA IN "V"**

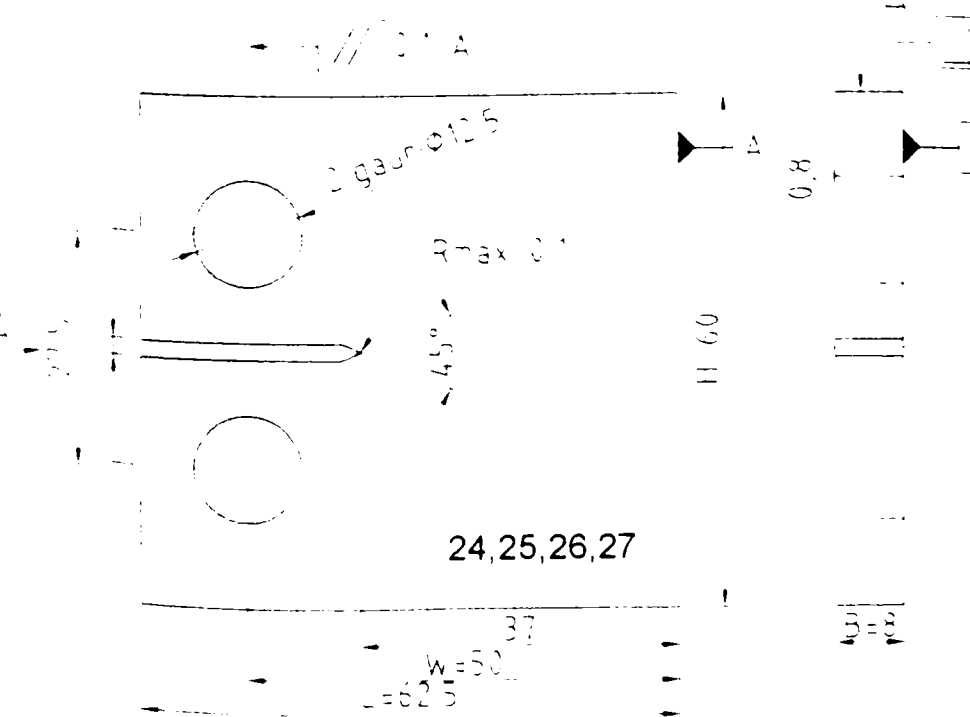
(30 buc.)

Scara 1:1

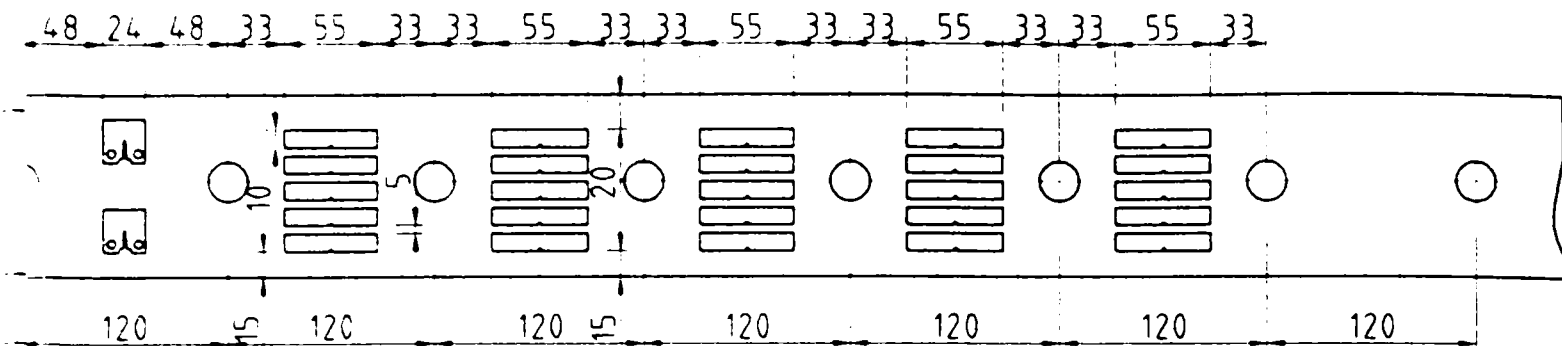


**PRUVF A C (4 buc.)**

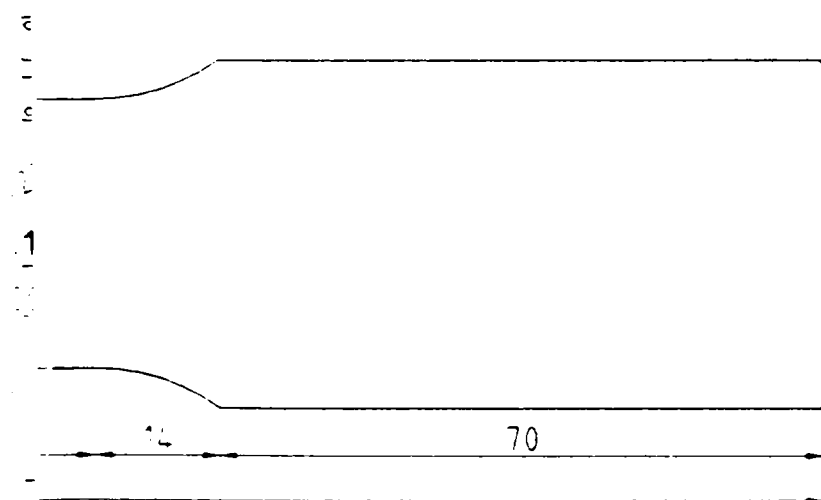
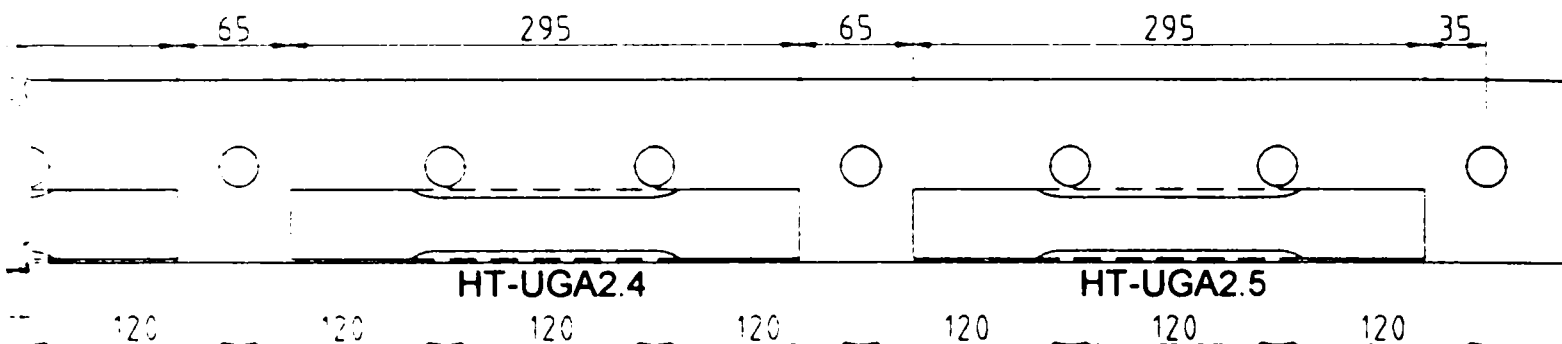
Scara 1:1



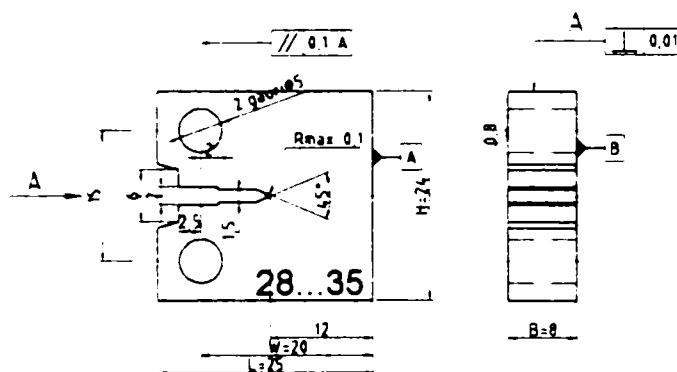
**POD CF ARAD (HT-UG)**  
**OARA UG a-1**



**OARA UG a-2**




**EPRUVETA CT - J<sub>1c</sub> (8 buc.)**  
**Scara 1:1**



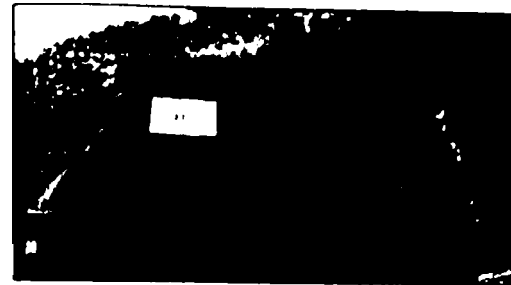
**NOTA:** Pozitiile de prelevare a epruvetelor se vor respecta conform plansei. Eventuale modificari se vor face numai cu acordul beneficiarului. Nu se vor preleva epruvete din zonele afectate de taierea cu oxigaz, respectiv din zonele care prezinta defecte severe ale suprafetei. Este interzisa grunduirea sau vopsirea epruvetelor. Rugam atentie la marcarea si numerotarea epruvetelor care va contine si precizarea cuponului de prelevare.

0.01

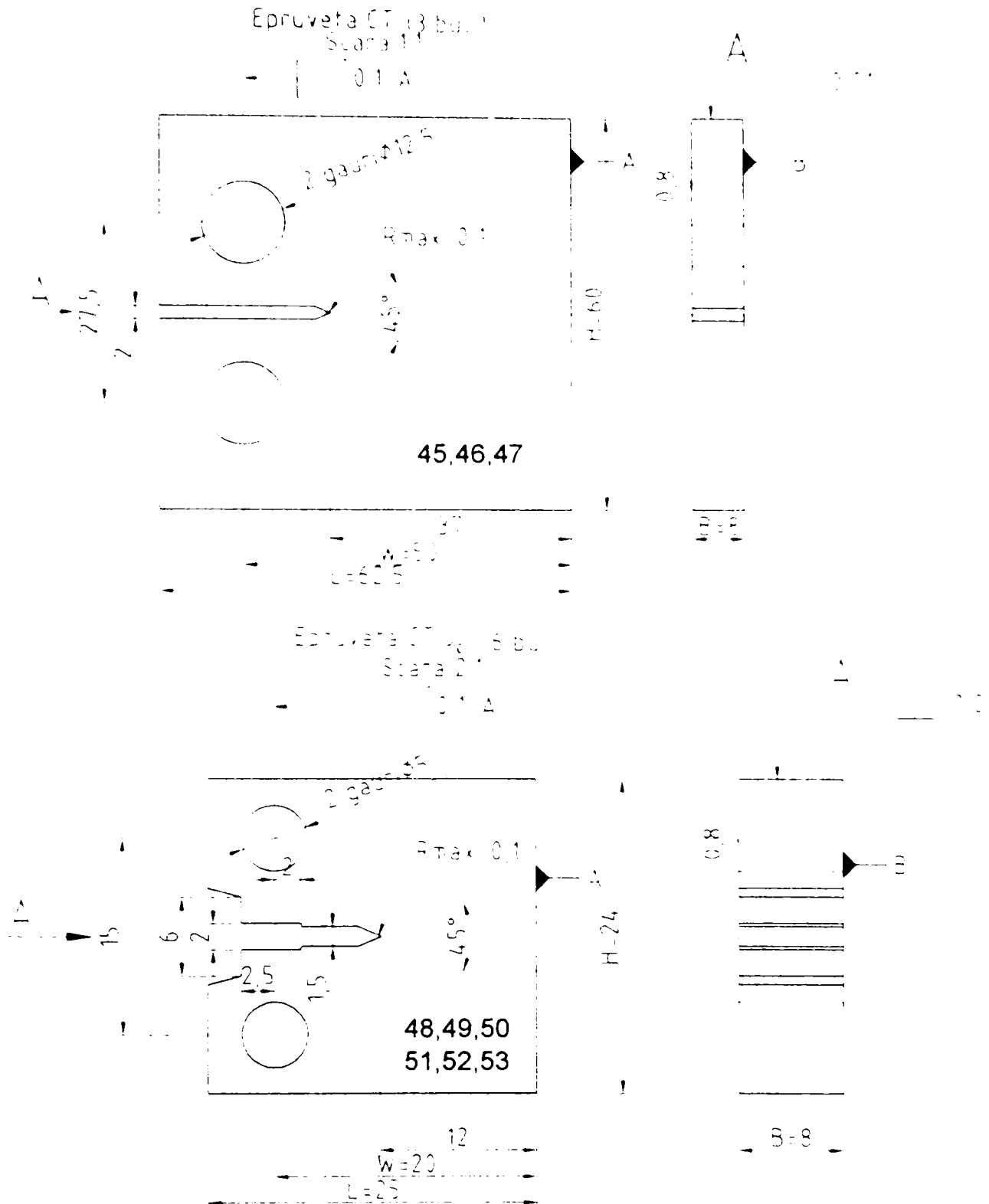
 <p><b>UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA</b>          FACULTATEA DE CONSTRUCTII          DISCIPLINA DE PODURI METALICE</p>	<b>STUDIU PILOT</b> <b>METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI</b> <b>IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE</b> <b>POD CF PESTE MURES LA ARAD</b>		Plansa <b>6</b>																	
	<table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>Nume</th> <th>Semnatura</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>P</td> <td>Proiectat</td> <td>Asis.ing. Edward PETZEK</td> </tr> <tr> <td>D</td> <td>Desenat</td> <td>Asis.ing. Edward PETZEK</td> </tr> <tr> <td>V</td> <td>Verificat</td> <td>Prof.dr.ing. Radu BANCILA</td> </tr> <tr> <td>C</td> <td>Ctrl. STAS</td> <td>Prof.dr.ing. Liviu GADEANU</td> </tr> <tr> <td>A</td> <td>Aprobat</td> <td>Prof.dr.ing. Radu BANCILA</td> </tr> </tbody> </table>		Nume	Semnatura	P	Proiectat	Asis.ing. Edward PETZEK	D	Desenat	Asis.ing. Edward PETZEK	V	Verificat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	C	Ctrl. STAS	Prof.dr.ing. Liviu GADEANU	A	Aprobat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	Data : Sept. 2001  Scara: 1:5 1:1
	Nume	Semnatura																		
P	Proiectat	Asis.ing. Edward PETZEK																		
D	Desenat	Asis.ing. Edward PETZEK																		
V	Verificat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA																		
C	Ctrl. STAS	Prof.dr.ing. Liviu GADEANU																		
A	Aprobat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA																		


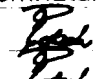
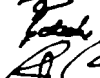
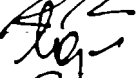




ELEMENT INIMA ANTRETOAZA QT-1

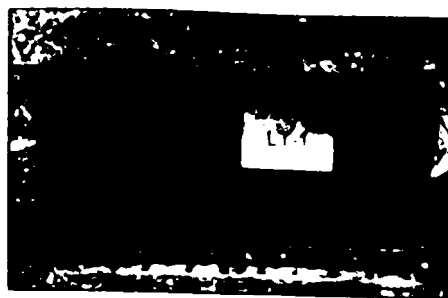


Se va respecta cu strictete directia de prelevare inscrisa pe element !

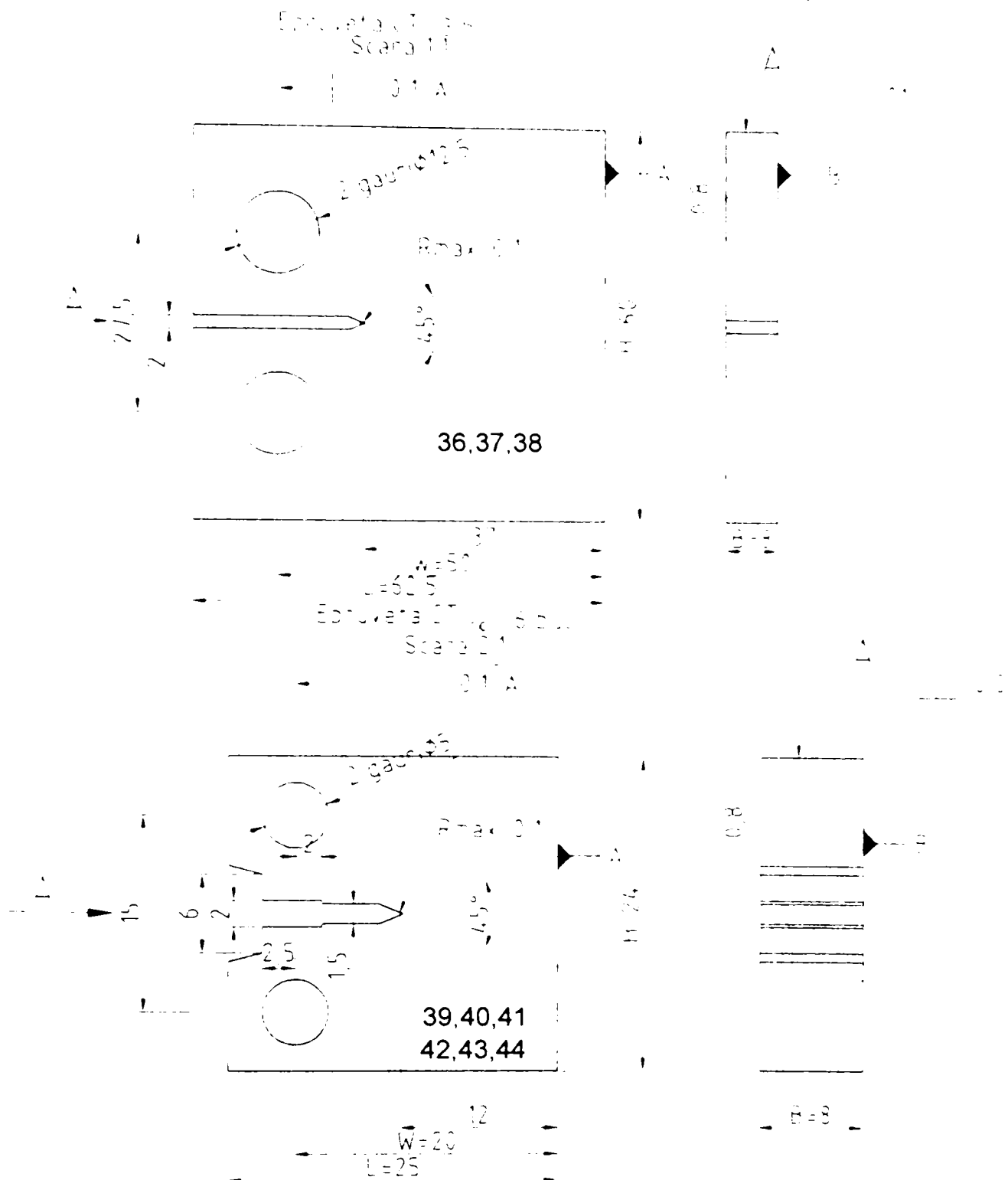


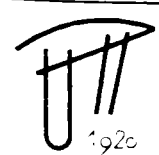
 <p>1920</p>	<p><b>UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA</b></p> <p>FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE</p>		<p>STUDIU PILOT METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE POD CF PESTE MURES LA ARAD</p>		<p>Plansa 7</p>
	<p>Proiectat</p>	<p>Nume Asis.ing. Edward PETZEK</p>	<p>Semnatura </p>	<p>Data Sept. 2001</p>	<p><b>PRELEVAREA EPRUVETELOR DIN MECANICA RUPERII - CT DIN INIMA ANTRETOAZEI (QT)</b></p>
<p>Desenat</p>	<p>Asis.ing. Edward PETZEK</p>	<p></p>	<p>Scara 2:1</p>		
<p>Verificat</p>	<p>Prof.dr.ing. Radu BANCILA</p>	<p></p>	<p>1:1</p>		
<p>I. STA.</p>	<p>Prof.dr.ing. Livi GADEANU</p>	<p></p>			
<p>Aprobat</p>	<p>Prof.dr.ing. Radu BANCILA</p>	<p></p>			

ELEMENT INIMA LONJERON LT-1



Se va respecta cu strictete directia de prelevare inscrisa pe element !



 <p>UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA</p> <p>FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE</p>	STUDIU PILOT METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE POD CF PESTE MURES LA ARAD		Plansa 8																	
	<table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>Nume</th> <th>Semnatura</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Proiectat</td> <td>Asis.ing. Edward PETZEK</td> <td><i>[Signature]</i></td> </tr> <tr> <td>Desenat</td> <td>Asis.ing. Edward PETZEK</td> <td><i>[Signature]</i></td> </tr> <tr> <td>Verificat</td> <td>Prof.dr.ing. Radu BANCILA</td> <td><i>[Signature]</i></td> </tr> <tr> <td>Ctrl. STAS</td> <td>Prof.dr.ing. Liviu GADEANU</td> <td><i>[Signature]</i></td> </tr> <tr> <td>Aprobat</td> <td>Prof.dr.ing. Radu BANCILA</td> <td><i>[Signature]</i></td> </tr> </tbody> </table>		Nume	Semnatura	Proiectat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>	Desenat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>	Verificat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>	Ctrl. STAS	Prof.dr.ing. Liviu GADEANU	<i>[Signature]</i>	Aprobat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>	Data Sept. 2001  Scara: 2:1 1:1
	Nume	Semnatura																		
Proiectat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>																		
Desenat	Asis.ing. Edward PETZEK	<i>[Signature]</i>																		
Verificat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>																		
Ctrl. STAS	Prof.dr.ing. Liviu GADEANU	<i>[Signature]</i>																		
Aprobat	Prof.dr.ing. Radu BANCILA	<i>[Signature]</i>																		

CUPON INIMA ANTRETOAZA

Scara 1:10

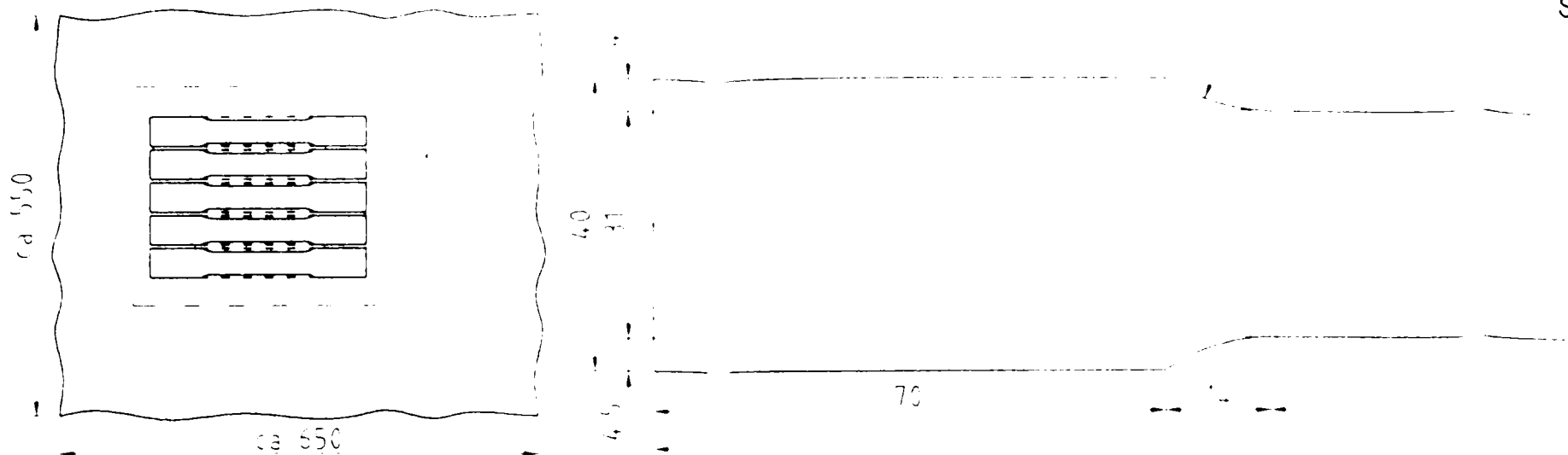


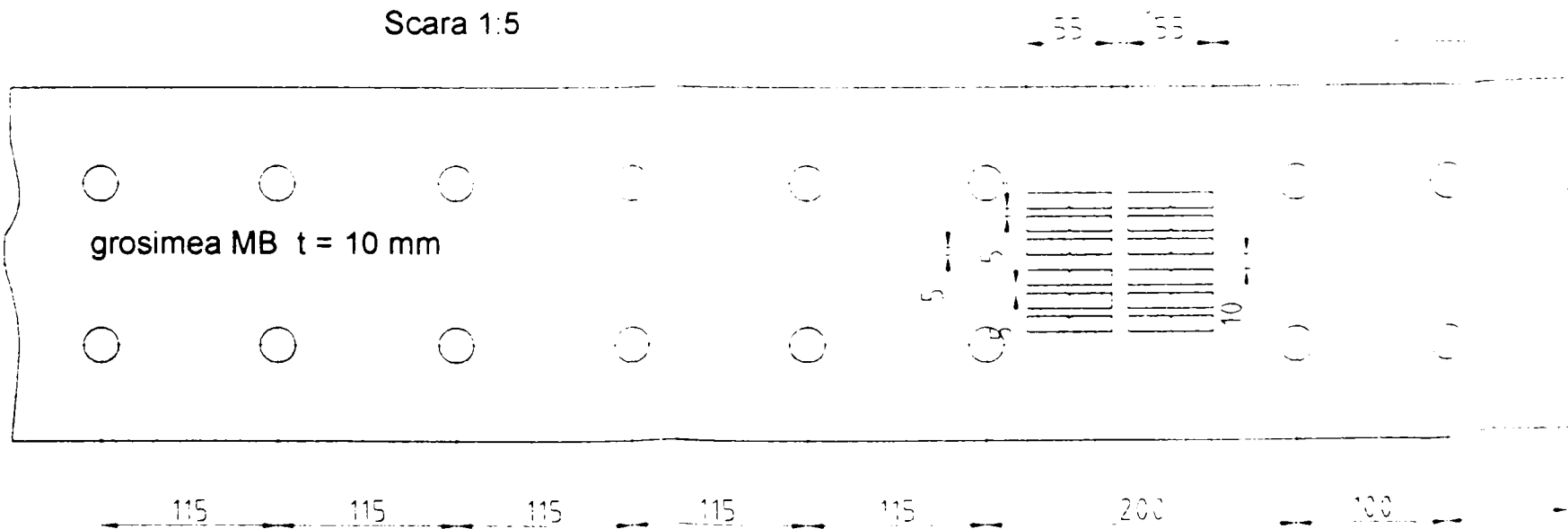
FOTO CUPON ATREA



**NOTA:** Pozitiile de prelevare a epruvetelor, respectiv dimensiunile acestora se vor respecta conform plansei. Eventualele modificari se aduc la cunostinta beneficiarului. Atentie - nu se vor preleva probe de tractiune din afara zonei marcate pe cuponul QT-Steg extras din antratoaza structurii (zona influentata termic prin taierea oxigaz) .

PLATBANDA TALPA ANTRETOAZA QT-2 UG-2 POD CF ARAD

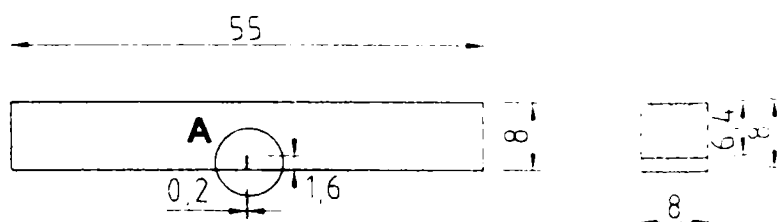
Scara 1:5



EPRUVETA DE MECANICA RUPERII DCVF

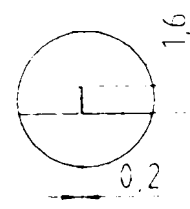
(12 buc.)


Scara 1:1



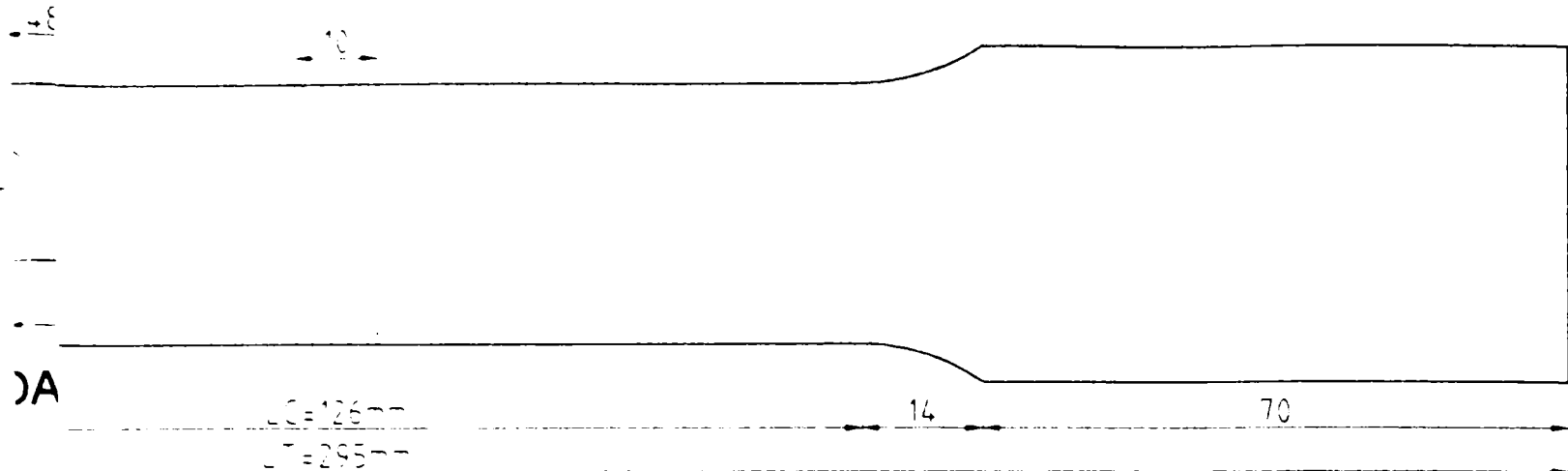
Scara 2:1

A



  
 respectat  
 desenat  
 verificat  
 STAS  
 aprobat

O, Steg POD CF ARAD  
 ANETA TRACTIUNE (5 buc.)  
 Scara 1:1



ANTRETOAZA QT-2

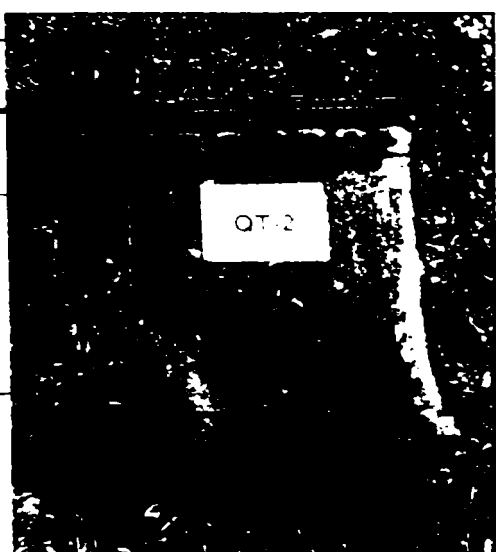
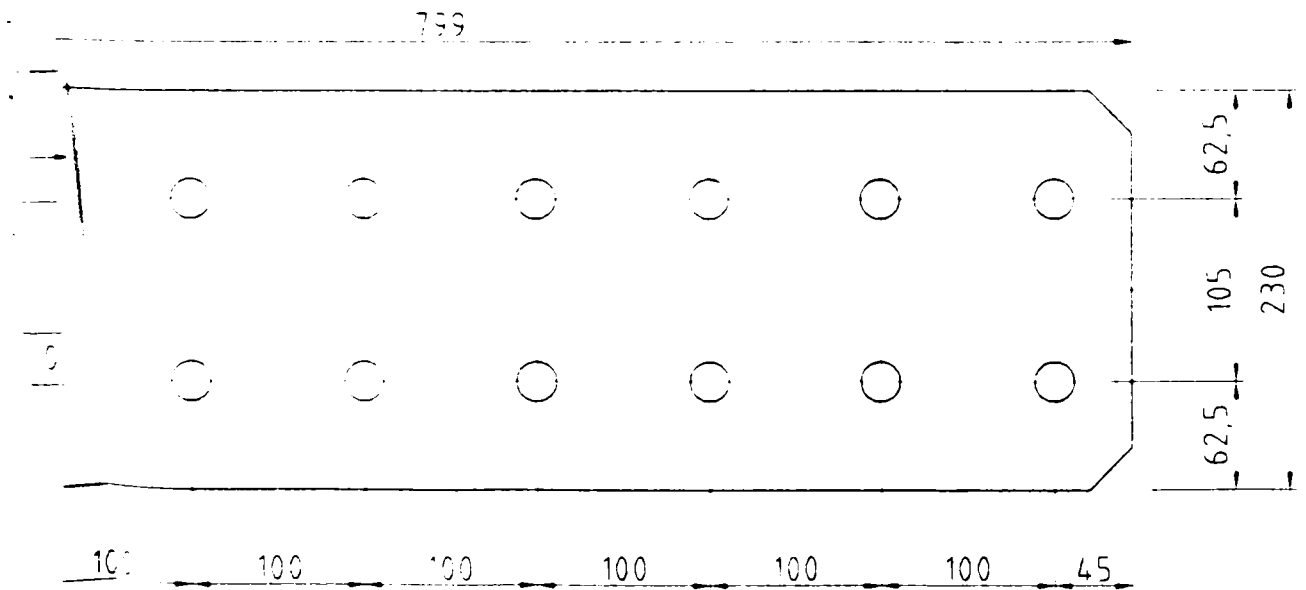
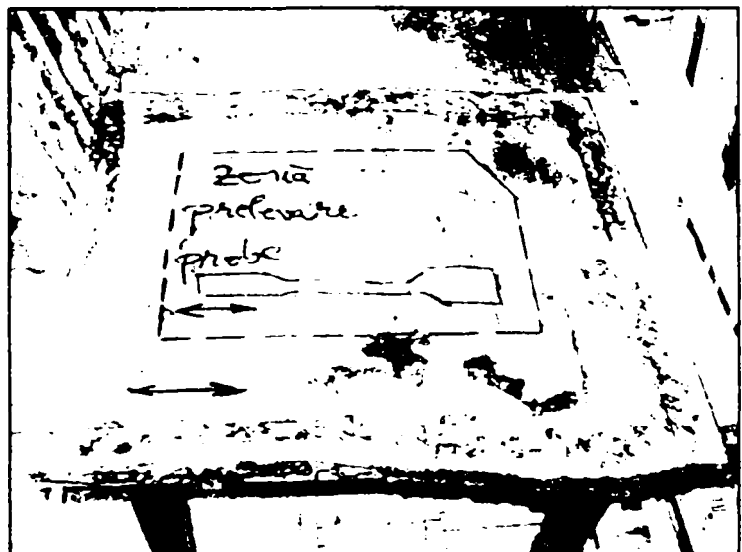



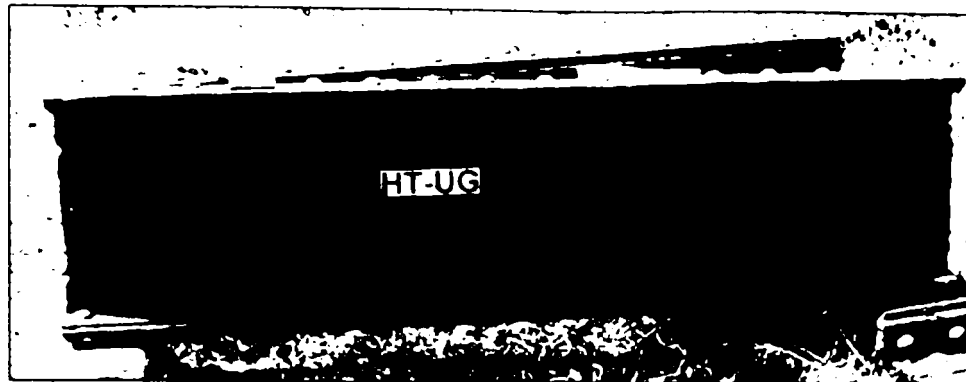
FOTO CUPON INIMA ANTRETOAZA QT-Steg



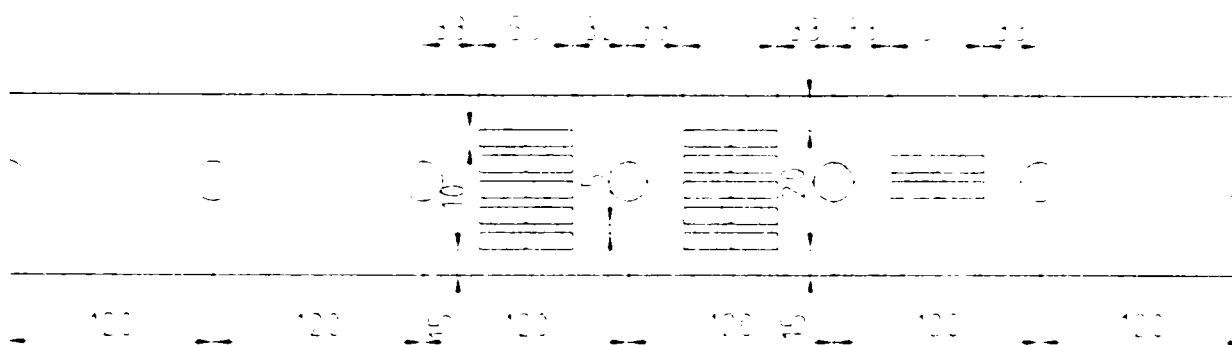
	UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE		STUDIU PILOT METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE POD CF PESTE MURES LA ARAD		Plansa 9
	Nume PProiectat DDesenat VVerificat CCtrl. STAS AAprobat	Semnatura Asis.ing. Edward PETZEK Asis.ing. Edward PETZEK Prof.dr.ing. Radu BANCILA Prof.dr.ing. Liviu GADEANU Prof.dr.ing. Radu BANCILA	Data : Martie 2003 Scara: 1:10 1:5 1:1 2:1	PRELEVAREA EPRUVETELOR DE TRACTIUNE; DCVF DIN ANTRETOAZA QT-2	

# PLATBANDA GRINDA PRINCIPALA HT-UG POD CF ARAD

## FOTO CUPON GRINDA PRINCIPALA HT-UG



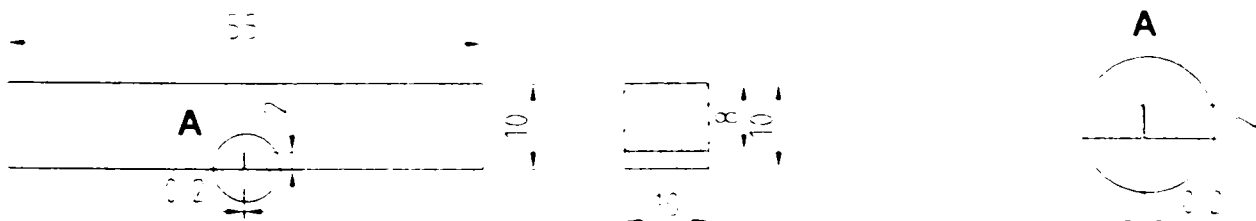
Scara 1:5








## EPRUVETA DE MECANICA RUPEII DCVF (12 buc.)

Scara 1:1

Scara 2:1



**NOTA:** Pozitiile de prelevare a epruvetelor, respectiv dimensiunile acestora se vor respecta conform plansei. Eventualele modificari se aduc la cunostinta beneficiarului. Atentie - nu se vor preleva probe din zonele de material care prezinta defecte de suprafata.

	UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE		STUDIU PILOT METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE POD CF PESTE MURES LA ARAD		Plansa 10
	Nume Asis.ing. Edward PETZEK Desenat Asis.ing. Edward PETZEK Verificat Prof.dr.ing. Radu BANCILA Ctrl. STAS Prof.dr.ing. Liviu GADEANU Aprobat Prof.dr.ing. Radu BANCILA	Semnatura    	Data Martie 2003 Scara: 2:1 1:1 1:5	PRELEVAREA EPRUVETELOR DE MECANICA RUPERII - DCVF DIN GRINDA PRINCIPALA (HT)	

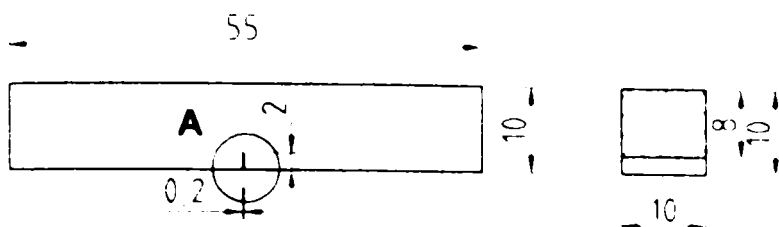
# EPRUVETA DE MECANICA RUPEII DCVF

(24 buc.)

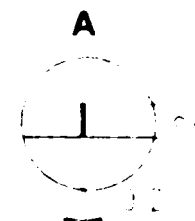
## EPRUVETE DCVF DIN GRINDA PRINCIPALA (HT)

(12 buc.) - Marcaj 13... 24

Scara 1:1



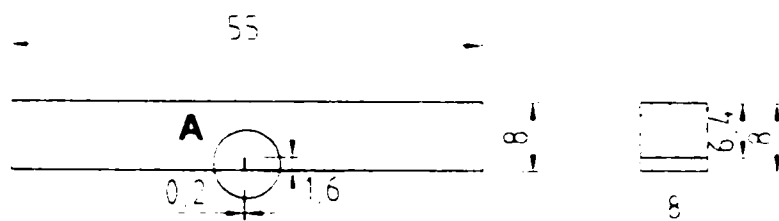
Scara 2:1



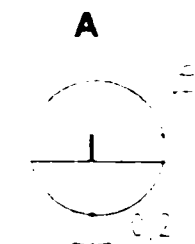
## EPRUVETE DCVF DIN ANTRETOAZA (QT)

(12 buc.) - Marcaj 1... 12

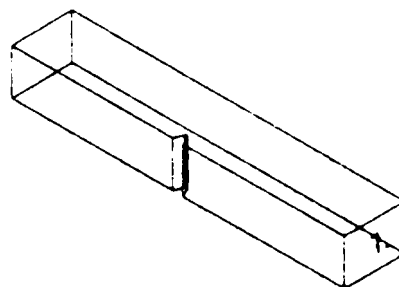
Scara 1:1


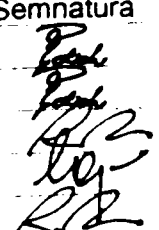


Scara 2:1



**NOTA:** Marcajul probelor s-a facut prin numarotare de la 1 pana la 24 in conformitate cu plansele de prelevare. Pozitia slitului cu latimea de 0,2 mm se executa conform schitei de mai jos - astfel acesta se va executa pe fateta epruvetei opusa punctului marcat langa numerotarea probei, atunci cand proba se afla in pozitia corecta de citire!



	<b>UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMISOARA</b> FACULTATEA DE CONSTRUCTII DISCIPLINA DE PODURI METALICE		STUDIU PILOT METODE DE STABILIRE A SIGURANTEI IN EXPLOATARE A PODURILOR METALICE POD CF PESTE MURES LA ARAD		Plansa 11
	Nume Proiectat: Asis.ing. Edward PETZEK Desenat: Asis.ing. Edward PETZEK Verificat: Prof.dr.ing. Radu BANCILA Ctrl. STAS: Prof.dr.ing. Liviu GADEANU Apröbat: Prof.dr.ing. Radu BANCILA	Semnatura 	Data: Martie 2003 Scara: 2:1 1:1	EPRUVETE DE MECANICA RUPERII - DCVF DIN GRINDA PRINCIPALA (HT) SI ANTRETOAZA (QT)	

## Anexa 4.3

```

11:45:10, 25-Apr-02, FE01-STEELS, TEST      E1, Average 1 2
Fe    C    Si    Mn    P    S    Cr1   Mo    Ni1   Al    B    Co    Cu
98.9  .069  .018  .531  .0085 .0324 .017  .008  .067  .003  .0000 .002  .083
Pb    Ti    V    W    D.I
.0002 .000  .000  .000  .0000

```

**Figura A.4.3. 1** Buletin de analiză spectrală marcaj LT (lonjeron)

```

11:49:13, 25-Apr-02, FE01-STEELS, TEST      F1, Average 1 2
Fe    C    Si    Mn    P    S    Cr1   Mo    Ni1   Al    B    Co    Cu
99.0  .058  .018  .485  .0166 .0585 .014  .008  .037  .004  .0000 .003  .085
Pb    Ti    V    W    D.I
.0002 .000  .000  .000  .0000

```

**Figura A.4.3. 2** Buletin de analiză spectrală marcaj QT (antretoază - talpă)

```

12:01:16, 12-Sep-03, FE01-STEELS, TEST-MEC  P1, Average 1 2
Fe    C    Si    Mn    P    S    Cr1   Mo    Ni1   Al    B    Co    Cu
99.0  .044  .000  .467  .0261 .0447 .012  .007  .036  .004  .0000 .002  .113
Pb    Ti    V    W    D.I
.0002 .000  .000  .001  .0000

```

**Figura A.4.3. 3** Buletin de analiză spectrală marcaj QT-St (antretoază - inimă)

```

12:03:32, 12-Sep-03, FE01-STEELS, TEST-MEC  P2, Average 1 2
Fe    C    Si    Mn    P    S    Cr1   Mo    Ni1   Al    B    Co    Cu
99.1  .056  .000  .493  .0098 .0315 .001  .007  .031  .004  .0000 .002  .104
Pb    Ti    V    W    D.I
.0002 .000  .000  .000  .0000

```

**Figura A.4.3. 4** Buletin de analiză spectrală marcaj HT (grinda principală)

## Anexa 4.4

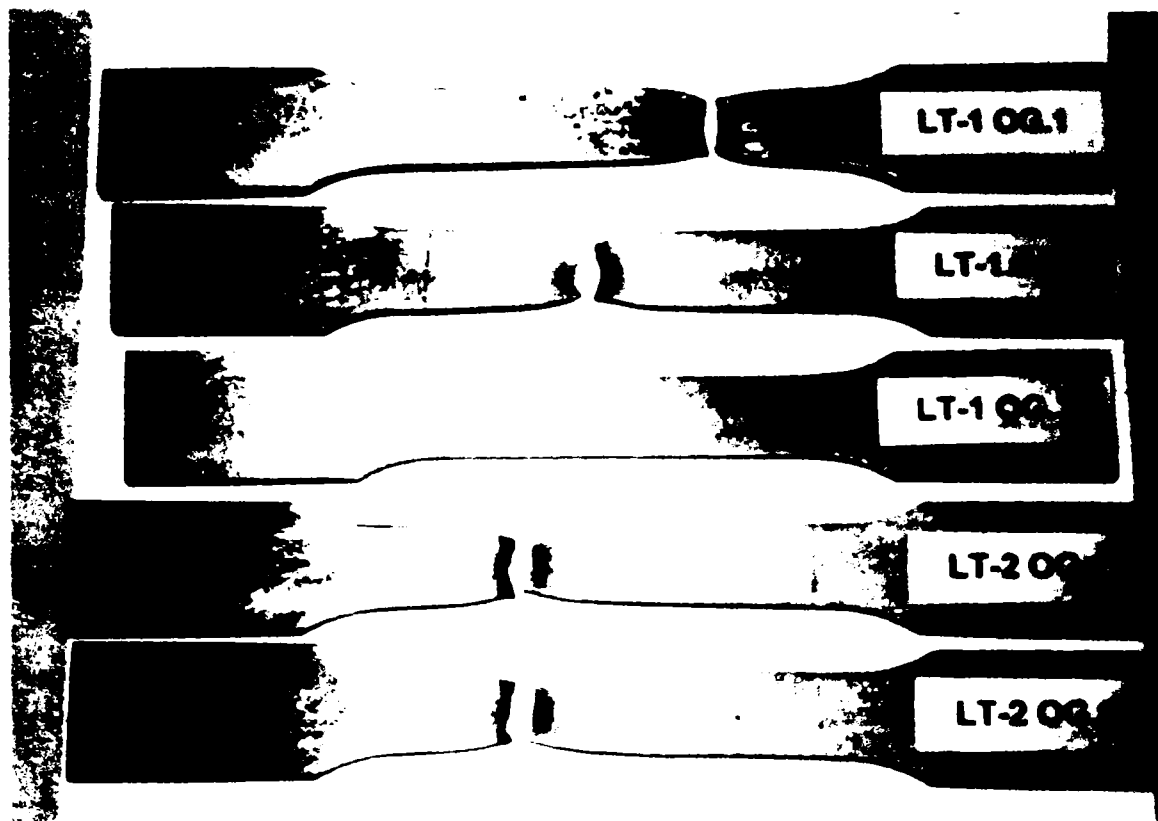


Figura A.4.4. 1 Probele de tracțiune prelevate din lonjeroni după încercare

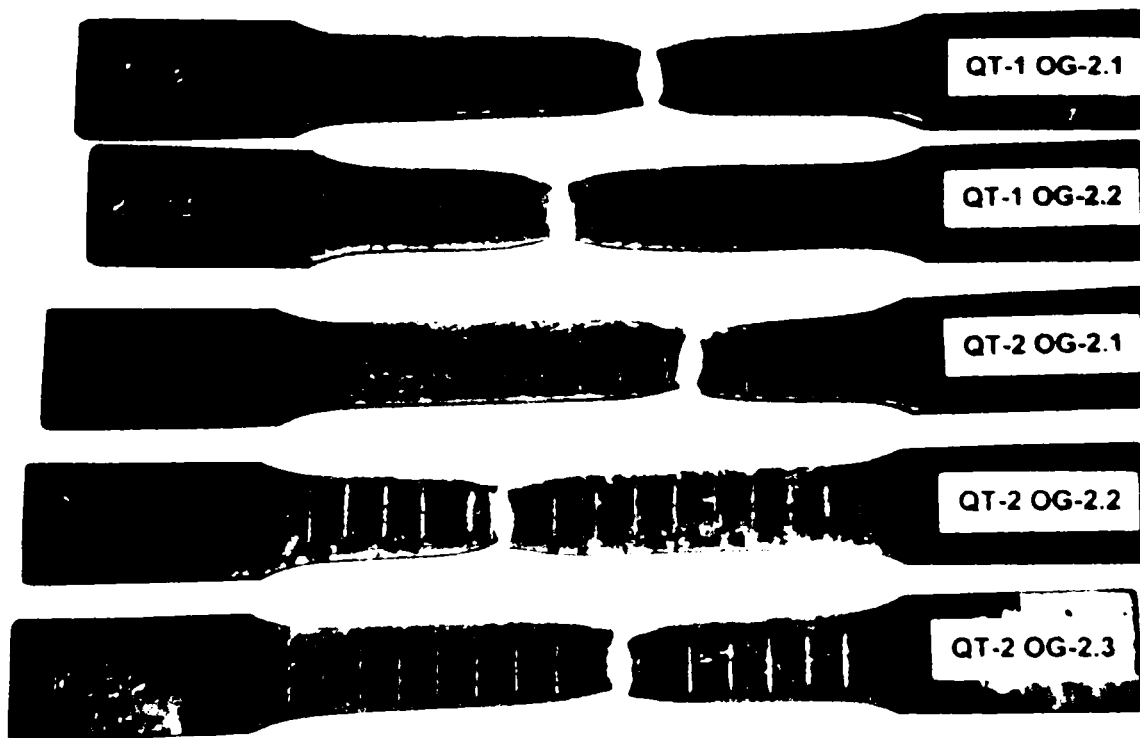


Figura A.4.4. 2 Probele de tracțiune prelevate din antretoază după încercare



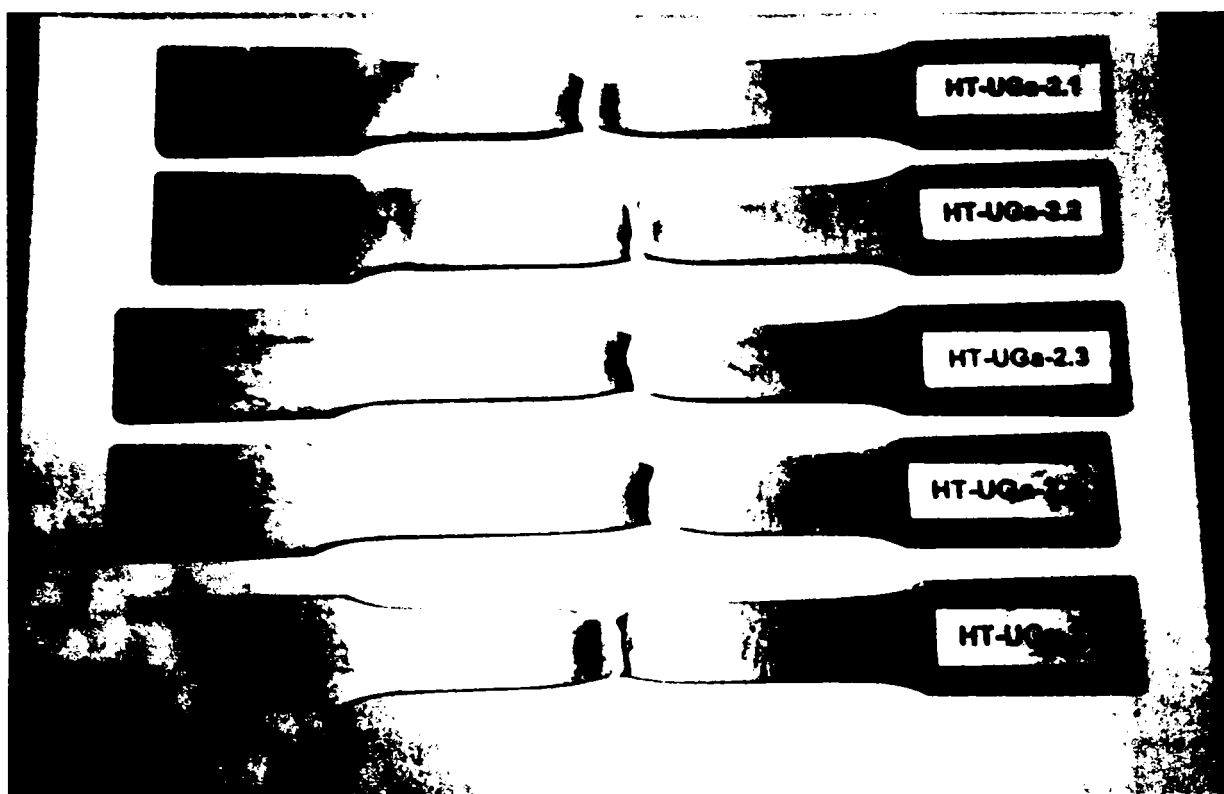


Figura A.4.4. 3 Probele de tracțiune prelevate din grinda principală după încercare

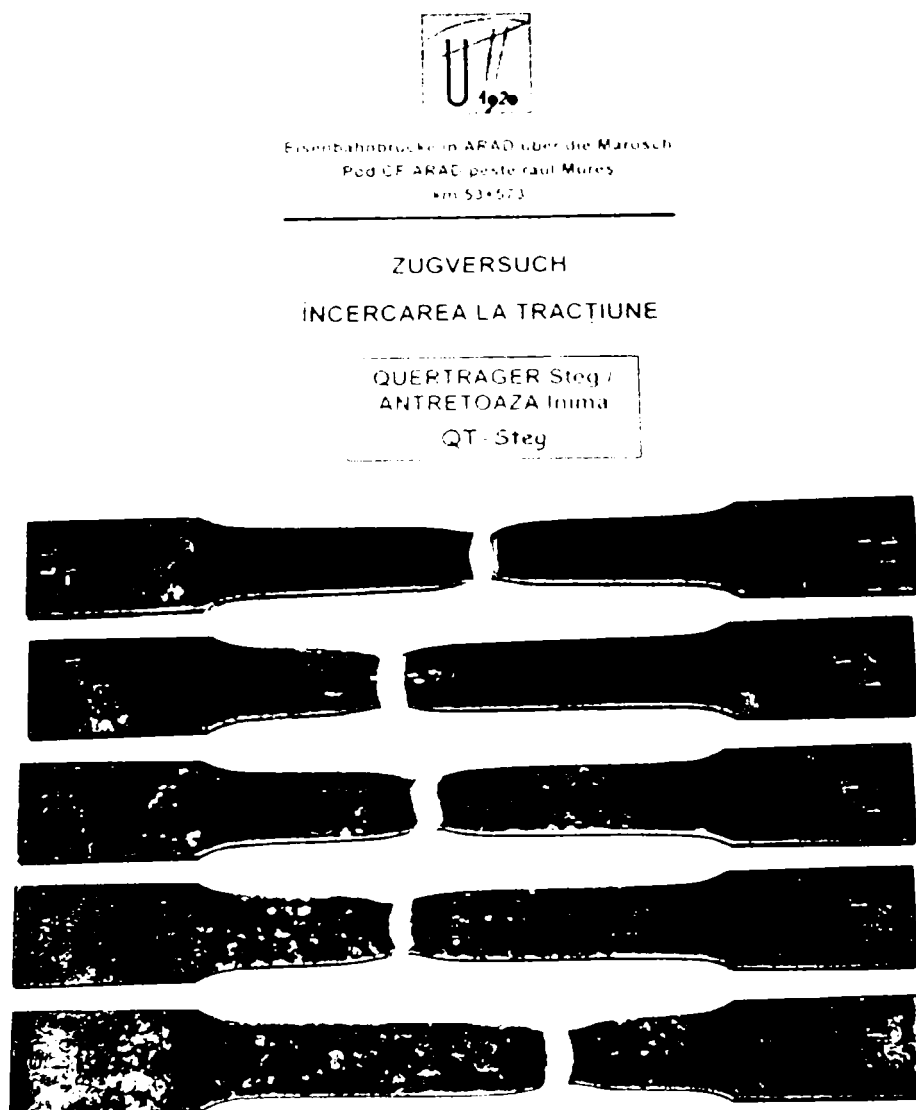


Figura A.4.4. 4 Probele de tracțiune prelevate din antretoază – inimă după încercare

Denumirea probei	Rezistența ultimă la tracțiune $R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	Valori medii $\bar{R}_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\bar{X}_{95}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\bar{X}_{5}$ (N/mm <sup>2</sup> )	Deviația standard $\sigma$ (%)	Scădere $\Delta R_m$ (%)
LT-1 OG.1	303,366	301,83	286,09	9,57	3,17%	0,16
LT-1 OG.2	306,652					0,50
LT-1 OG.3	290,991					-1,13
LT-2 OG.1	314,412					1,31
LT-2 OG.2	293,753					-0,84
QT-1 OG.2.1	257,641	258,56	252,89	3,45	1,33%	-0,27
QT-1 OG.2.2	255,621					-0,85
QT-2 OG.2.1	256,811					-0,51
QT-2 OG.2.2	264,474					1,71
QT-2 OG.2.3	258,267					-0,09
HT-UGa-2.1	313,135	307,48	296,31	6,79	2,21%	0,83
HT-UGa-2.2	312,415					0,73
HT-UGa-2.3	302,936					-0,67
HT-UGa-2.4	297,782					-1,43
HT-UGa-2.5	311,128					0,54
QT-2 St.1	262,89	249,48	236,40	7,95	3,19%	1,69
QT-2 St.2	246,43					-0,38
QT-2 St.3	250,06					0,07
QT-2 St.4	245,23					-0,53
QT-2 St.5	242,77					-0,84

Tabelul A.4.4. 1 Prelucrarea statistică a datelor experimentale – limita de curgere convențională

Denumirea probei	Rezistența ultimă la tracțiune $R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	Valori medii $\bar{R}_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\bar{X}_{95}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\bar{X}_{5}$ (N/mm <sup>2</sup> )	Deviația standard $\sigma$ (%)	Scădere $\Delta R_m$ (%)
LT-1 OG.1	425,284	424,92	410,82	8,57	2,02%	0,04
LT-1 OG.2	432,509					0,89
LT-1 OG.3	416,258					-1,01
LT-2 OG.1	434,237					1,09
LT-2 OG.2	416,296					-1,01
QT-1 OG.2.1	358,726	363,52	354,06	5,75	1,58%	-0,83
QT-1 OG.2.2	356,338					-1,25
QT-2 OG.2.1	368,824					0,92
QT-2 OG.2.2	368,748					0,91
QT-2 OG.2.3	364,945					0,25
HT-UGa-2.1	404,79	406,60	400,33	3,81	0,94%	-0,48
HT-UGa-2.2	411,956					1,41
HT-UGa-2.3	403,334					-0,86
HT-UGa-2.4	403,687					-0,76
HT-UGa-2.5	409,234					0,69
QT-2 St.1	383,38	379,07	374,82	2,58	0,68%	1,67
QT-2 St.2	377,57					-0,58
QT-2 St.3	379,57					0,19
QT-2 St.4	377,64					-0,55
QT-2 St.5	377,19					-0,73

Tabelul A.4.4. 2 Prelucrarea statistică a datelor experimentale – rezistența ultimă la tracțiune

În continuare sunt anexate buletinele de încercare pentru cele 4 serii de epruvete:

26.11.2001 18:07

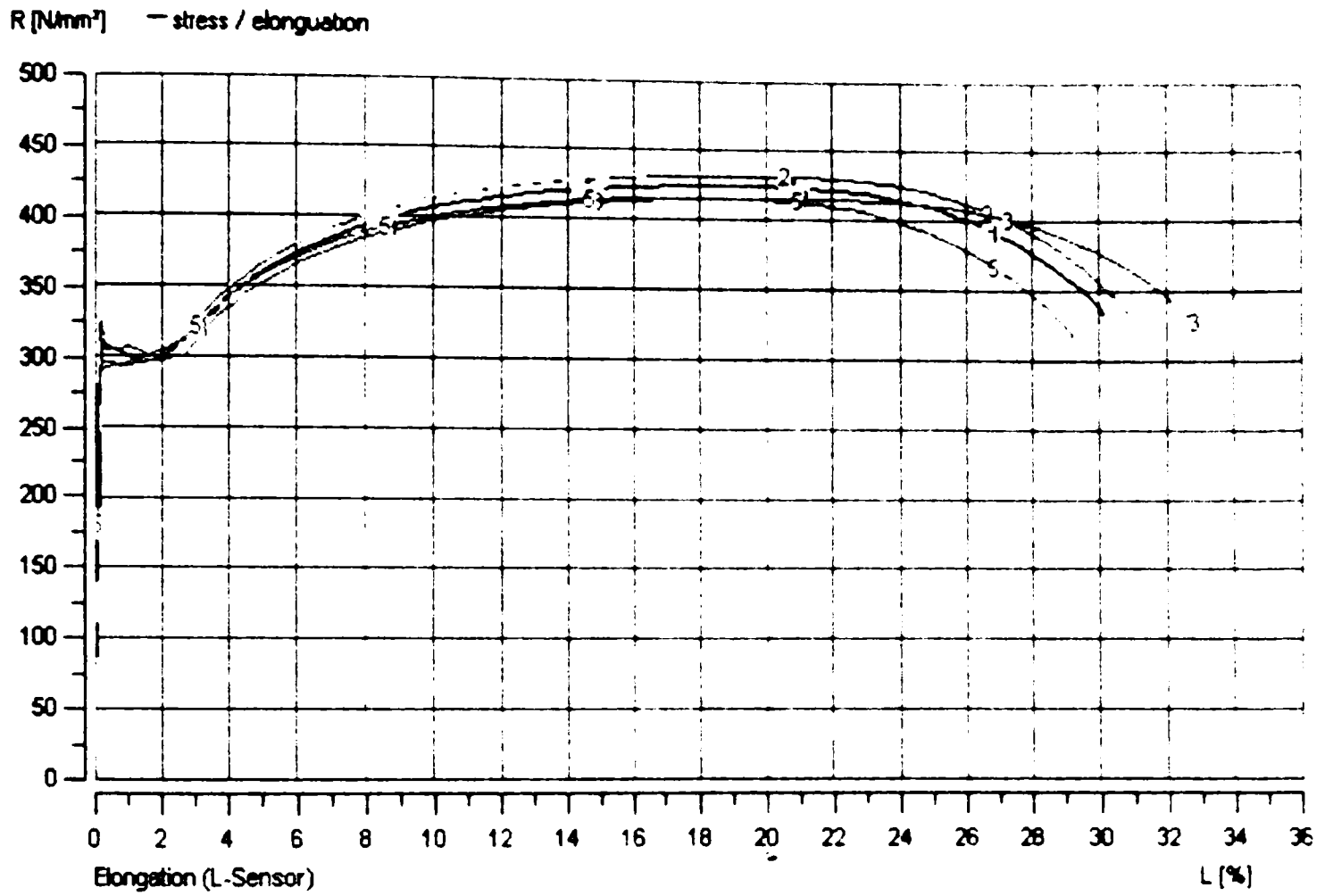
Test identification SR EN 10002-1 Tracti  
 Comment viteza constanta  
 Series identification LT  
 v1 Stress increase speed 20 000 N/mm<sup>2</sup> s  
 v2 Elong. speed yield ran 20.000 N/mm<sup>2</sup> s  
 v3 El. sp. overel. range 20 000 N/mm<sup>2</sup> s

Pk	L0nom mm	L0erm mm	S0 mm	H0 mm	B0 mm	Em/St N/mm	Reh N/mm	Rel N/mm	SGV	LAeh %	LAel %
1	150.911	80.335	195.683	7.933	24.667	164150.8	313.709	297.102	0.738	0.193	1.390
rupere la <1/3L0											
2	151.287	80.336	196.251	7.967	24.633	259372.5	325.959	300.589	0.754	0.169	1.570
rupere normala											
3	151.173	80.280	196.207	7.933	24.733	393653.4	294.386	295.979	0.707	0.539	1.499
rupere normala											
4	151.051	80.297	185.497	7.500	24.733	235881.8	314.783	308.471	0.725	0.170	2.342
epr. nu s-a rupt. rupere ulterioara FARA ach											
5	151.497	80.291	197.600	8.000	24.700	247934.9	295.534	292.784	0.710	0.208	0.797
rupere la <1/3L0											

Pk	LAef %	FRp1 N/mm	FRm kN	Rm N/mm	LAmP %	LAm %	FRr N/mm	LArp %	LAr %	Z %	LAmn mm
1	2.605	303.366	83.221	425.284	18.431	18.665	328.656	30.147	30.322	60.906	54.000
2	1.973	306.652	84.880	432.509	18.942	19.107	331.395	30.810	30.936	60.129	55.200
3	2.535	290.991	81.673	416.258	19.485	19.557	313.339	33.230	33.276	61.516	58.000
4	2.225	314.412	80.550	434.237	19.518	19.688	434.116	20.062	20.232	14.439	46.000
5	1.382	293.753	82.260	416.296	17.722	17.866	343.035	29.199	29.301	61.487	53.900

Pk	LAz %	LAzw %	LAmwp %	LA*p %	LA* %	Ws Nm	Wm Nm	Wr Nm
1	11.716	7.265	22.882	30.147	30.322	5.882	1123.802	1860.055
2	11.868	7.372	23.438	30.810	30.936	5.407	1177.025	1937.288
3	13.745	7.624	25.606	33.230	33.276	24.075	1161.144	2011.989
4	0.544	0.057	20.005	20.062	20.232	5.342	1154.718	1189.872
5	11.477	7.577	21.622	29.199	29.301	7.765	1066.948	1776.204

26.11.2001 18:07



26 11 2001 18 07

Abbreviatio unit	L0nom mm	L0arm mm	S0 mm	H0 mm	B0 mm	Em/St N/mm	Reh N/mm	Rel N/mm	SGV	LAeh %	LAel %
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	151.184	80.308	194.248	7.867	24.693	260198.7	308.874	298.985	0.727	0.256	1.520
Median	151.173	80.297	196.207	7.933	24.700	247934.9	313.709	297.102	0.725	0.193	1.499
Stand.tol.	0.224	0.026	4.943	0.207	0.043	83333.30	13.584	5.991	0.019	0.159	0.552
Variance	0.050	0.001	24.429	0.043	0.002	####	184.520	35.898	0.000	0.025	0.305
Var.coeff.	0.148	0.032	2.544	2.629	0.176	32.027	4.398	2.004	2.674	62.178	36.309
Dif.b.peak	0.586	0.056	12.103	0.500	0.100	229502.6	31.573	15.687	0.046	0.369	1.545
Min value	150.911	80.280	185.497	7.500	24.633	164150.8	294.386	292.784	0.707	0.169	0.797
Max value	151.497	80.336	197.600	8.000	24.733	393653.4	325.959	308.471	0.754	0.539	2.342

Abbreviatio unit	LAef %	FRpl N/mm	FRm kN	Rm N/mm	LAmP %	LAm %	FRr N/mm	LArp %	LAr %	Z %	LAmn mm
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	2.144	301.835	82.517	424.917	18.820	18.977	344.108	28.689	28.813	51.696	53.420
Median	2.225	303.366	82.260	425.284	18.942	19.107	328.656	30.147	30.322	60.906	54.000
Stand.tol.	0.496	9.574	1.638	8.572	0.758	0.740	51.025	5.048	5.014	20.835	4.466
Variance	0.246	91.663	2.682	73.482	0.575	0.548	2603.543	25.482	25.143	434.088	19.942
Var.coeff.	23.110	3.172	1.985	2.017	4.030	3.900	14.828	17.595	17.403	40.303	8.360
Dif.b.peak	1.223	23.421	4.331	17.978	1.796	1.822	121.082	13.168	13.044	47.078	12.000
Min value	1.382	290.991	80.550	416.258	17.722	17.866	313.035	20.062	20.232	14.439	46.000
Max value	2.605	314.412	84.880	434.237	19.518	19.688	434.116	33.230	33.276	61.516	58.000

Abbreviatio unit	LAz %	LAzw %	LAmwp %	LA*p %	LA* %	Ws Nm	Wm Nm	Wr Nm
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	9.870	5.979	22.710	28.689	28.813	9.694	1136.727	1755.081
Median	11.716	7.372	22.882	30.147	30.322	5.882	1154.718	1860.053
Stand.tol.	5.291	3.314	2.088	5.048	5.014	8.099	43.532	327.920
Variance	27.993	10.981	4.361	25.482	25.143	65.596	1894.999	1075.318
Var.coeff.	53.607	55.425	9.196	17.595	17.403	83.547	3.830	18.684
Dif.b.peak	13.201	7.567	5.601	13.168	13.044	18.732	110.078	822.117
Min value	0.544	0.057	20.005	20.062	20.232	5.342	1066.948	1189.872
Max value	13.745	7.624	25.606	33.230	33.276	24.075	1177.025	2011.989

27.11.2001 09:19

Test identification SR EN 10002-1 Tracti  
 Comment viteza constanta  
 Series identification QT  
 Pr Stress increase speed 20.000 N/mm<sup>2</sup> s  
 Pa1 Elong. speed yield ran 20.000 N/mm<sup>2</sup> s  
 Pa2 El. sp. overel. range 20.000 N/mm<sup>2</sup> s

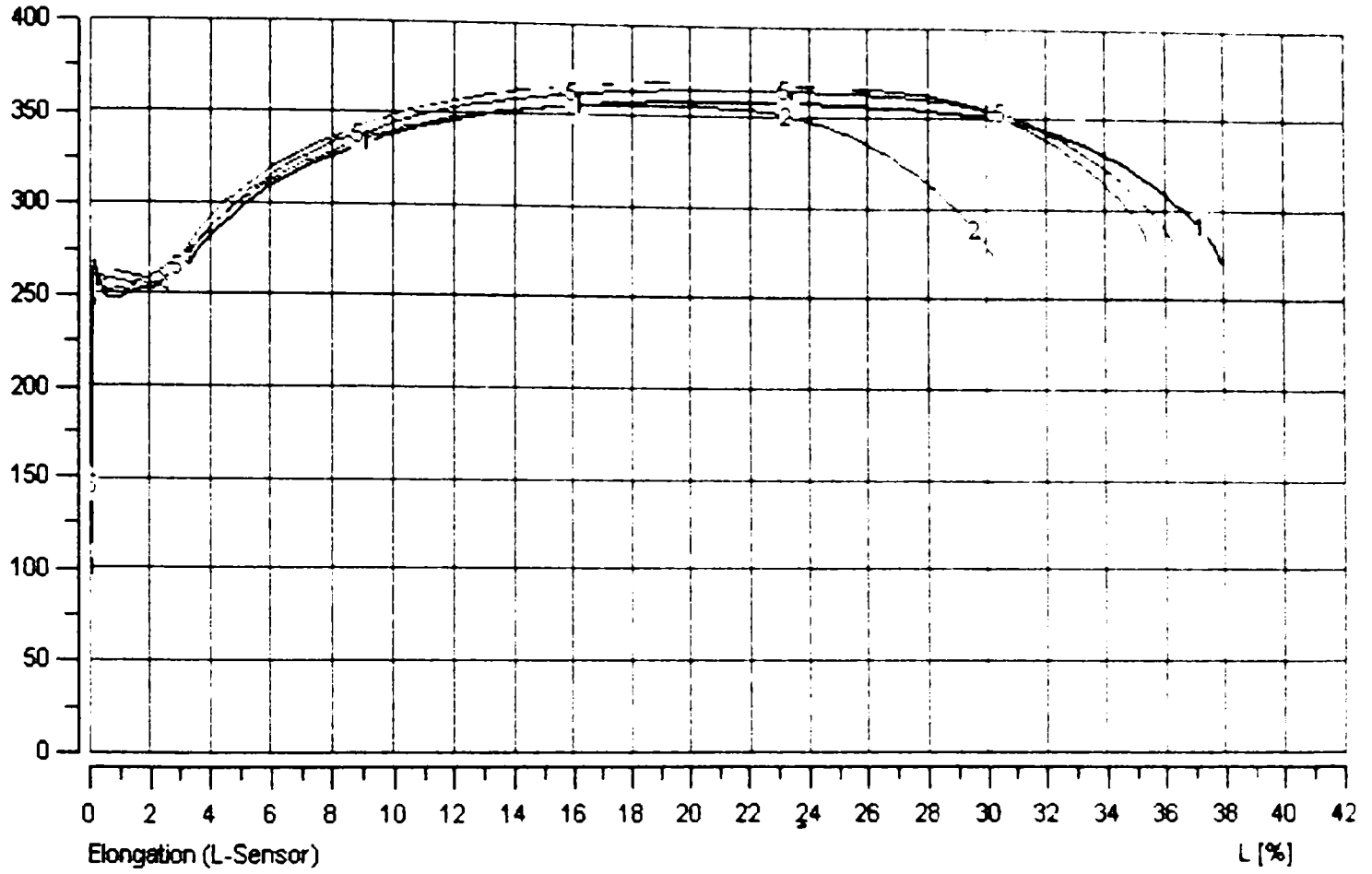
Pk	L0nom mm	L0erm mm	S0 mm	H0 mm	B0 mm	Em/St N/mm	Reh N/mm	Rel N/mm	SGV	LAeh %	LAel %
1	181.312	100.019	294.880	9.700	30.400	202906.6	267.671	249.449	0.746	0.147	1.263
rupere normala											
2	181.850	100.130	298.900	9.800	30.500	254758.1	262.677	250.866	0.737	0.188	1.126
rupere normala											
3	182.004	100.017	295.850	9.700	30.500	231504.1	266.001	255.369	0.721	0.116	2.599
rupere la <1/3L0											
4	181.672	100.082	297.893	9.767	30.500	224551.7	267.849	262.919	0.726	0.193	2.051
rupere normala											
5	181.764	100.046	298.900	9.800	30.500	236079.7	266.916	255.255	0.731	0.142	1.211
rupere normala											

Pk	LAef %	FRp1 N/mm	FRm kN	Rm N/mm	LAmp %	LAm %	FRr N/mm	LArp %	LAr %	Z %	LAmn mm
1	2.519	257.641	105.781	358.726	20.900	21.061	270.313	37.752	37.870	64.087	87.000
2	2.415	255.621	106.509	356.338	18.561	18.698	268.653	30.210	30.313	63.383	81.000
3	2.523	256.811	109.117	368.824	21.038	21.163	281.330	35.225	35.312	63.140	86.000
4	2.832	264.474	109.848	368.748	21.730	21.884	276.268	38.535	38.648	65.010	89.000
5	2.936	258.267	109.082	364.945	21.313	21.456	276.784	36.221	36.326	62.906	87.000

Pk	LAz %	LAzw %	LAmwp %	LA*p %	LA* %	Ws Nm	Wm Nm	Wr Nm
1	16.853	7.491	30.261	37.752	37.870	7.455	2009.569	3704.842
2	11.650	7.496	22.714	30.210	30.313	10.697	1795.788	2961.779
3	14.187	7.181	28.044	35.225	35.312	6.573	2089.858	3560.984
4	16.806	7.715	30.821	38.535	38.648	11.182	2181.335	3932.893
5	14.908	7.307	28.914	36.221	36.326	7.632	2120.719	3665.650

27.11.2001 09:19

R [N/mm<sup>2</sup>] — stress / elongation



27.11.2001 09:19

Abbreviation unit	L0nom mm	L0erm mm	S0 mm	H0 mm	B0 mm	Em/St N/mm <sub>2</sub>	Reh N/mm <sub>2</sub>	Rel N/mm <sub>2</sub>	SGV	LAeh %	LAel %
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	181.720	100.059	297.285	9.753	30.480	229960.0	266.223	254.772	0.732	0.157	1.650
Median	181.764	100.046	297.893	9.767	30.500	231504.1	266.916	255.255	0.731	0.147	1.263
Stand.tol.	0.259	0.048	1.832	0.051	0.045	18814.33	2.112	5.257	0.010	0.033	0.648
Variance	0.067	0.002	3.357	0.003	0.002	####	4.461	27.639	0.000	0.001	0.420
Var.coeff.	0.143	0.048	0.616	0.519	0.147	8.182	0.793	2.064	1.321	20.878	39.259
Dif.b.peak	0.692	0.113	4.020	0.100	0.100	51851.50	5.172	13.470	0.025	0.078	1.472
Min value	181.312	100.017	294.880	9.700	30.400	202906.6	262.677	249.449	0.721	0.116	1.126
Max value	182.004	100.130	298.900	9.800	30.500	254758.1	267.849	262.919	0.746	0.193	2.599

Abbreviation unit	LAef %	FRpl N/mm <sub>2</sub>	FRm kN	Rm N/mm <sub>2</sub>	LAmP %	LAm %	FRr N/mm <sub>2</sub>	LArp %	LAr %	Z %	LAmn mm
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	2.645	258.563	108.067	363.516	20.708	20.852	274.670	35.589	35.694	63.705	86.000
Median	2.523	257.641	109.082	364.945	21.038	21.163	276.268	36.221	36.326	63.383	87.000
Stand.tol.	0.225	3.450	1.800	5.746	1.242	1.246	5.162	3.272	3.277	0.853	3.000
Variance	0.051	11.900	3.239	33.017	1.542	1.553	26.643	10.706	10.741	0.727	9.000
Var.coeff.	8.525	1.334	1.665	1.581	5.996	5.976	1.879	9.194	9.182	1.339	3.488
Dif.b.peak	0.521	8.853	4.067	12.487	3.169	3.186	12.677	8.325	8.335	2.103	8.000
Min value	2.415	255.621	105.781	356.338	18.561	18.698	268.653	30.210	30.313	62.906	81.000
Max value	2.936	264.474	109.848	368.824	21.730	21.884	281.330	38.535	38.648	65.010	89.000

Abbreviation unit	LAz %	LAzw %	LAmwp %	LA*p %	LA* %	Ws Nm	Wm Nm	Wr Nm
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	14.880	7.438	28.151	35.589	35.694	8.708	2039.454	3565.230
Median	14.908	7.491	28.914	36.221	36.326	7.632	2089.858	3665.650
Stand.tol.	2.151	0.204	3.230	3.272	3.277	2.084	149.617	363.635
Variance	4.629	0.041	10.433	10.706	10.741	4.341	22385.28	132230.7
Var.coeff.	14.458	2.738	11.474	9.194	9.182	23.927	7.336	10.199
Dif.b.peak	5.203	0.533	8.106	8.325	8.335	4.609	385.547	971.114
Min value	11.650	7.181	22.714	30.210	30.313	6.573	1795.788	2961.779
Max value	16.853	7.715	30.821	38.535	38.648	11.182	2181.335	3932.893



27.11.2001 10:14

Test identification SR EN 10002-1 Tractiune otel, epruvete plate (2)  
Comment viteza constanta  
Series identification HG-UG  
Vr Stress increase speed 20.000 N/mm<sup>2</sup> s  
Va1 Elong speed yield ran 20.000 N/mm<sup>2</sup> s  
Va2 El. sp. overel. range 20.000 N/mm<sup>2</sup> s

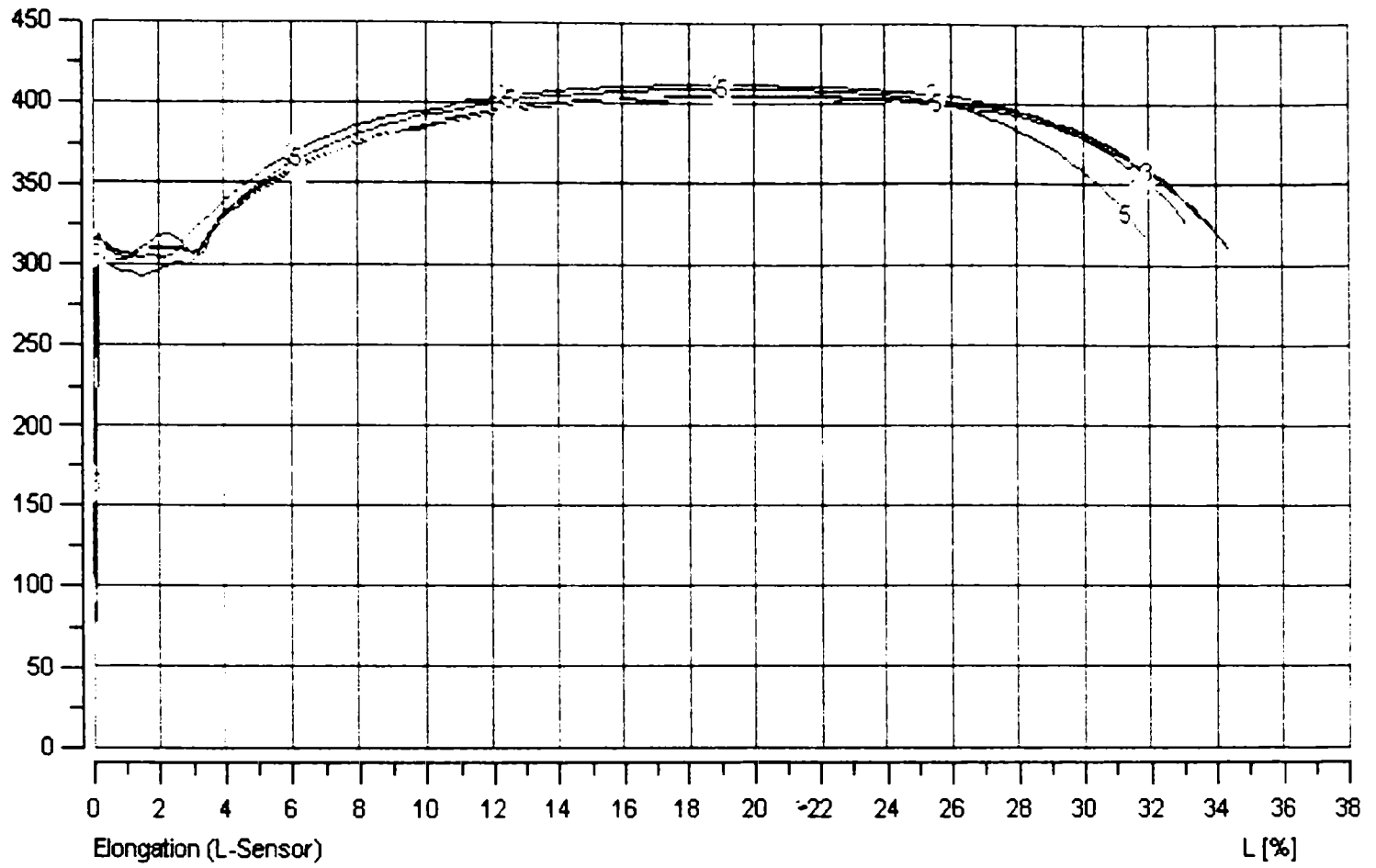
Pk	L0nom mm	L0erm mm	S0 mm	H0 mm	B0 mm	Em/St N/mm	Reh N/mm	Rel N/mm	SGV	LAeh %	LAel %
1	181.966	100.073	306.000	10.000	30.600	304808.1	318.250	303.471	0.786	0.103	3.128
rupere normala											
2	181.312	100.118	306.000	10.000	30.600	247162.7	316.608	301.901	0.769	0.134	2.198
rupere normala											
3	181.129	100.087	310.000	10.000	31.000	239674.0	310.034	291.524	0.769	0.187	1.513
rupere normala											
4	181.020	100.102	309.000	10.000	30.900	219520.5	318.191	299.822	0.788	0.128	0.719
rupere normala											
5	181.046	100.098	305.330	10.000	30.533	196241.0	322.154	299.534	0.787	0.188	3.221
rupere normala											

Pk	LAef %	FRp1 N/mm	FRm kN	Rm N/mm	LAmP %	LAm %	FRr N/mm	LArp %	LAr %	Z %	LAmn mm
1	3.042	313.135	123.866	404.790	19.537	19.656	308.879	34.315	34.402	62.632	84.000
2	3.682	312.415	126.059	411.956	18.860	19.015	323.896	33.038	33.157	59.324	85.000
3	2.786	302.936	125.034	403.334	19.860	20.027	308.074	34.219	34.346	60.684	85.000
4	3.513	297.782	124.739	403.687	19.293	19.465	307.882	33.342	33.471	61.694	84.000
5	3.085	311.128	124.951	409.234	18.712	18.904	312.989	31.835	31.978	62.550	84.000

Pk	LAz %	LAzw %	LAmwp %	LA*p %	LA* %	Ws Nm	Wm Nm	Wr Nm
1	14.778	7.197	27.118	34.315	34.402	5.964	2227.798	3969.833
2	14.178	6.912	26.125	33.038	33.157	7.692	2189.698	3895.349
3	14.359	7.294	26.924	34.219	34.346	11.804	2283.705	3988.404
4	14.049	7.213	26.129	33.342	33.471	6.571	2222.053	3884.816
5	13.123	6.939	24.896	31.835	31.978	11.765	2152.709	3706.020

27.11.2001 10.14

R [N/mm<sup>2</sup>] — stress / elongation



27.11.2001 10:14

Abbreviatio unit	L0nom mm	L0erm mm	S0 mm	H0 mm	B0 mm	Em/St N/mm <sub>2</sub>	Reh N/mm <sub>2</sub>	Rel N/mm <sub>2</sub>	SGV	LAeh %	LAel %
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	181.294	100.096	307.266	10.000	30.727	241481.3	317.047	299.251	0.780	0.148	2.156
Median	181.129	100.098	306.000	10.000	30.600	239674.0	318.191	299.822	0.786	0.134	2.198
Stand.tol.	0.392	0.017	2.088	0.000	0.209	40542.55	4.422	4.608	0.010	0.038	1.068
Variance	0.154	0.000	4.359	0.000	0.044	####.###	19.552	21.235	0.000	0.001	1.140
Var.coeff.	0.216	0.017	0.679	0.000	0.679	16.789	1.395	1.540	1.310	25.604	49.524
Dif.b.peak	0.946	0.044	4.670	0.000	0.467	108567.1	12.120	11.947	0.020	0.085	2.502
Min value	181.020	100.073	305.330	10.000	30.533	196241.0	310.034	291.524	0.769	0.103	0.719
Max value	181.966	100.118	310.000	10.000	31.000	304808.1	322.154	303.471	0.788	0.188	3.221

Abbreviatio unit	LAef %	FRpl N/mm <sub>2</sub>	FRm kN	Rm N/mm <sub>2</sub>	LAm %	FRr N/mm <sub>2</sub>	LArp %	LAr %	Z %	LAm mm
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	3.222	307.479	124.930	406.600	19.252	19.413	312.344	33.350	33.471	61.377
Median	3.085	311.128	124.951	404.790	19.293	19.465	308.879	33.342	33.471	61.694
Stand.tol.	0.366	6.789	0.783	3.810	0.474	0.462	6.783	1.010	0.995	1.391
Variance	0.134	46.088	0.614	14.514	0.224	0.214	46.004	1.020	0.990	1.936
Var.coeff.	11.372	2.208	0.627	0.937	2.461	2.382	2.172	3.029	2.973	2.267
Dif.b.peak	0.896	15.353	2.193	8.622	1.148	1.122	16.014	2.481	2.424	3.307
Min value	2.786	297.782	123.866	403.334	18.712	18.904	307.882	31.835	31.978	59.324
Max value	3.682	313.135	126.059	411.956	19.860	20.027	323.896	34.315	34.402	62.632

Abbreviatio unit	LAz %	LAzw %	LAmwp %	LA*p %	LA* %	Ws Nm	Wm Nm	Wr Nm
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	14.097	7.111	26.238	33.350	33.471	8.759	2215.192	3888.884
Median	14.178	7.197	26.129	33.342	33.471	7.692	2222.053	3895.349
Stand.tol.	0.610	0.174	0.876	1.010	0.995	2.830	48.616	111.752
Variance	0.373	0.030	0.768	1.020	0.990	8.010	2363.522	12488.61
Var.coeff.	4.330	2.441	3.340	3.029	2.973	32.312	2.195	2.874
Dif.b.peak	1.655	0.382	2.222	2.481	2.424	5.840	130.996	282.384
Min value	13.123	6.912	24.896	31.835	31.978	5.964	2152.709	3706.020
Max value	14.778	7.294	27.118	34.315	34.402	11.804	2283.705	3988.404

04.09.2003 20:31

Test identification SR EN 10002-1\_Plate  
 Comment viteza constanta  
 Series identification QT-St.

Free input 1  
 Free input 2  
 Free input 3  
 remark after test

otel vechi 1912 - po

No. Current number

1

Es1 100.00 N/mm<sup>2</sup>  
 Es2 150.00 N/mm<sup>2</sup>

rupere normala

Pk	L0nom mm	L0erm mm	S0 mm	H0 mm	B0 mm	E-Mod kN/mm <sup>2</sup>	Reh N/mm <sup>2</sup>	Rel N/mm <sup>2</sup>	SGV	LAeh %	LAel %
1	155.85	100.66	309.00	10.00	30.90	205.38	269.31	255.51	0.70	0.15	1.40
2	157.44	100.81	310.62	10.02	31.00	203.04	256.07	249.29	0.68	0.14	0.48
3	155.09	100.69	310.10	10.00	31.01	400.13	255.41	248.87	0.67	0.12	1.33
4	157.94	100.92	308.96	9.96	31.02	236.33	249.45	246.02	0.66	0.17	0.56
5	158.46	100.86	311.09	10.03	31.01	180.04	248.88	248.70	0.66	0.37	1.18

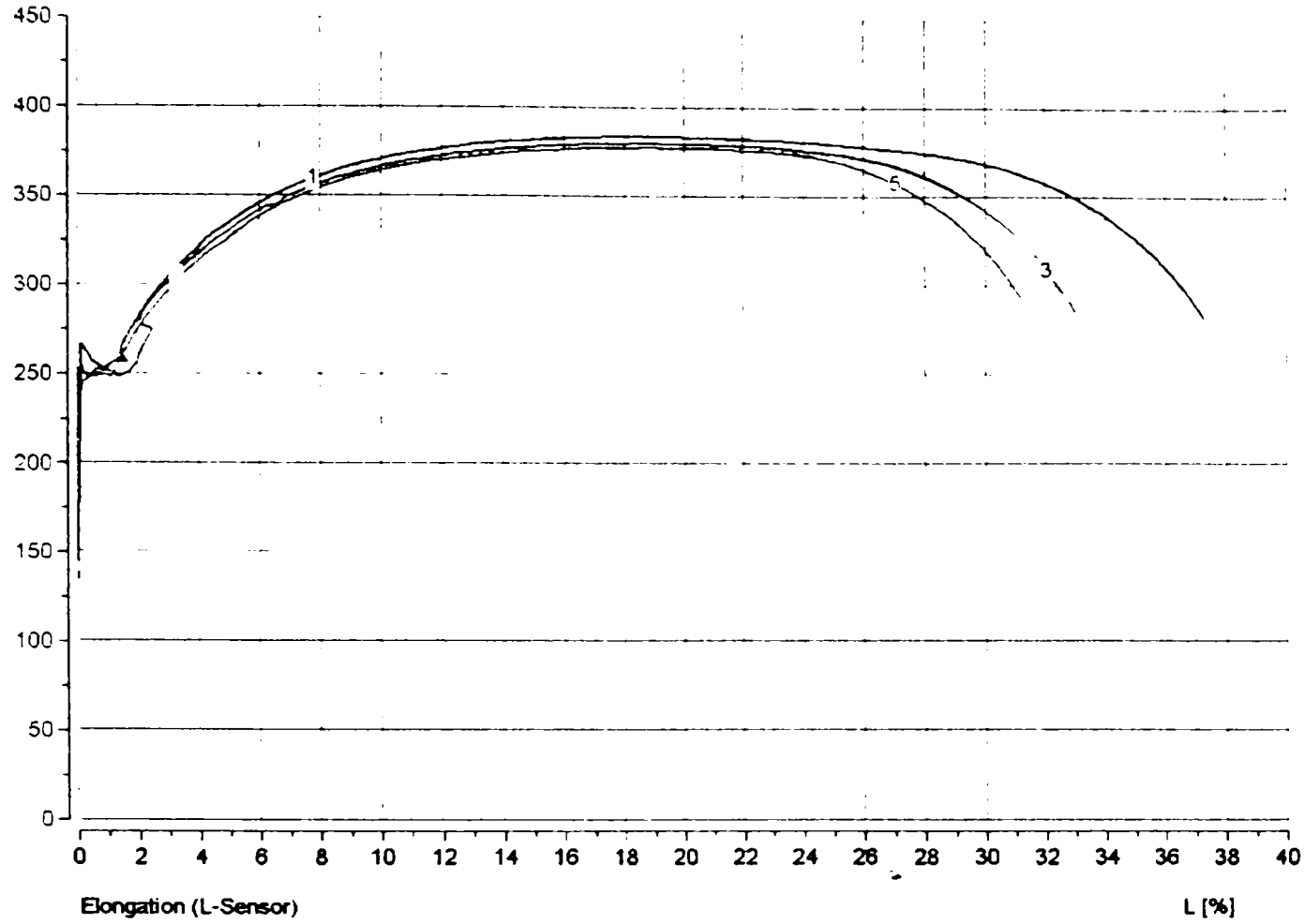
Pk	LAef %	Rp 02 N/mm <sup>2</sup>	Fmax kN	Rm N/mm <sup>2</sup>	Ag %	Agt %	FRr N/mm <sup>2</sup>	A %	At %	Z %	LAz %
1	1.29	262.89	118.46	383.38	18.26	18.43	278.53	37.25	37.37	63.47	18.99
2	1.35	246.43	117.28	377.57	18.90	19.06	294.93	32.37	32.50	63.50	13.47
3	1.68	250.06	117.70	379.57	18.87	18.96	283.28	32.96	33.02	63.43	14.09
4	0.90	245.23	116.68	377.64	18.63	18.78	287.91	32.81	32.92	63.30	14.18
5	1.07	242.77	117.34	377.19	18.82	19.00	289.24	31.17	31.31	63.55	12.35

Pk	LAzw %	LAmwp mm	LA*p mm	LA* mm	Ws Nm	Wm Nm	Wr Nm
1	8.51	28.93	38.33	38.46	7.60	2000.18	4136.900
2	6.64	25.94	33.16	33.29	7.43	2052.24	3568.664
3	7.42	25.71	33.84	33.91	7.11	2042.27	3622.119
4	7.26	25.78	33.61	33.73	9.29	2009.83	3593.469
5	6.88	24.51	31.85	31.99	23.92	2044.80	3426.227

rupere normala

04.09.2003 20:31

R [N/mm<sup>2</sup>] 1 stress / elongation



04.09.2003 20:31

Abbreviation unit	L0nom mm	L0erm mm	S0 mm	H0 mm	B0 mm	E-Mod kN/mm	Reh N/mm	Rel N/mm	SGV	LAch %	LAel %
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	156.96	100.79	309.95	10.00	30.99	244.99	255.83	249.68	0.67	0.19	0.99
Median	157.44	100.81	310.10	10.00	31.01	205.38	255.41	248.87	0.67	0.15	1.18
Stand.to l.	1.43	--	--	--	--	89.01	8.23	3.50	0.02	0.10	0.44
Variance	2.04	--	--	--	--	7922.97	67.72	12.28	0.00	0.01	0.19
Var. coeff.	0.91	--	--	--	--	36.33	3.22	1.40	2.57	53.63	44.34
span width	3.36	--	--	--	--	220.10	20.43	9.49	0.04	0.25	0.92
Min value	155.09	100.66	308.96	9.96	30.90	180.04	248.88	246.02	0.66	0.12	0.48
Max value	158.46	100.92	311.09	10.03	31.02	400.13	269.31	255.51	0.70	0.37	1.40

Abbreviation unit	LAef %	Rp 02 N/mm	Fmax kN	Rm N/mm	Ag %	Agt %	FRr N/mm	A %	At %	Z %	LAz %
No. result	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Average	1.26	249.47	117.49	379.07	18.70	18.85	286.78	33.31	33.43	63.45	14.62
Median	1.29	246.43	117.34	377.64	18.82	18.96	287.91	32.81	32.92	63.47	14.09
Stand.to l.	0.30	--	--	--	--	--	6.21	--	--	0.09	2.55
Variance	0.09	--	--	--	--	--	38.52	--	--	0.01	6.52
Var. coeff.	23.47	--	--	--	--	--	2.16	--	--	0.15	17.46
span width	0.78	--	--	--	--	--	16.40	--	--	0.25	6.64
Min value	0.90	242.77	116.68	377.19	18.26	18.43	278.53	31.17	31.31	63.30	12.35
Max value	1.68	262.89	118.46	383.38	18.90	19.06	294.93	37.25	37.37	63.55	18.99

Abbreviation unit	LAzw %	LAmwp mm	LA*p mm	LA* mm	Ws Nm	Wm Nm	Wr Nm
No. result	5	5	5	5	5	5	5
Average	7.34	26.17	34.16	34.27	11.07	2029.86	3669.476
Median	7.26	25.78	33.61	33.73	7.60	2042.27	3593.469
Stand.to l.	0.72	1.64	2.46	2.46	7.23	23.24	271.955
Variance	0.52	2.70	6.04	6.03	52.29	540.07	73959.51
Var. coeff.	9.83	6.28	7.19	7.17	65.31	1.14	7.411
span width	1.87	4.43	6.48	6.47	16.80	52.06	710.673
Min value	6.64	24.51	31.85	31.99	7.11	2000.18	3426.227
Max value	8.51	28.93	38.33	38.46	23.92	2052.24	4136.900

## Anexa 4.5

## Rezultatele încercărilor de duritate Brinell

Locul de prelevare:	Nr. amprentă	d	Duritate Brinell HB	Valoare informativă a rezistenței la rupere
<i>Deschiderea a 3-a</i> L = 51,42 m	1	1929	125	4500 daN/cm <sup>2</sup>
	2	1328	125	
	3	1338	123	
	4	1264	139	
	5	1277	136	
	6	1278	136	
	Val. medie	1302	130,6	
C <sub>v</sub>	2,5	5,4		
C <sub>0</sub>	0,94	0,86		
Interv. de siguranță cu P = 95%	1287 - 1334	127,7 - 133,5		

Anexa 4.6

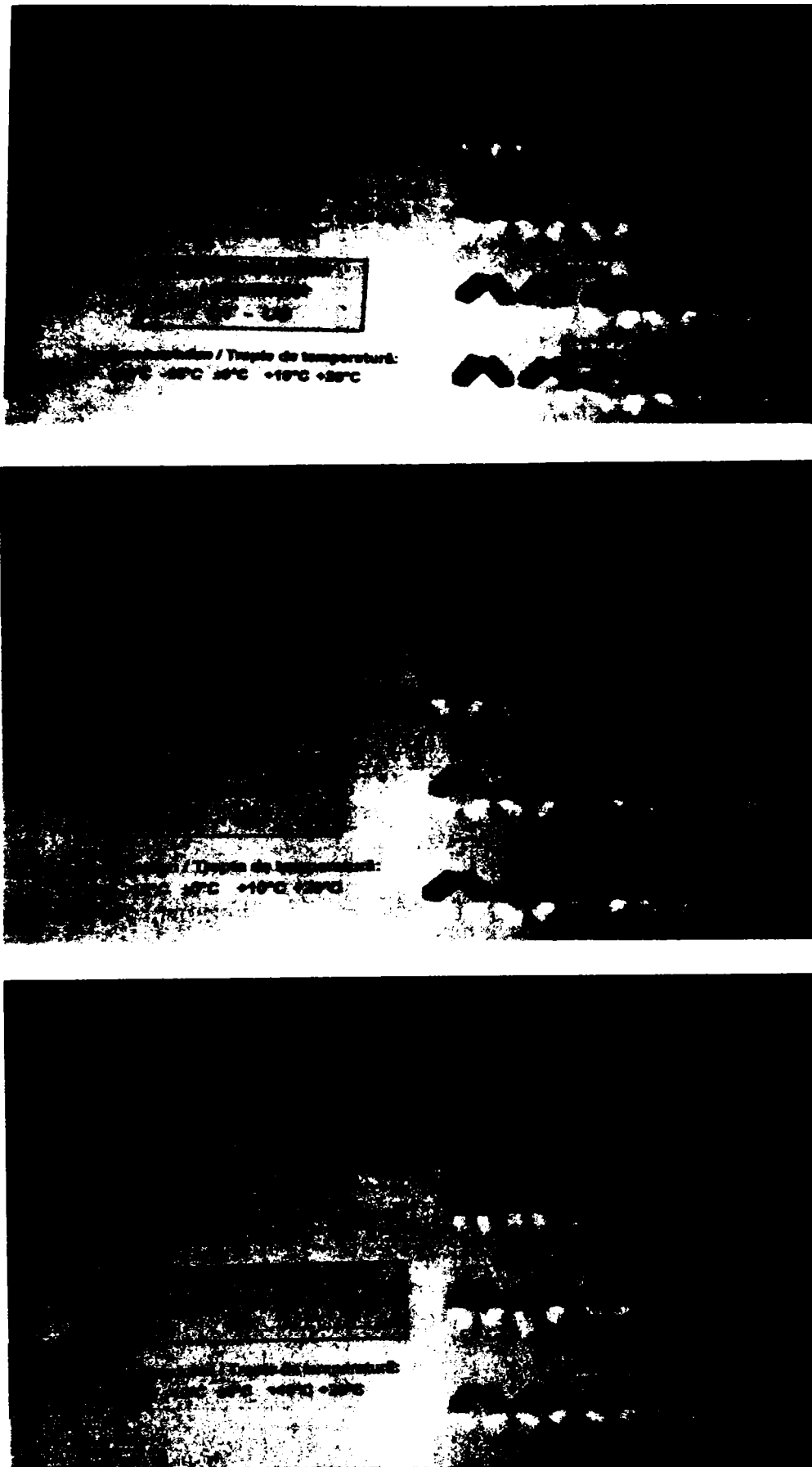


Figura A.4.6. 1 Probele Charpy V rupte



Studiu Pilot TUM-UPT  
ÎNCERCAREA LA ÎNCOVOIERE PRIN ȘOC

(Probe Charpy "V")

Nr. probă	Tipul de probă	Energia de impact T107	Amplitudina răsunetului KV/20 L1	Energia de impact KV/100 L1	h			b			Energia absorbită J	Eficiență %	
					h <sub>1</sub>	h <sub>2</sub>	h <sub>3</sub>	b <sub>1</sub>	b <sub>2</sub>	b <sub>3</sub>			
1	LT-2	-20	8	10	1,99	7,50	8,01	60	8,0	7,0	56,0	93%	
2	LT-2		7	8	2,01	7,51	7,99	60	7,7	6,9	53,1	89%	
3	LT-2		10	12	1,99	7,51	8,01	60	7,7	6,8	52,4	87%	
4	LT-2		10	12	1,99	7,51	8,01	60	7,9	7,0	55,3	92%	
5	LT-2	-10	11	13	1,98	7,51	8,02	60	8,0	6,3	50,4	84%	
6	LT-2		96	115	2,01	7,51	7,99	60	5,7	5,7	32,5	64%	
7	LT-2		75	90	2,01	7,51	7,99	60	1,7	3,5	6,0	10%	
8	LT-2		33	40	1,98	7,51	8,02	60	5,7	5,2	29,6	49%	
9	LT-2	±0	15	18	1,99	7,51	8,01	60	0,0	0,0	0,0	0%	
10	LT-2		13	16	1,98	7,51	8,02	60	6,7	5,6	37,5	62%	
11	LT-2		29	35	1,98	7,51	8,02	60	5,5	4,5	24,8	41%	
12	LT-2		118	142	1,98	7,51	8,02	60	0,0	0,0	0,0	ERROR	
13	LT-2	±0	77	92	1,98	7,51	8,02	60	4,0	3,4	13,6	23%	
44	LT-1		15	18	2,00	7,51	8,00	60	6,4	6,4	41,0	68%	
45	LT-1		33	40	1,99	7,52	8,01	60	4,4	5,4	23,8	39%	
14	QT-1		-20	9	11	1,98	7,51	8,02	60	7,4	6,5	48,1	80%
15	QT-1	9		11	1,98	7,51	8,02	60	7,1	6,5	46,2	77%	
16	QT-1	10		12	1,99	7,51	8,01	60	7,4	7,0	51,8	86%	
17	QT-1	12		14	1,99	7,51	8,01	60	7,0	6,9	48,3	80%	
18	QT-1	-10	9	11	2,00	7,50	8,00	60	7,1	6,5	46,2	77%	
19	QT-1		42	50	1,99	7,51	8,01	60	5,0	5,4	27,0	46%	
20	QT-1		14	17	2,01	7,51	7,99	60	6,4	6,0	38,4	64%	
21	QT-1		15	18	1,99	7,51	8,01	60	6,5	5,5	35,8	60%	
22	QT-1	±0	26	31	1,98	7,51	8,02	60	5,5	5,5	30,3	50%	
23	QT-1		14	17	1,98	7,51	8,02	60	6,4	5,5	35,2	60%	
24	QT-1		34	41	2,01	7,52	7,99	60	4,3	5,3	22,8	38%	
25	QT-1		39	47	1,99	7,51	8,01	60	4,7	5,0	23,5	39%	
26	QT-1	±0	31	37	1,99	7,51	8,01	60	5,4	5,7	30,8	51%	
27	QT-1		14	17	1,99	7,50	8,01	60	5,9	5,9	34,8	60%	
28	QT-1		45	54	2,00	7,51	8,00	60	4,2	4,5	18,9	31%	
29	QT-2		+10	99	119	1,99	7,51	8,01	60	0,0	0,0	0,0	0%
30	QT-2	47		56	1,99	7,50	8,01	60	6,0	2,5	15,0	26%	
31	QT-2	104		125	2,00	7,52	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
32	QT-2	74		89	2,01	7,51	7,99	60	2,0	2,5	5,0	8%	
33	QT-2	+20	96	115	2,00	7,50	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
34	QT-2		83	100	2,00	7,51	8,00	60	2,0	4,0	8,0	13%	
35	QT-2		91	109	2,00	7,51	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
36	QT-2		100	120	2,00	7,50	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
37	QT-2	+10	66	79	1,99	7,51	8,01	60	1,5	2,5	3,8	6%	
38	QT-2		96	115	2,00	7,51	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
46	LT-1		+10	110	132	2,00	7,51	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%
47	LT-1			71	85	2,00	7,51	8,00	60	2,0	2,5	5,0	8%
48	LT-1	67		80	2,00	7,52	8,00	60	2,0	3,5	7,0	12%	
49	LT-1	93		112	2,00	7,51	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
50	LT-1	+20	105	126	2,00	7,52	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
51	LT-1		81	97	1,98	7,52	8,02	60	1,5	2,0	3,0	5%	
52	LT-1		90	108	2,00	7,51	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
53	LT-1		95	114	1,99	7,50	8,01	60	1,5	3,5	5,3	9%	
54	LT-1	+20	89	107	2,01	7,50	7,99	60	1,5	4,5	6,8	11%	
55	LT-1		90	108	2,01	7,51	7,99	60	0,0	0,0	0,0	0%	
56	HT-UG		-20	5	6	2,00	7,51	8,00	60	8,0	7,1	56,8	95%
57	HT-UG			7	8	2,00	7,51	8,00	60	7,7	7,1	54,7	91%
58	HT-UG	5		6	2,00	7,51	8,00	60	8,0	7,3	58,4	97%	
59	HT-UG	5		6	2,01	7,52	7,99	60	8,0	7,4	59,2	98%	
60	HT-UG	-10	6	7	2,00	7,51	8,00	60	7,9	7,1	56,1	93%	
61	HT-UG		6	7	2,00	7,52	8,00	60	8,0	7,2	57,6	95%	
62	HT-UG		7	8	2,00	7,52	8,00	60	7,8	7,0	54,6	91%	
63	HT-UG		6	7	1,99	7,51	8,01	60	7,9	6,9	54,5	91%	
64	HT-UG	±0	13	16	2,00	7,50	8,00	60	7,0	6,2	43,4	72%	
65	HT-UG		16	19	2,01	7,51	7,99	60	7,0	6,4	44,8	76%	
66	HT-UG		7	8	2,00	7,50	8,00	60	7,0	6,5	45,5	76%	
67	HT-UG		15	18	2,00	7,51	8,00	60	6,5	6,2	40,3	67%	
68	HT-UG	+10	13	16	2,01	7,51	7,99	60	6,2	6,2	38,4	64%	
69	HT-UG		31	37	2,00	7,50	8,00	60	6,3	5,5	34,7	60%	
70	HT-UG		13	16	2,01	7,51	7,99	60	6,6	6,2	40,9	68%	
71	HT-UG		57	68	2,00	7,51	8,00	60	4,0	2,5	10,0	17%	
72	HT-UG	+20	58	70	2,01	7,51	7,99	60	3,5	3,5	12,3	20%	
73	HT-UG		67	80	2,00	7,50	8,00	60	3,0	2,0	6,0	10%	
74	HT-UG		61	73	2,00	7,51	8,00	60	3,0	3,5	10,5	17%	
75	HT-UG		43	52	2,01	7,52	7,99	60	5,0	4,5	22,5	37%	
76	HT-UG	+20	137	164	2,00	7,51	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
77	HT-UG		81	97	1,99	7,51	8,01	60	1,0	1,5	1,5	2%	
78	HT-UG		72	86	1,99	7,51	8,01	60	2,5	3,5	8,8	16%	
79	HT-UG		109	131	2,00	7,51	8,00	60	0,0	0,0	0,0	0%	
80	HT-UG	123	148	2,00	7,50	8,00	60	3,5	0,0	0,0	0%		

Tabelul A.4.6. 1 Fișa de încercare – rezultate obținute

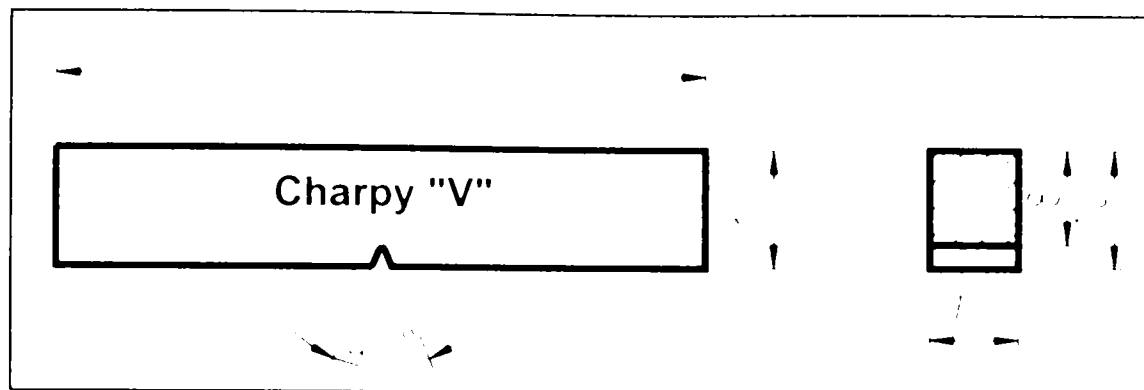


Figura A.4.6. 2 Dimensiunile probelor utilizate la încercare

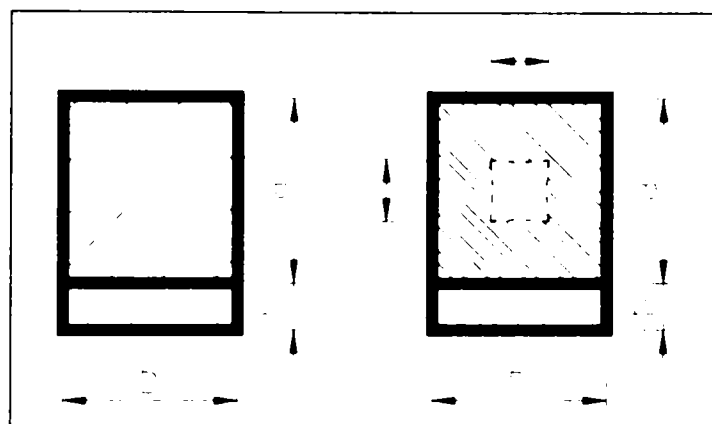


Figura A.4.6. 3 Notațiile utilizate în fișa de încercare

**STAS 10026-75**  
**"DETERMINATION OF CRYSTALLINITY AND FIBROUSITY OF FRACTURE"**  
 (Probe Charpy "V" cu lățimea redusă la 7.5 mm)  
**Cristalinitatea [%] pentru probe cu h = 2 mm**

Dimensiunea $a_f$ [mm]	Dimensiunea $b_f$ [mm]													
	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0	5,5	6,0	6,5	7,0	7,5
1,0	2	3	3	4	5	6	7	8	8	9	10	11	12	13
1,5	3	4	5	6	8	9	10	11	13	14	15	16	18	19
2,0	3	5	7	8	10	12	13	15	17	18	20	22	23	25
2,5	5	6	8	10	13	15	17	19	21	23	25	27	29	31
3,0	5	8	10	13	15	18	20	23	25	28	30	33	35	38
3,5	6	9	12	15	18	20	23	26	29	32	35	38	41	44
4,0	7	10	13	17	20	23	27	30	33	37	40	43	47	50
4,5	8	11	15	19	23	26	30	34	38	41	45	49	53	56
5,0	8	13	17	21	25	29	33	38	42	46	50	54	58	63
5,5	9	14	18	23	28	32	37	41	46	50	55	60	64	69
6,0	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75
6,5	11	16	22	27	33	38	43	49	54	60	65	70	76	81
7,0	12	18	23	29	35	41	47	53	58	64	70	76	82	88
7,5	13	19	25	31	38	44	50	56	63	69	75	81	88	94
8,0	13	20	27	33	40	47	53	60	67	73	80	87	93	100

Tabelul A.4.6. 2 Determinarea cristalinității și fibrozității secțiunii rupte – casurii

PRELUCRAREA REZULTATELOR KV [J] pt. seria LT

Nr. probă	Element	Temp. [°C]	KV(7,5)	KV(10)	KV↑	Val. medii	Dev. St	Coef. Var.	$U_{1,n}$	$\eta_{acc}$	Nom. Norm STAS Erntarm U.L.C. $\eta_{acc}$	Rezultate finale KV	Val. medii	Dev. St	Coef. Var.	$x_{95}$	$x_{99}$
6	LT-2	-10	96	115	16				0.89	1.67	OK	16					
7	LT-2	-10	75	90	18				0.85	1.67	OK	18					
8	LT-2	-10	33	40	40	55.80	44.54	79.83%	0.35	1.67	OK	40	24.67	13.32	53.99%	2.76	46.57
9	LT-2	-10	15	18	90						FALSCH	Inlăturat					
10	LT-2	-10	13	16	115						FALSCH	Inlăturat					
46	LT-1	+10	110	132	80				1.15	1.67	OK	80					
47	LT-1	+10	71	85	85	107.00	23.58	22.04%	0.93	1.67	OK	86	107.00	23.58	22.04%	68.21	145.79
48	LT-1	+10	67	80	112				0.21	1.67	OK	112					
49	LT-1	+10	93	112	126				0.81	1.67	OK	126					
50	LT-1	+10	105	126	132				1.06	1.67	OK	132					

Tabelul A.4.6. 3 Prelucrarea statistică a rezultatelor seriei de probe LT (lonjeroni)

PRELUCRAREA REZULTATELOR KV [J] pt. seria QT

Nr. probă	Element	Temp. [°C]	KV(7,5)	KV(10)	KV↑	Val. medii	Dev. St.	Coef. Var.	U <sub>1...n</sub>	h <sub>1...n</sub>	Num. Norm statisticum U <sub>1...n</sub> < h <sub>1...n</sub>	Rezultate finale KV	Val. medii	Dev. St.	Coef. Var.	x <sub>exp</sub>	x <sub>exp</sub>
19	QT-1	-10	42	50	17				0,67	1,67	OK						
20	QT-1	-10	14	17	17				0,67	1,67	OK						
21	QT-1	-10	15	18	18	26,60	14,36	54,00%	0,60	1,67	OK		26,60	14,36	54,00%	2,97	50,23
22	QT-1	-10	26	31	31				0,31	1,67	OK						
23	QT-1	-10	14	17	50				1,63	1,67	OK						
29	QT-2	+10	99	119	56				1,57	1,67	OK						
30	QT-2	+10	47	56	89				0,41	1,67	OK						
31	QT-2	+10	104	125	119	100,80	28,57	28,34%	0,64	1,67	OK		100,80	28,57	28,34%	53,80	147,80
32	QT-2	+10	74	89	115				0,50	1,67	OK						
33	QT-2	+10	96	115	125				0,85	1,67	OK						

Tabelul A.4.6. 4 Prelucrarea statistică a rezultatelor seriei de probe QT (antretoaze)

PRELUCRAREA REZULTATELOR KV [J] pt. seria HT

Nr. probă	Element	Temp. [°C]	KV(7.5)	KV(10)	KV ↑	Val. medii	Dev. St.	Coef. Var.	$U_{1,0}$	$r_{95}$	Num. Norm STAS Arbitrarium $U_{1,0} < r_{95}$	Rezultate finale KV	Val. medii	Dev. St.	Coef. Var.	$X_m$	$X_{95}$
61	HT-JG	-10	6	7	7				0,77	1,67	OK	7					
62	HT-JG	-10	7	8	7				0,77	1,67	OK	7					
63	HT-JG	-10	6	7	8	11,40	5,68	49,85%	0,60	1,67	OK	8	11,40	5,68	49,85%	2,05	20,75
64	HT-JG	-10	13	16	16				0,81	1,67	OK	16					
65	HT-JG	-10	16	19	19				1,34	1,67	OK	19					
71	HT-JG	+10	57	68	52				1,61	1,67	OK	52					
72	HT-JG	+10	58	70	68				0,06	1,67	OK	68					
73	HT-JG	+10	67	80	70	68,60	10,33	15,06%	0,14	1,67	OK	70	68,60	10,33	15,06%	51,60	85,60
74	HT-JG	+10	61	73	73				0,43	1,67	OK	73					
75	HT-JG	+10	43	52	80				1,10	1,67	OK	80					

Tabelul A.4.6. 5 Prelucrarea statistică a rezultatelor seriei de probe HT (grinda principală)

Temperatura [°C]	$KV_{inf}$ [J]	$KV_{med}$ [J]	$KV_{sup}$ [J]	Val de ref. [J]
-20	7,71	11,00	14,29	27
-10	2,76	24,67	46,57	27
0	12,03	31,00	49,97	27
10	68,21	107,00	145,79	27
20	96,70	106,80	116,90	27

Figura A.4.6. 4 Valori statistice pentru seria LT

Temperatura [°C]	$KV_{inf}$ [J]	$KV_{med}$ [J]	$KV_{sup}$ [J]	Val de ref. [J]
-20	10,43	11,25	12,07	27
-10	2,97	26,60	50,23	27
0	12,52	35,50	58,48	27
10	53,80	100,80	147,80	27
20	78,06	104,60	131,14	27

Figura A.4.6. 5 Valori statistice pentru seria QT

Temperatura [°C]	$KV_{inf}$ [J]	$KV_{med}$ [J]	$KV_{sup}$ [J]	Val de ref. [J]
-20	5,13	6,60	8,07	27
-10	2,05	11,40	20,75	27
0	7,20	14,50	21,80	27
10	51,60	68,60	85,60	27
20	70,70	125,20	179,70	27

Figura A.4.6. 6 Valori statistice pentru seria HT

## Anexa 4.7

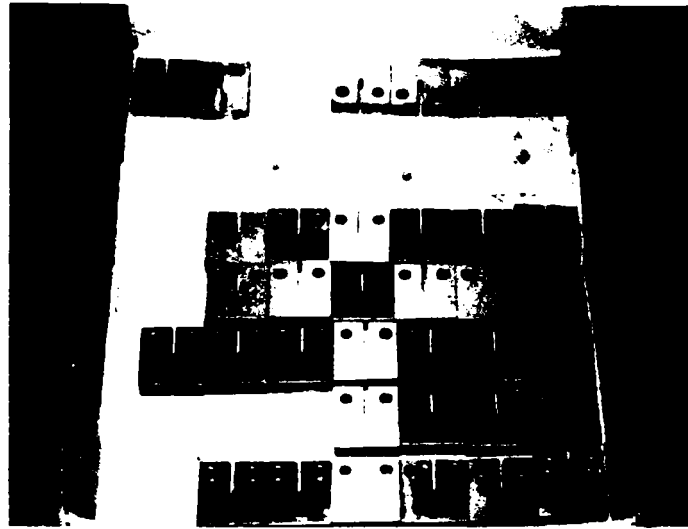


Figura A.4.7. 1 Probe CT-J



Figura A.4.7. 2 Verificarea dimensiunilor probelor CT-J

*Observație:* după executarea defectului mecanic, practic a șlițului și a creștăturii, respectiv după rectificarea suprafețelor probei s-a trecut la operația de verificare a dimensiunilor probelor.

## Diagramele forță vs. deplasare înregistrate (F – v)

Pentru lonjeroni (Seria - LT)

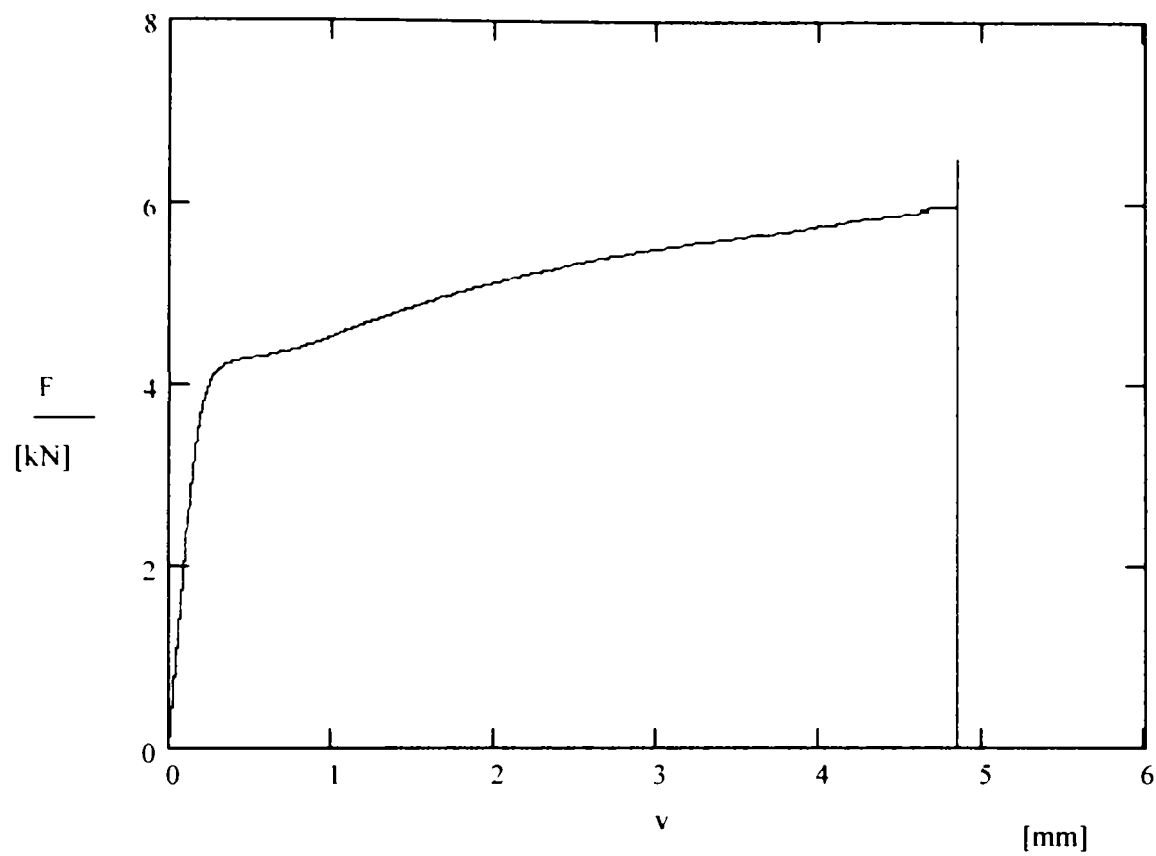


Figura A.4.7. 3 Proba nr. 4

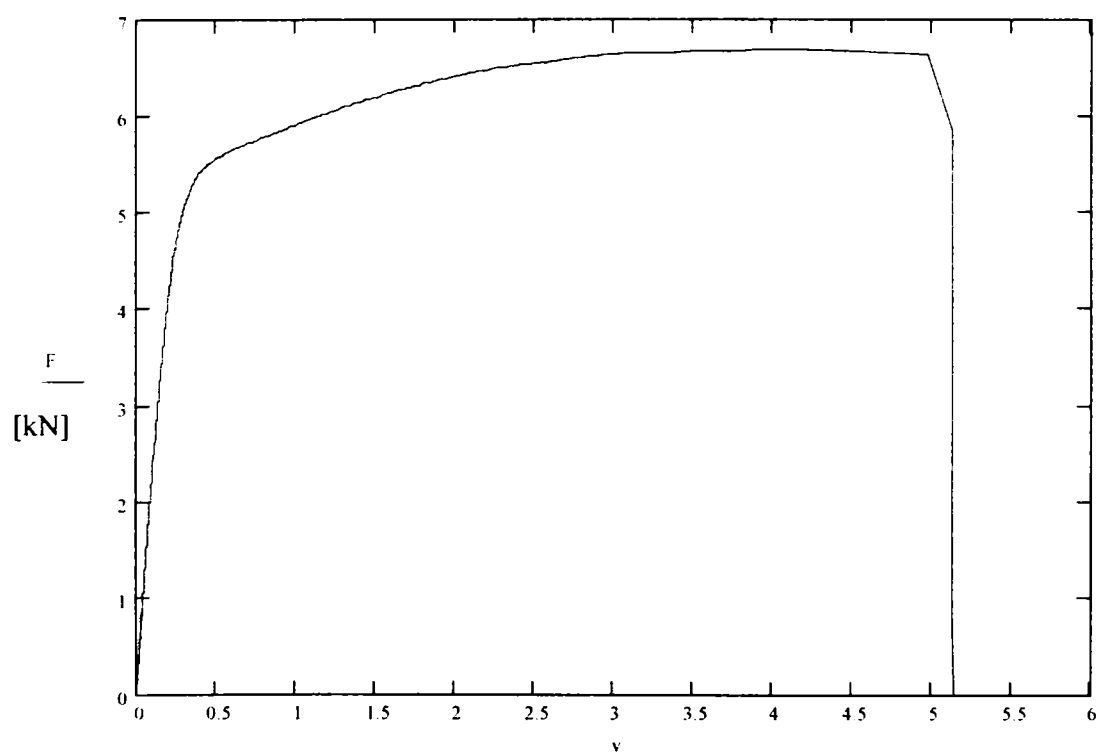


Figura A.4.7. 4 Proba nr. 20



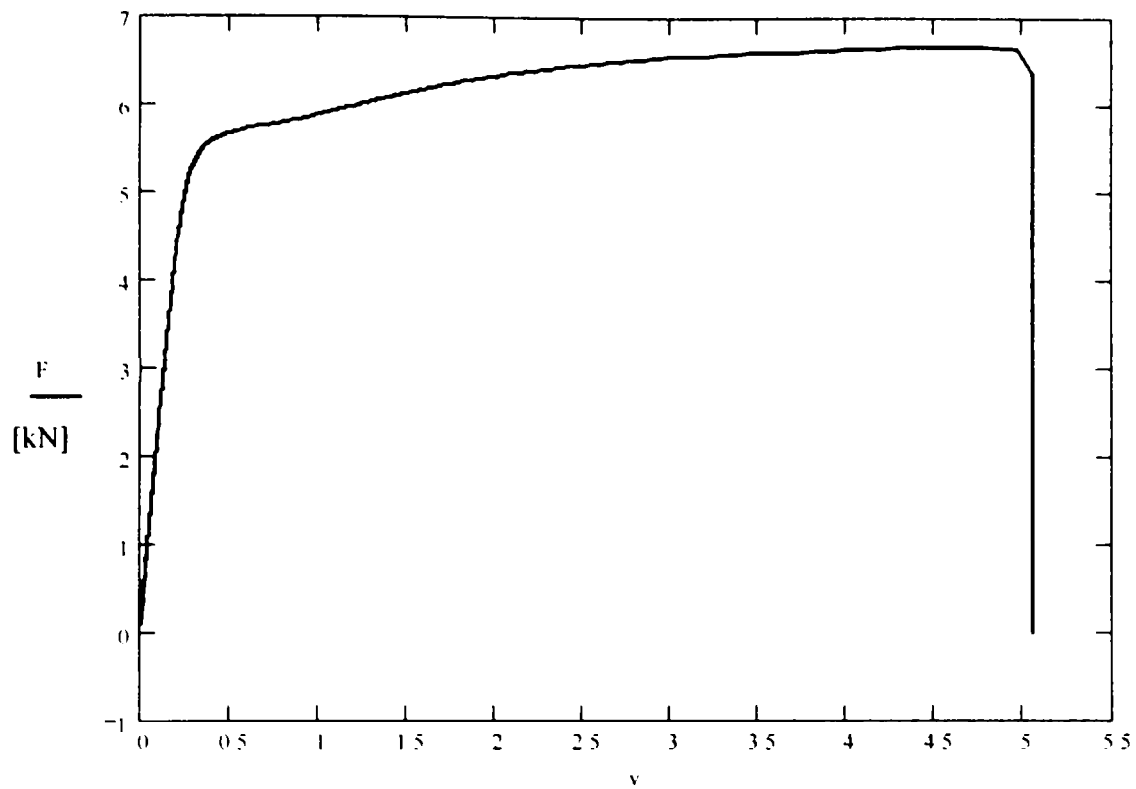


Figura A.4.7. 5 Proba nr. 21 [mm]

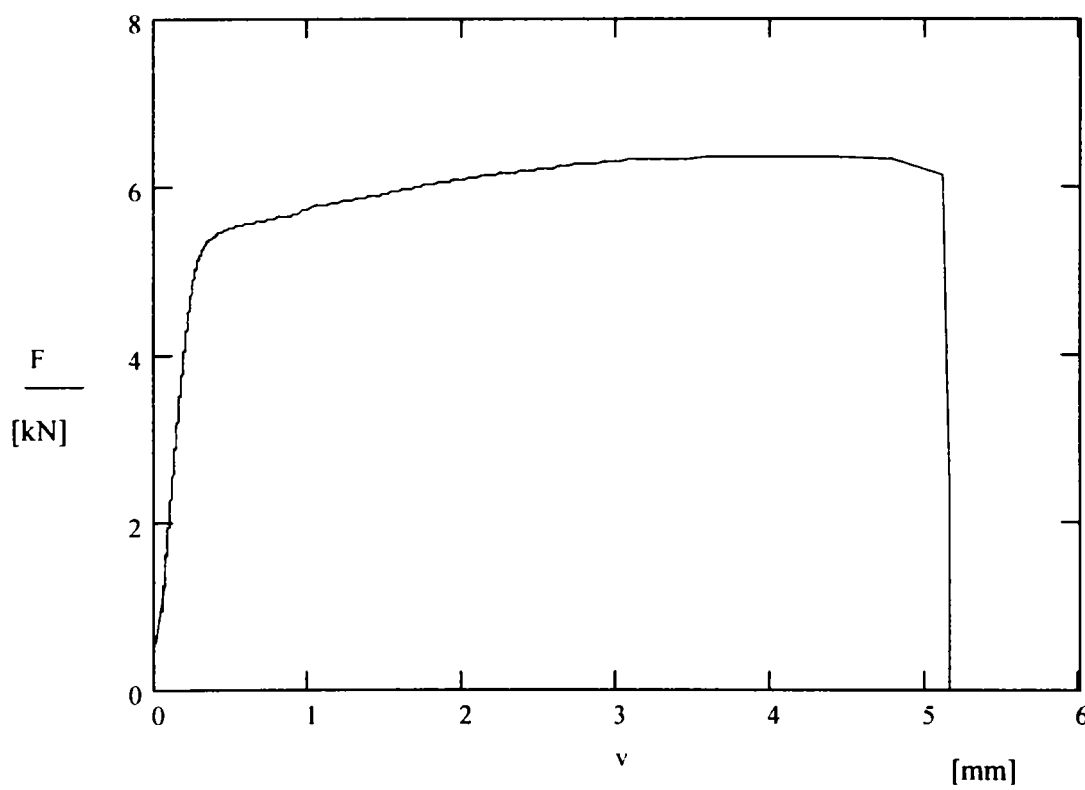


Figura A.4.7. 6 Proba nr. 22

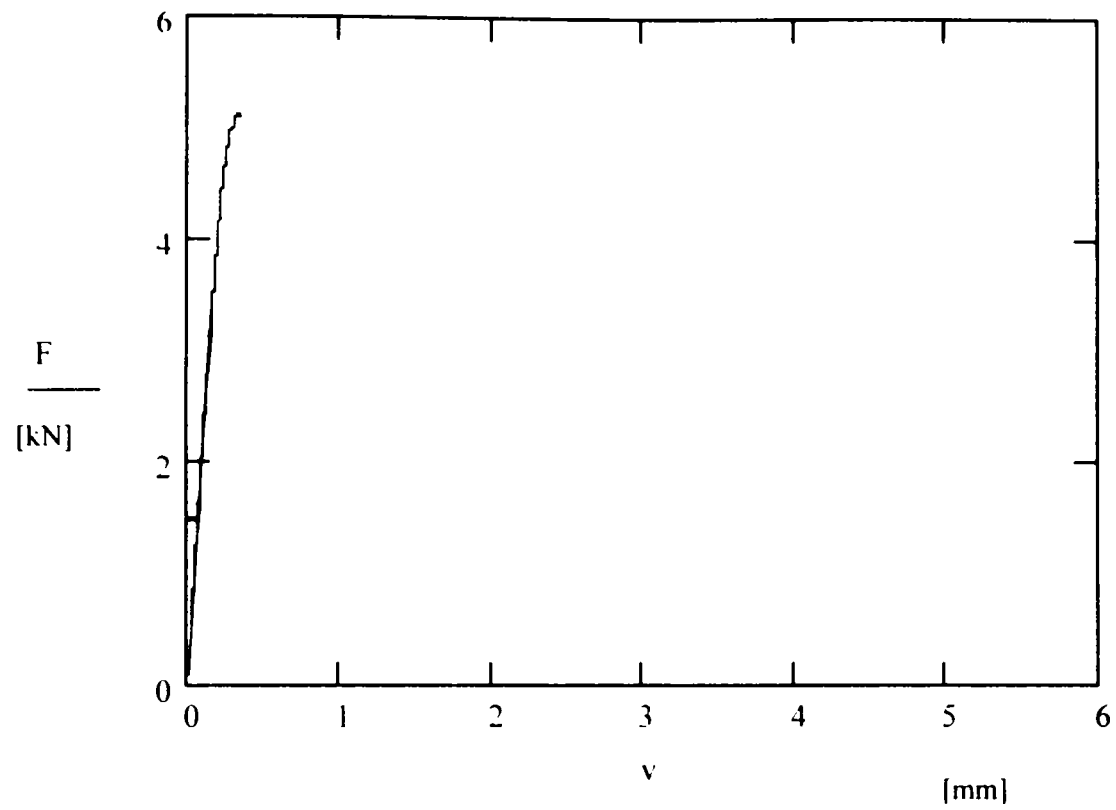


Figura A.4.7. 7 Proba nr. 23 - Defekt

---

Pentru antretoază (Seria - QT)

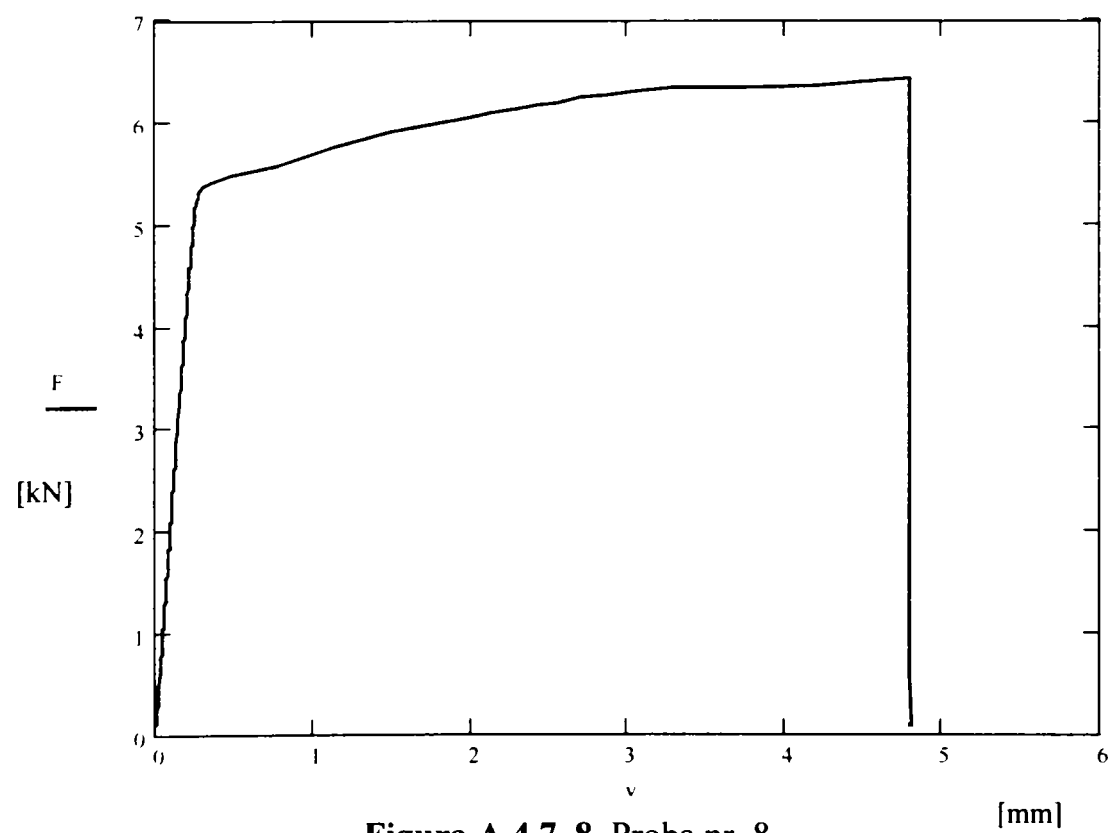


Figura A.4.7. 8 Proba nr. 8

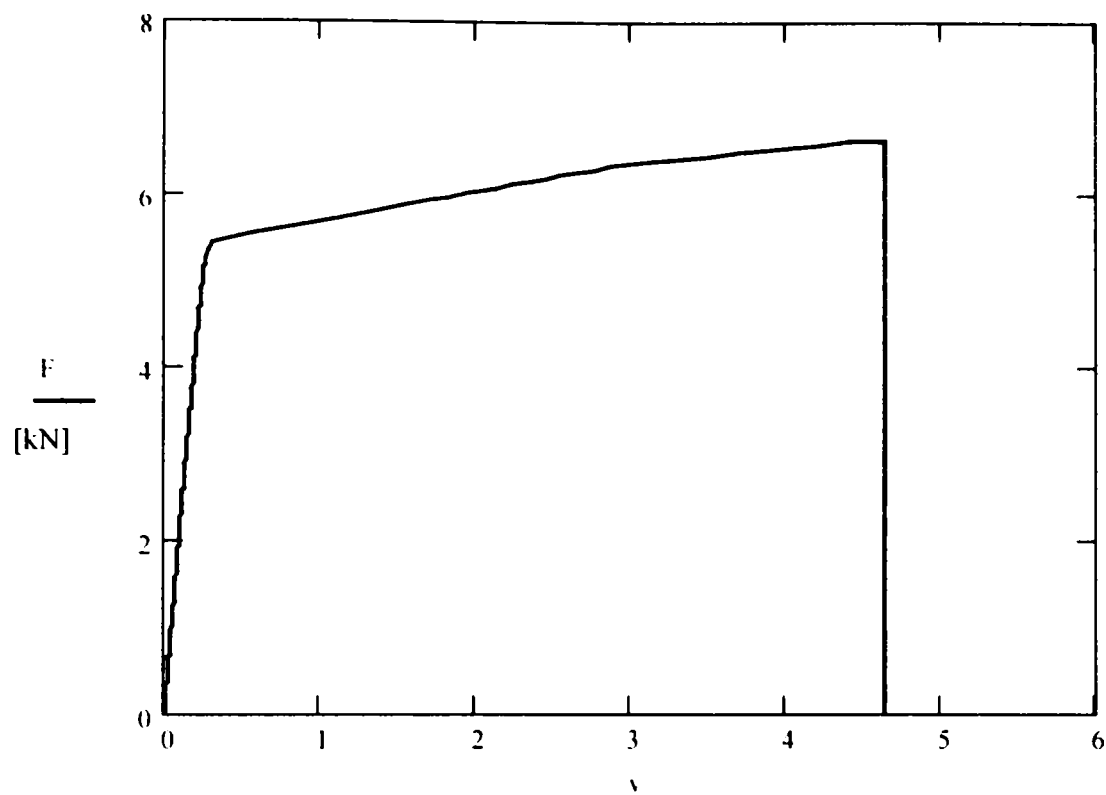


Figura A.4.7.9 Proba nr. 9 [mm]

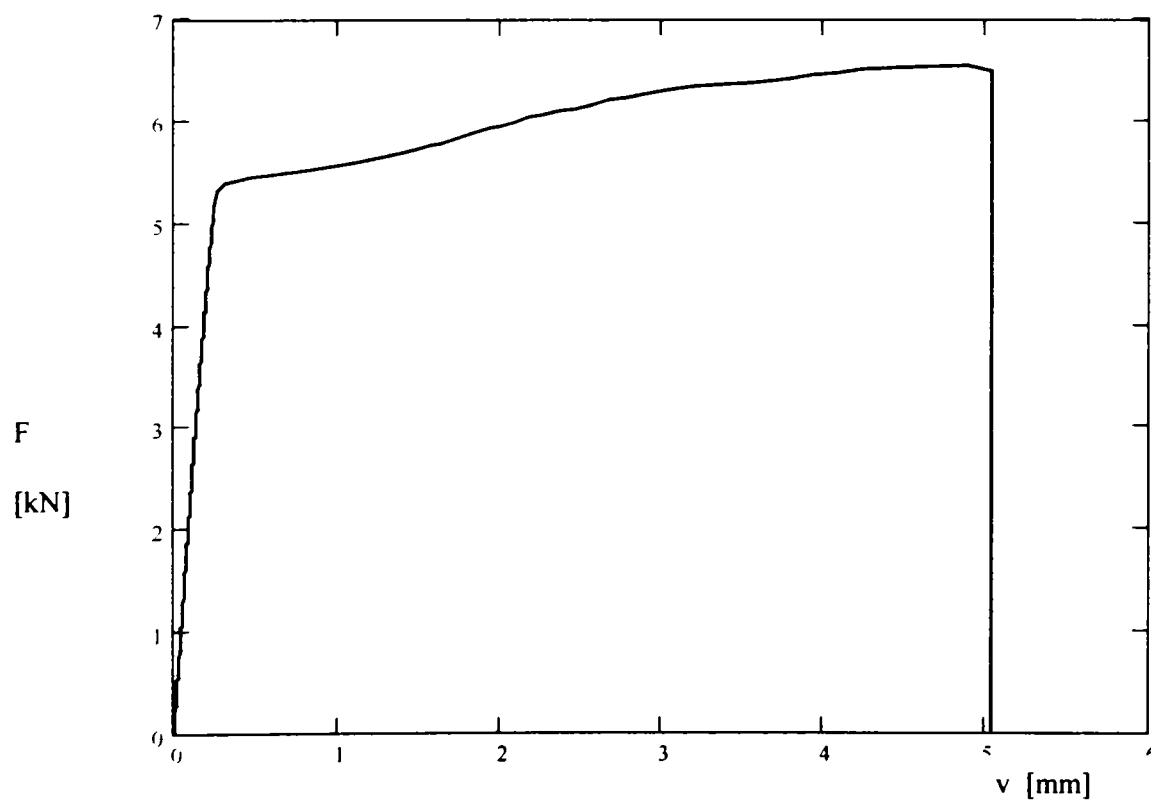


Figura A.4.7.10 Proba nr. 12

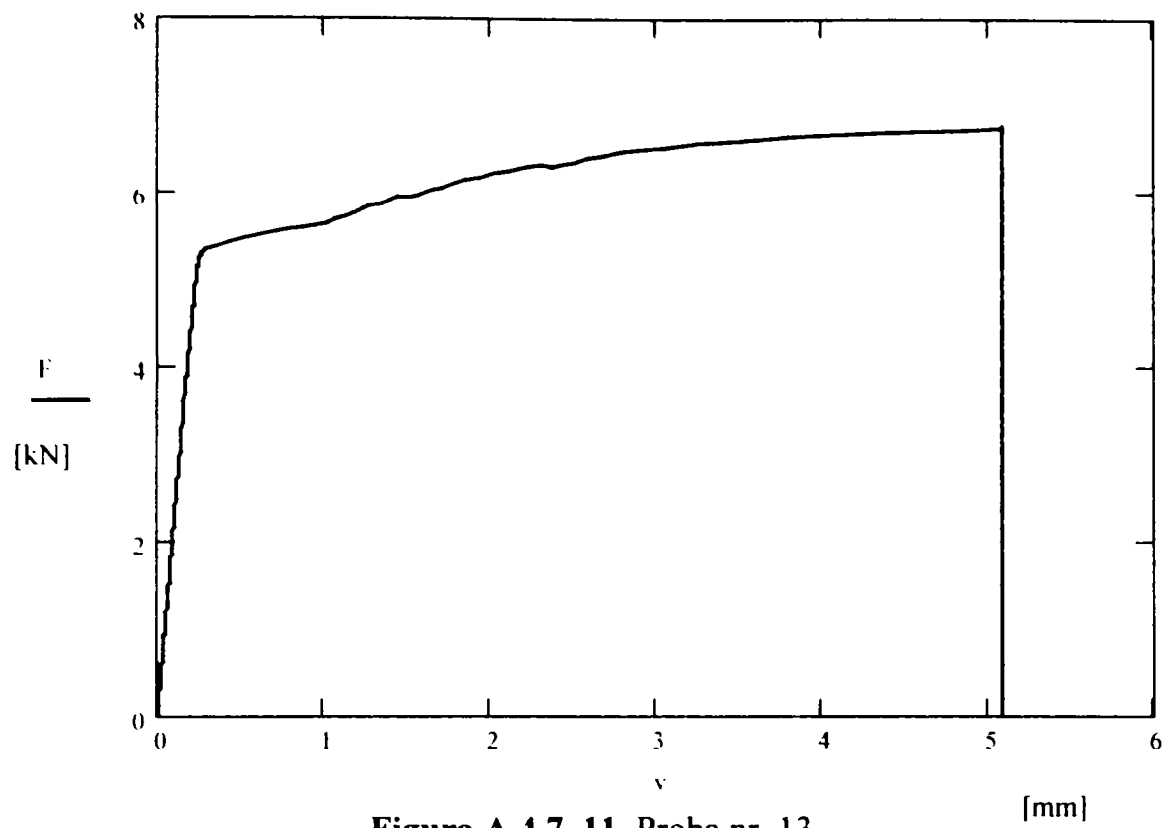


Figura A.4.7. 11 Proba nr. 13

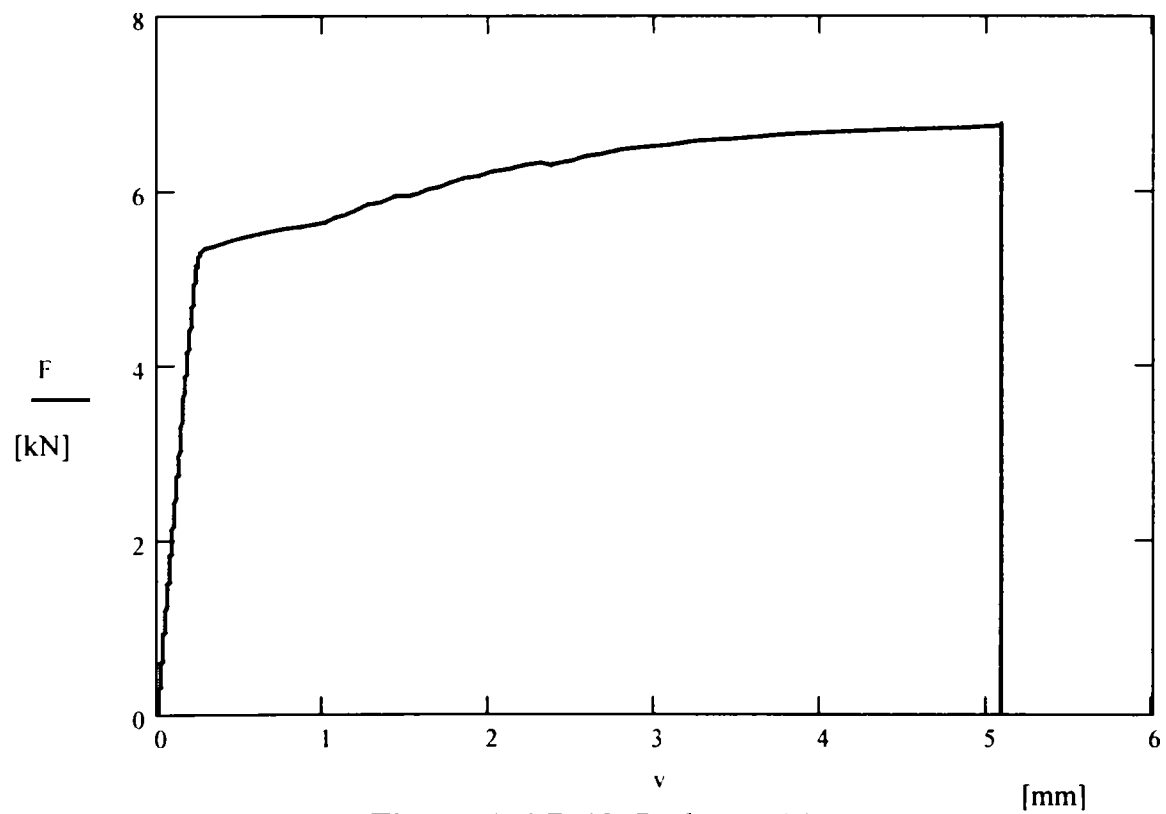


Figura A.4.7. 12 Proba nr. 14

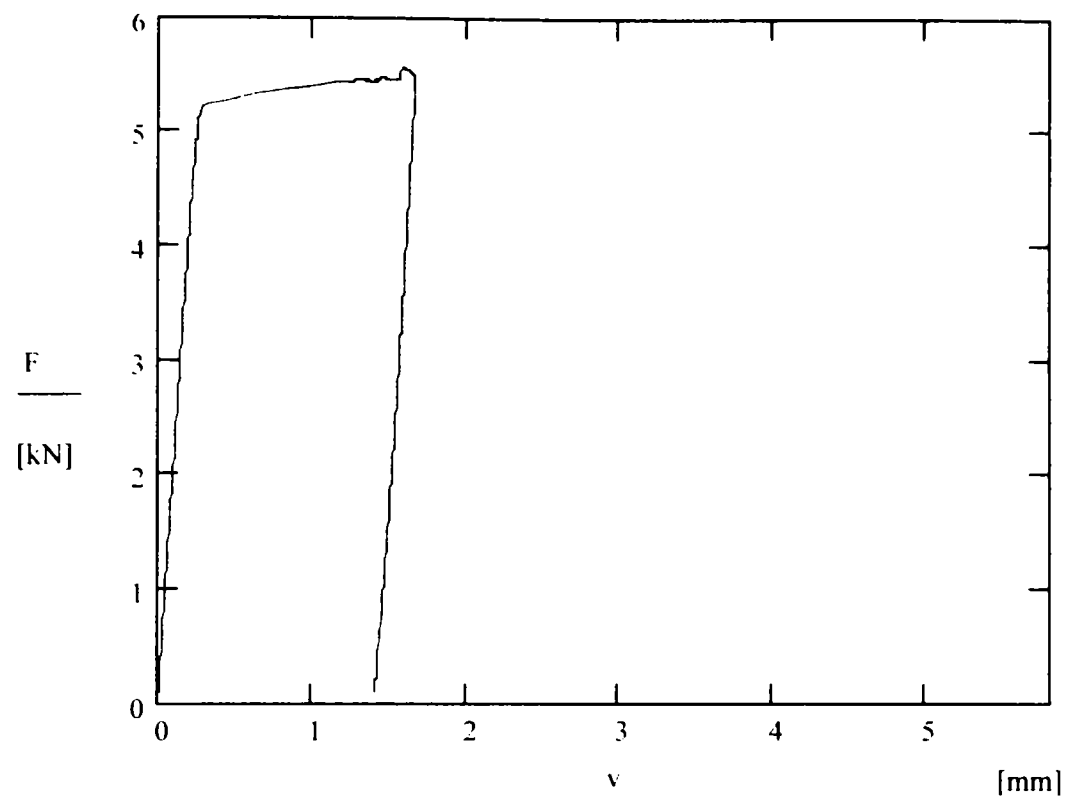


Figura A.4.7. 13 Proba nr. 15

---

**Pentru grinda principală (Seria - HT)**

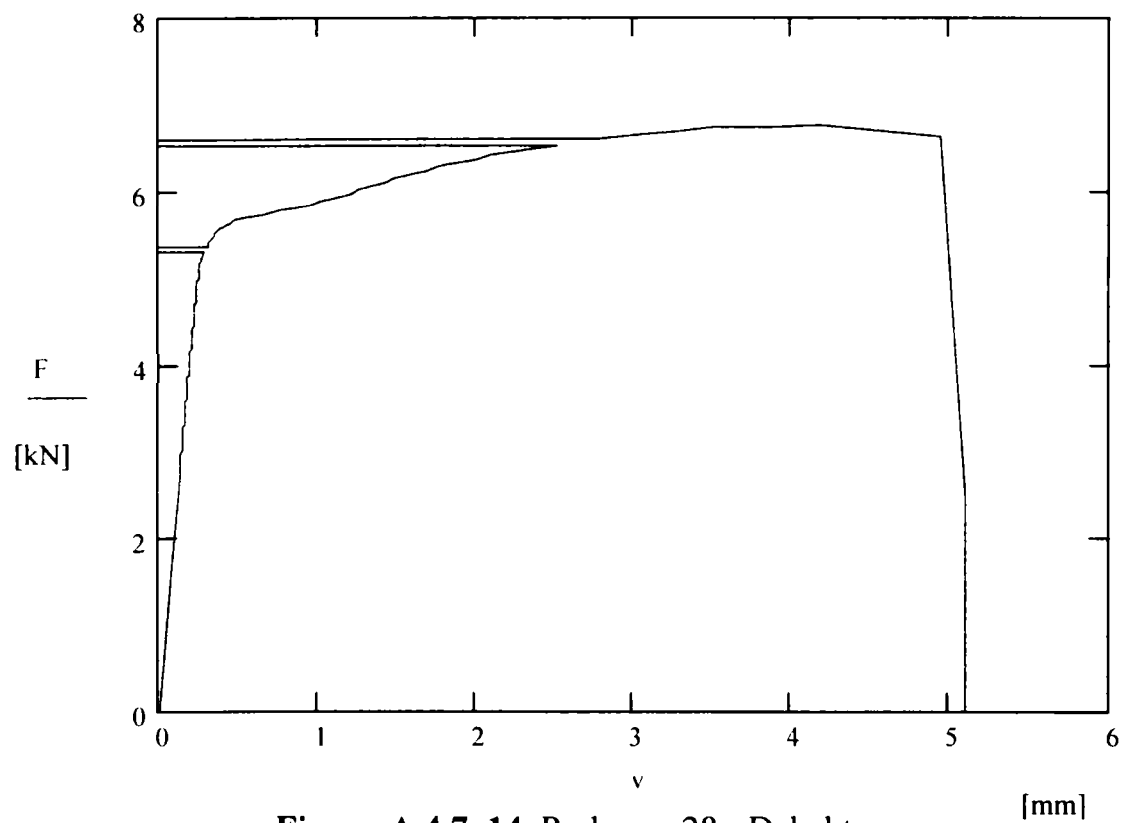
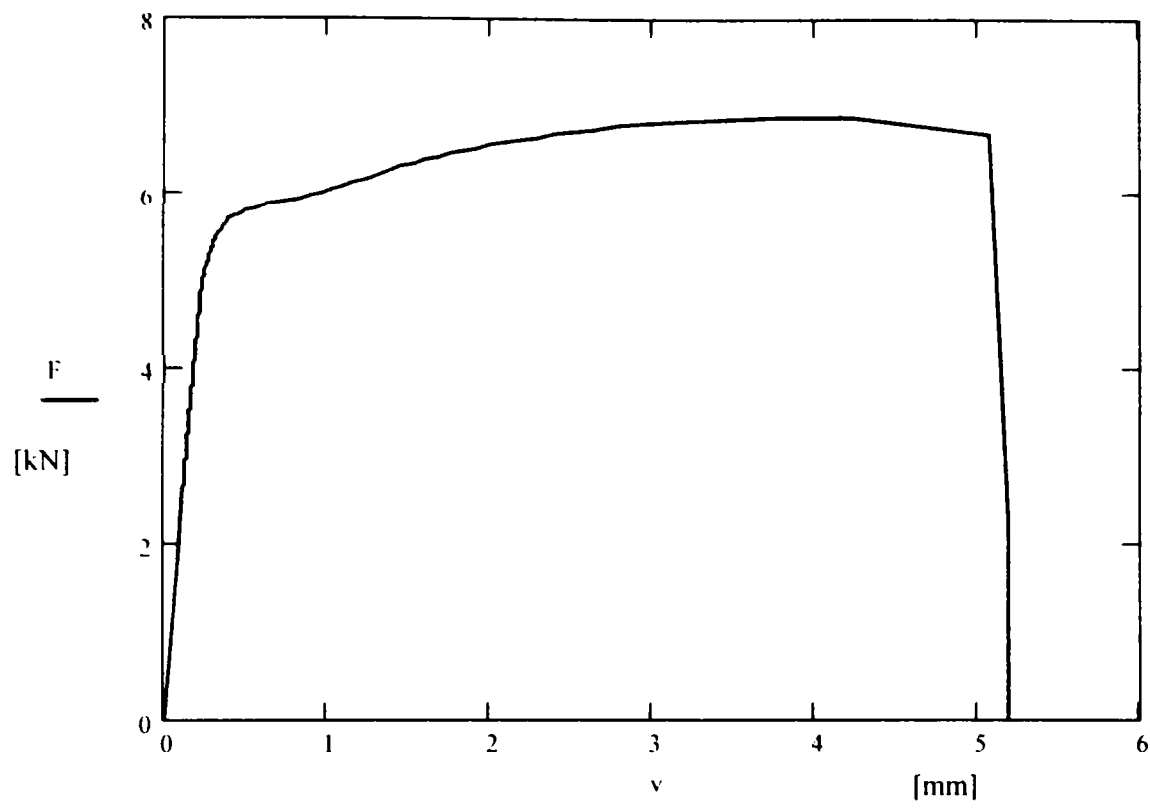
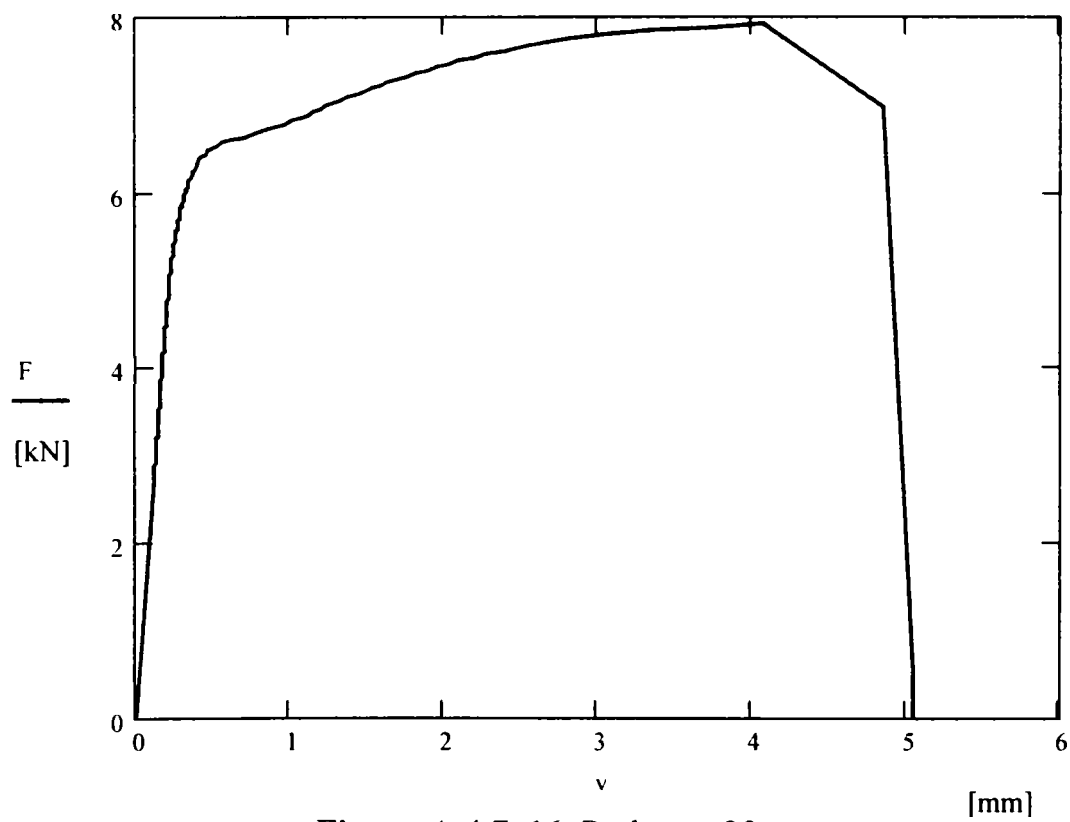


Figura A.4.7. 14 Proba nr. 28 - Dekekt

**Figura A.4.7. 15** Proba nr. 29**Figura A.4.7. 16** Proba nr. 30

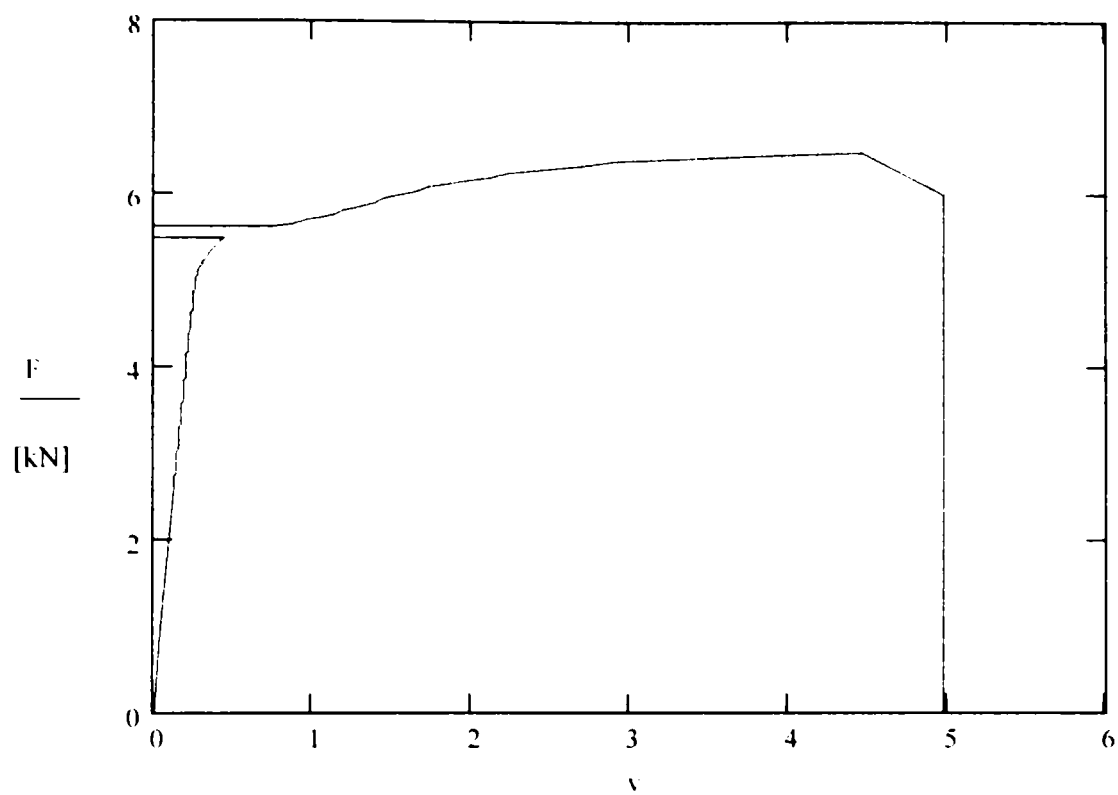


Figura A.4.7. 17 Proba nr. 31 – Defekt

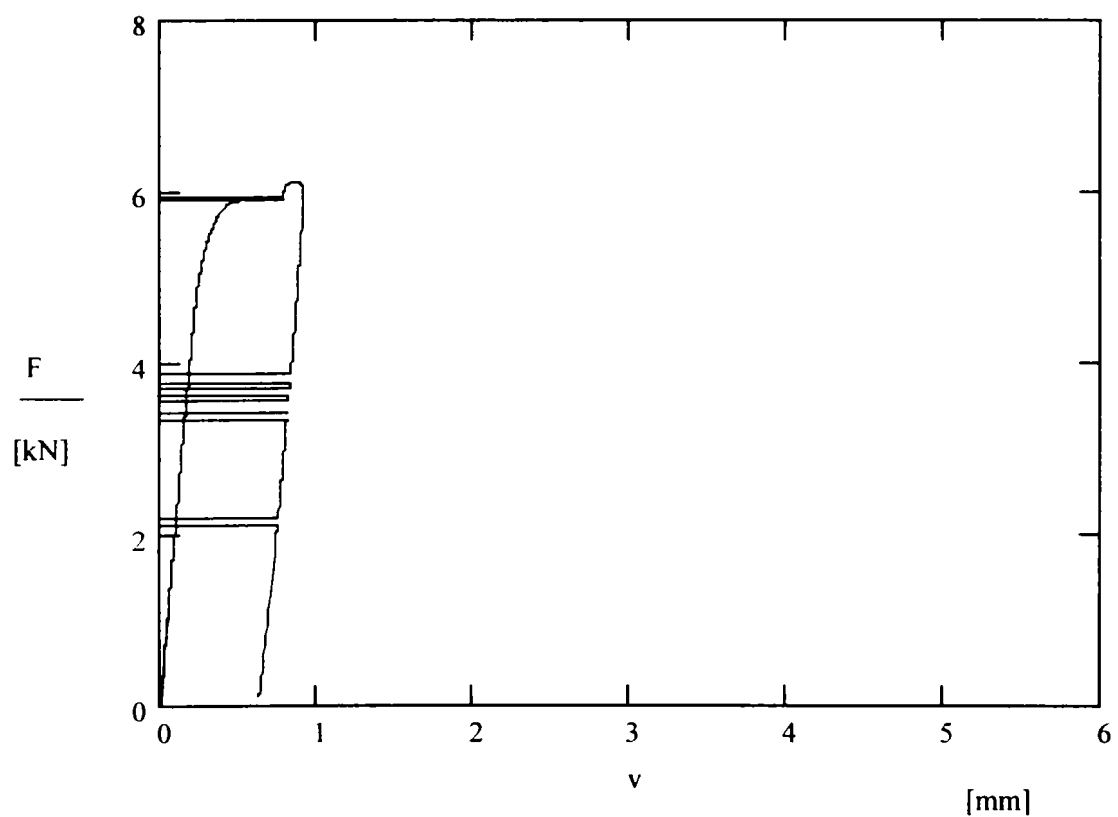


Figura A.4.7. 18 Proba nr. 32 – Defekt

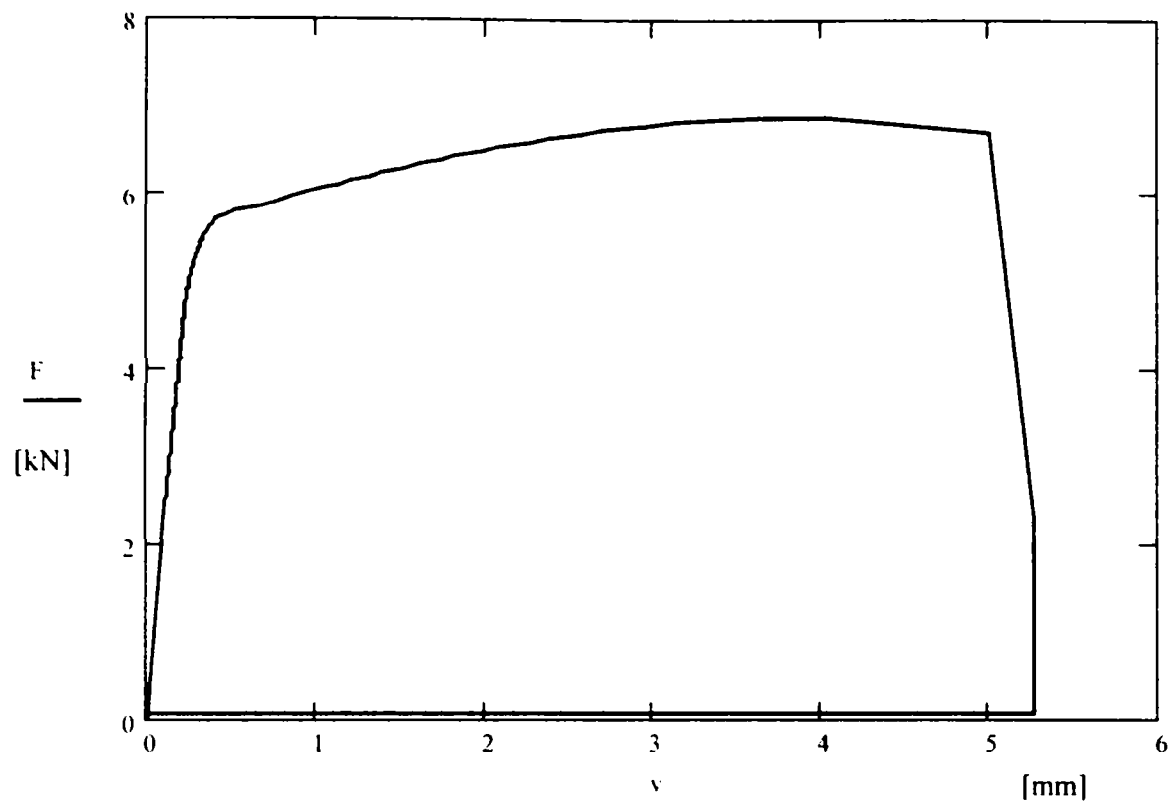


Figura A.4.7. 19 Proba nr. 33

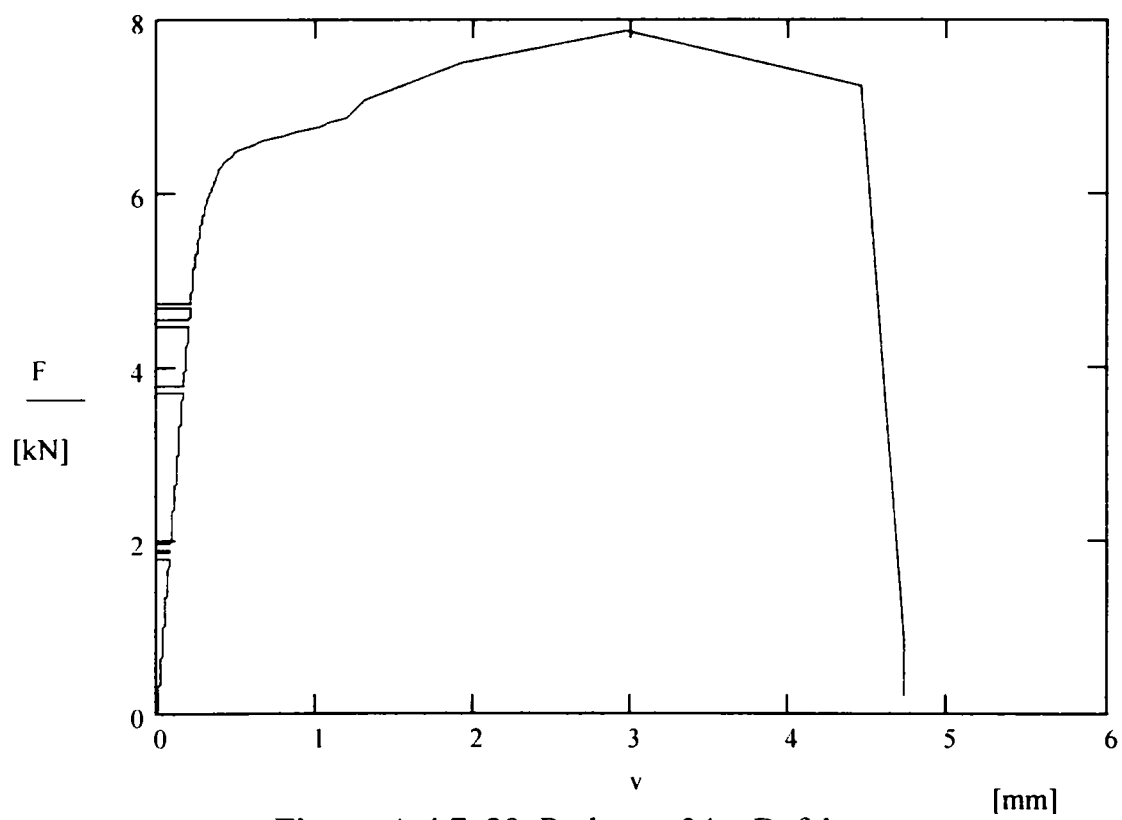


Figura A.4.7. 20 Proba nr. 34 - Defekt



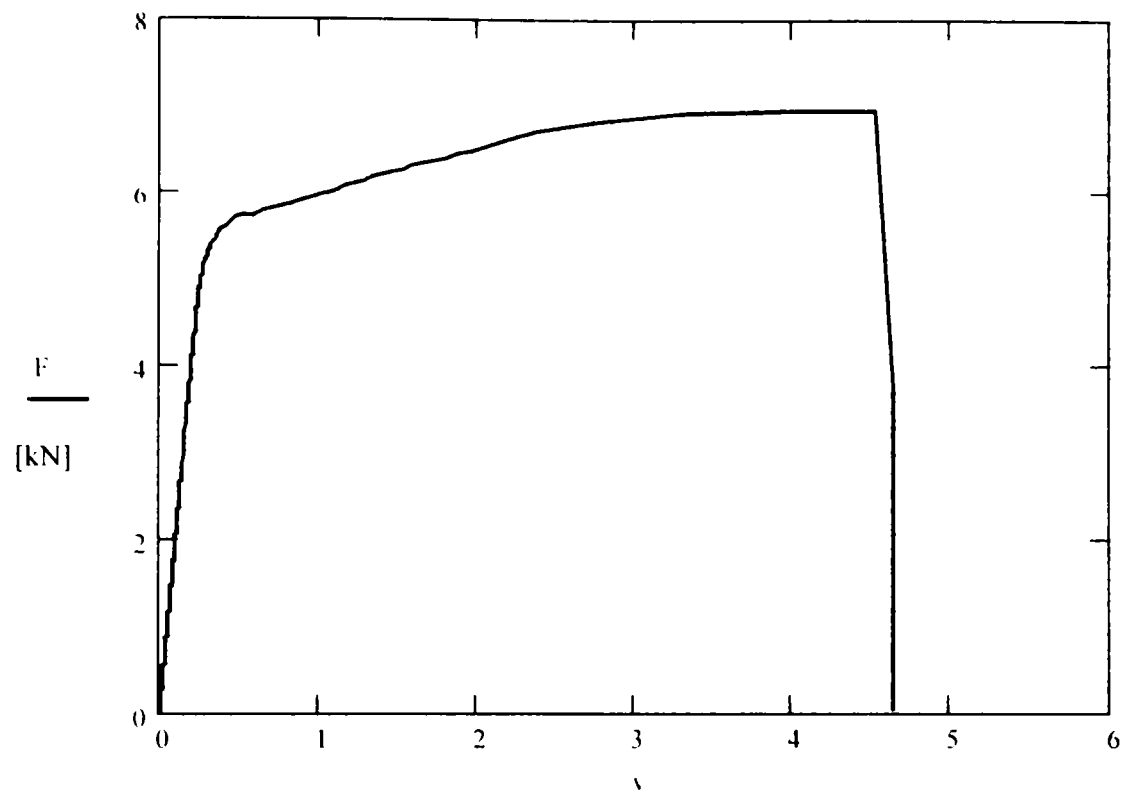


Figura A.4.7. 21 Proba nr. 35 [mm]

---

**Pentru lonjeron - inimă (Seria LT Steg)**

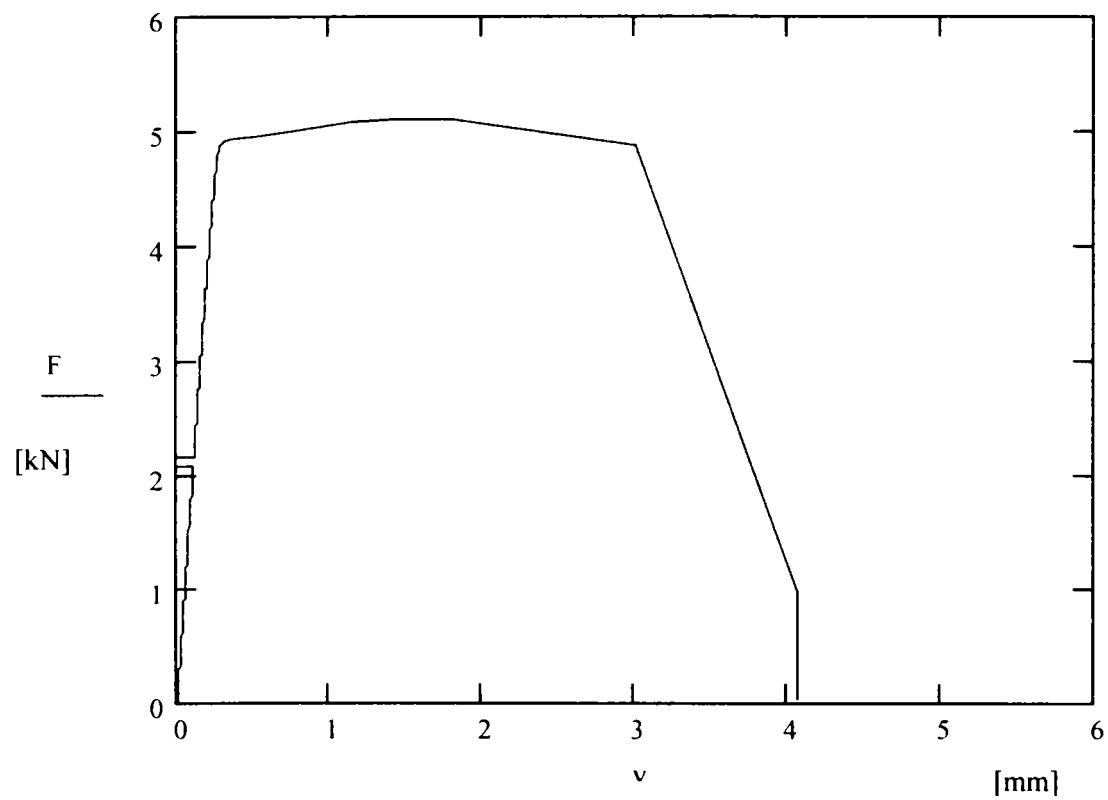


Figura A.4.7. 22 Proba nr. 39 - Defekt

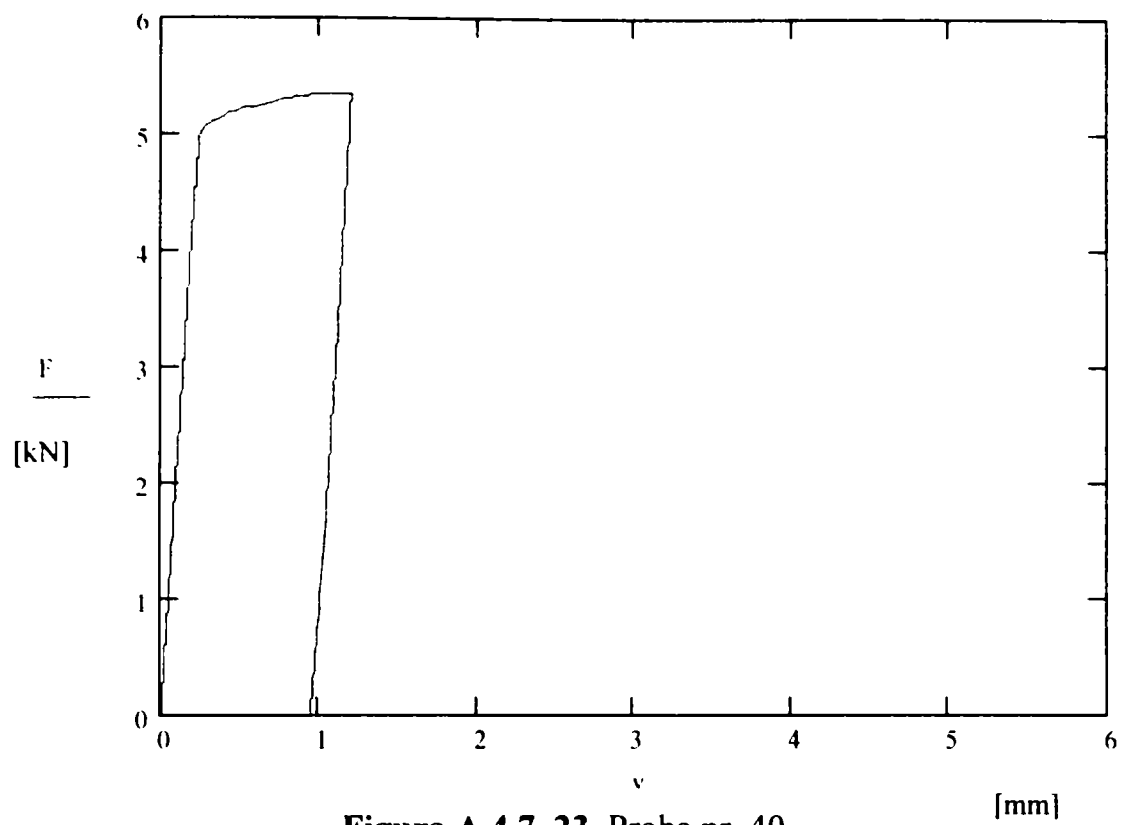


Figura A.4.7. 23 Proba nr. 40

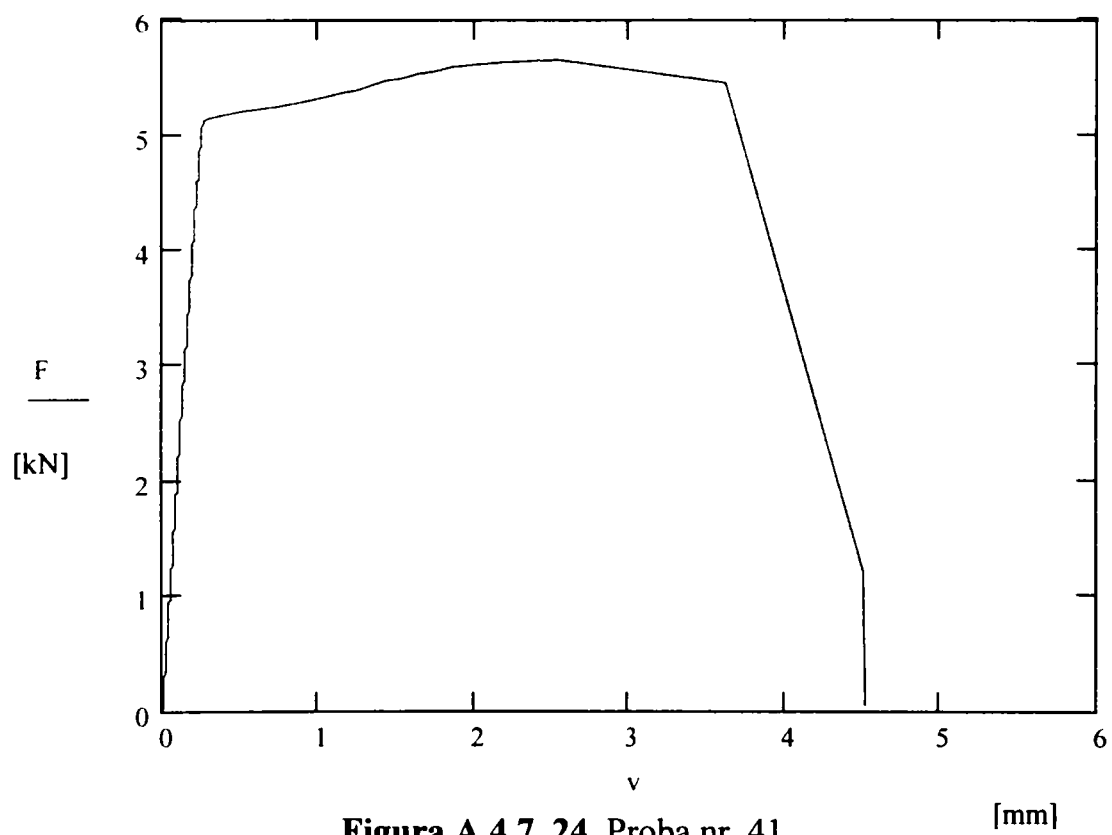


Figura A.4.7. 24 Proba nr. 41

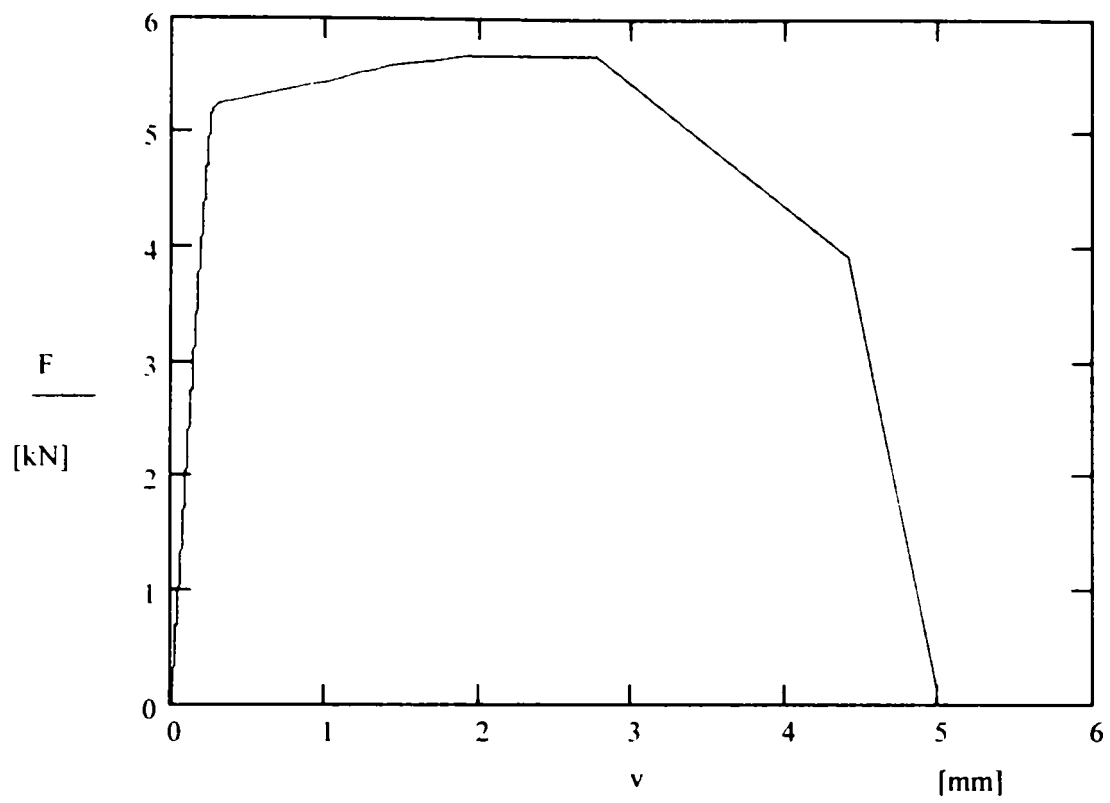


Figura A.4.7. 25 Proba nr. 42

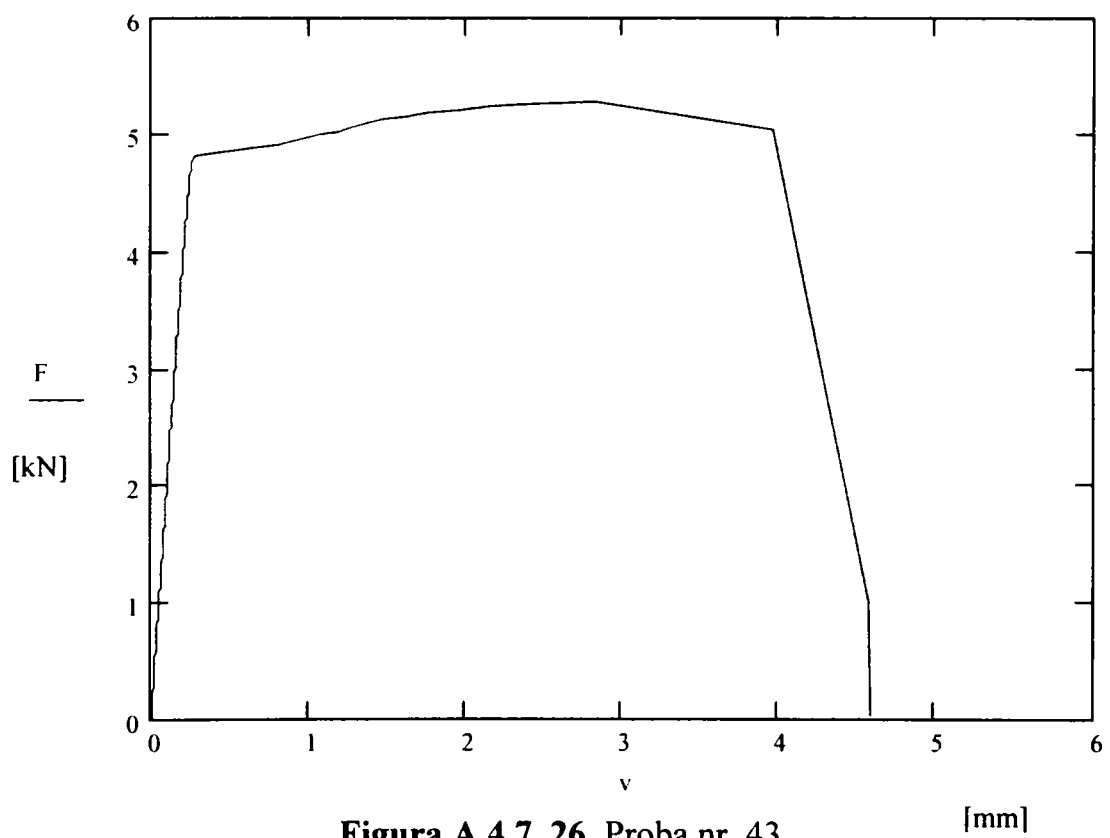


Figura A.4.7. 26 Proba nr. 43

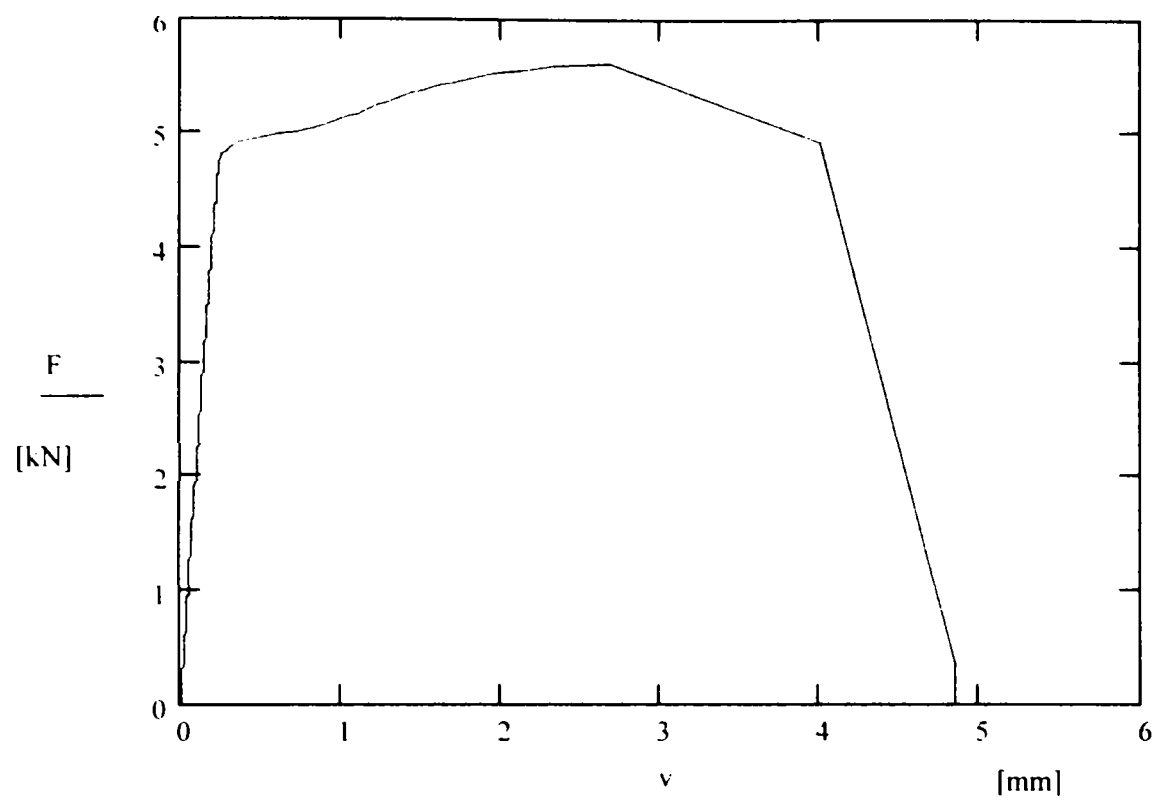


Figura A.4.7. 27 Proba nr. 44

---

Pentru antretoază - inimă (Seria QT Steg)

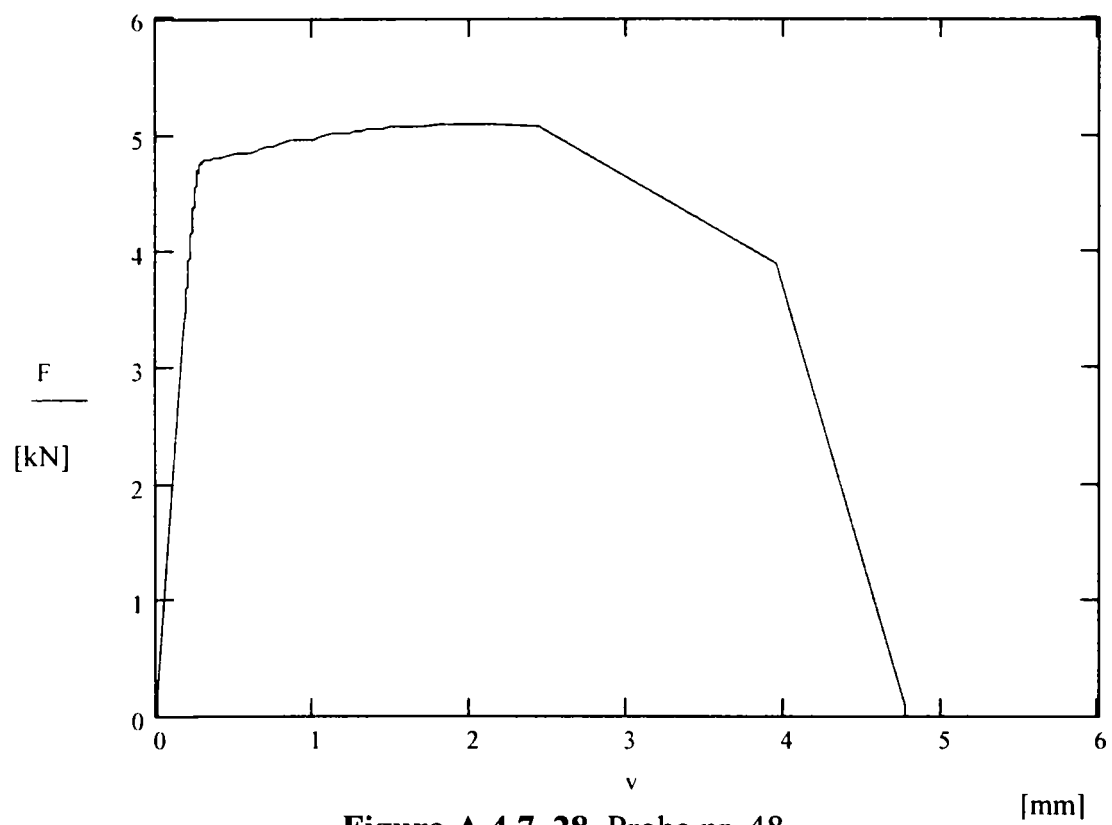
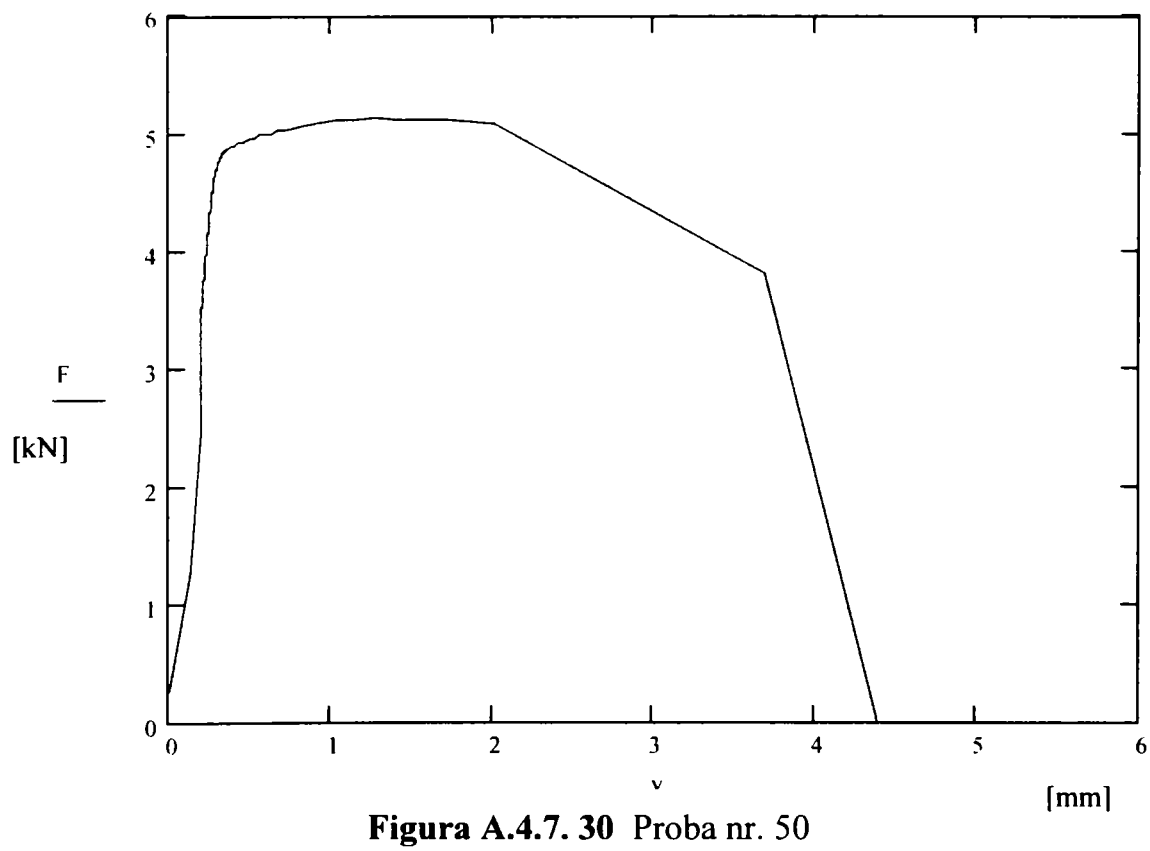
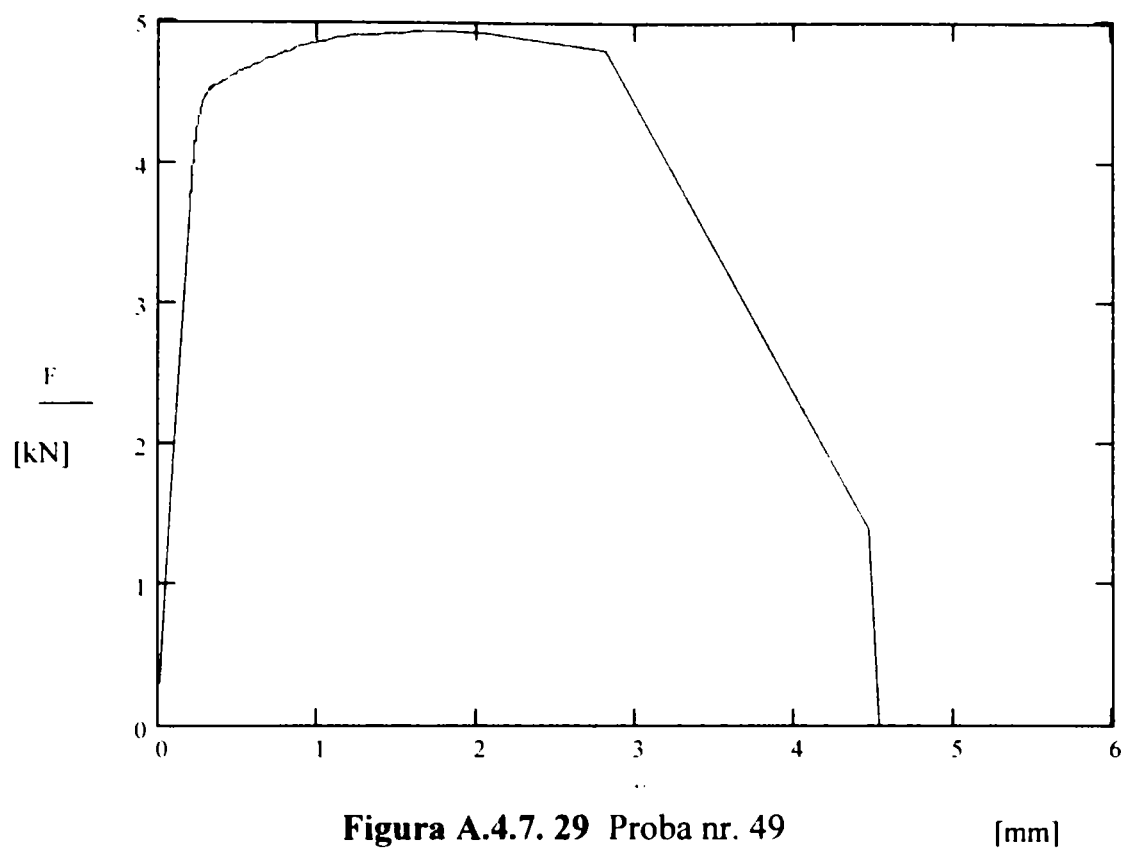


Figura A.4.7. 28 Proba nr. 48



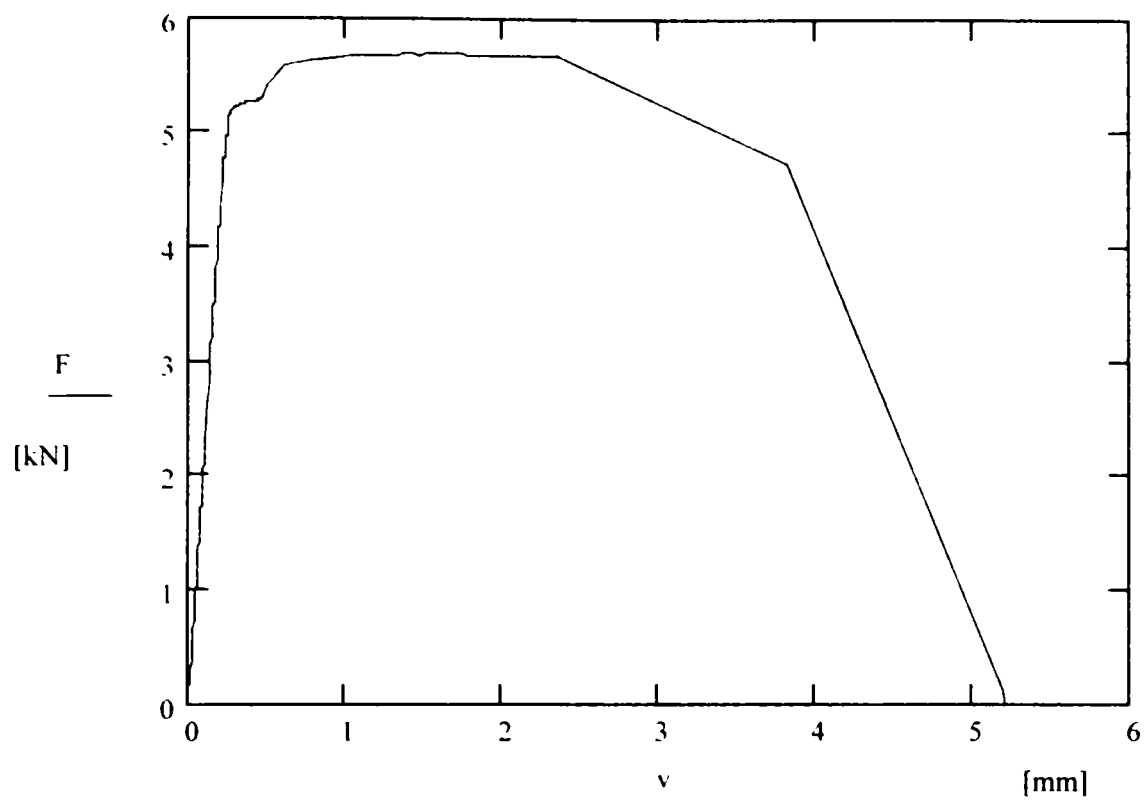


Figura A.4.7. 31 Proba nr. 51

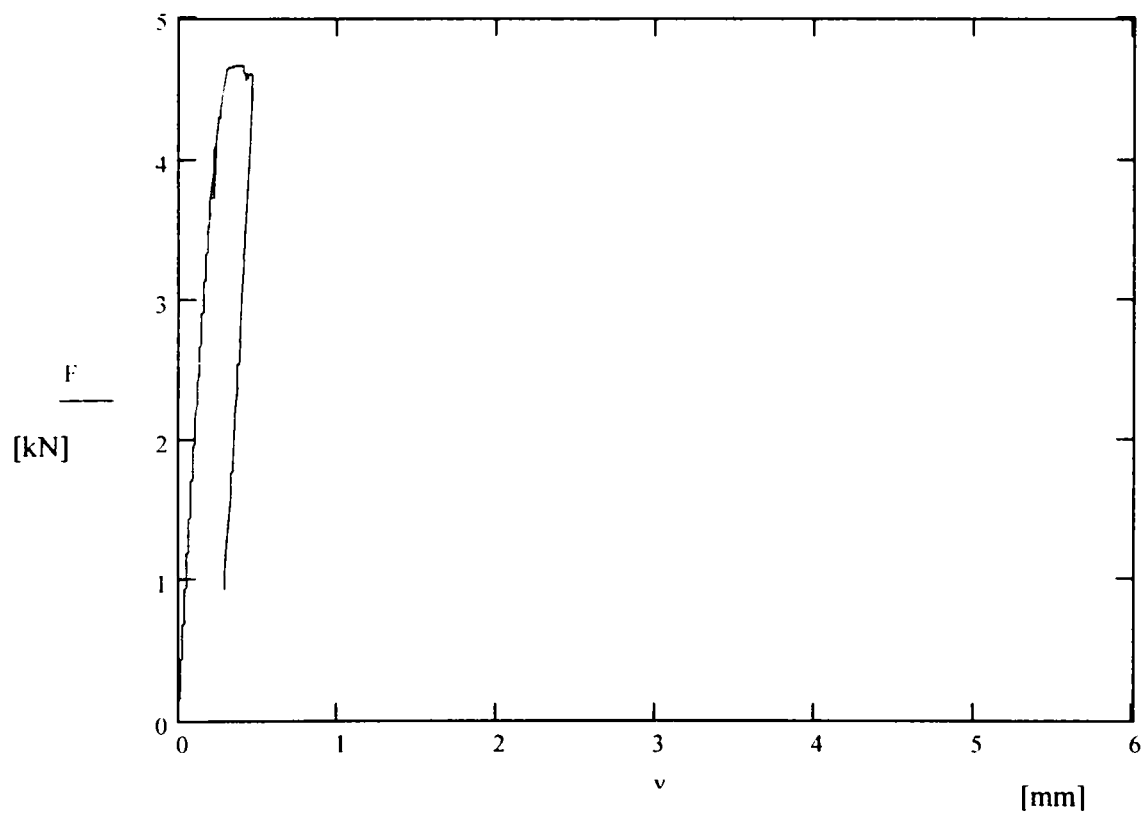


Figura A.4.7. 32 Proba nr. 52 – Defekt

## Anexa 4.8

Pilotstudie TUM-UPT

## CRACK OPENING DISPLACEMENT

Numărul probei DCVF	Seria numărul	Locul de prelevare	Temperatura de încercare T [°C]	Lungimea L [mm]	Lățimea $w_1$ [mm]	Latimea $w_2$ [mm]	Adâncimea $a_0$ [mm]	$\delta_0$
0	1	2	3	4	5	6		
1	Seria 1	LT	+20°C	55,10	7,95	7,95	1,60	0,20
2		LT		55,10	8,00	8,00	1,61	0,22
3		LT		55,00	8,00	8,00	1,58	0,22
4		QT		55,00	8,00	8,00	1,60	0,21
5		QT		55,00	8,00	8,00	1,59	0,22
6		QT		55,00	8,00	8,00	1,60	0,21
7	Seria 2	LT	-20°C	55,00	8,00	8,00	1,60	0,21
8		LT		55,00	8,00	8,00	1,60	0,20
9		LT		55,20	8,00	8,00	1,61	0,21
10		QT		55,00	8,00	8,00	1,60	0,21
11		QT		55,10	8,00	8,00	1,60	0,20
12		QT		55,30	8,00	8,00	1,59	0,20
13	Seria 3	HT	+20°C	55,00	10,00	9,95	2,00	0,22
14		HT		55,00	10,00	10,00	1,99	0,22
15		HT		55,00	10,00	9,90	2,00	0,20
16		HT		54,70	10,00	10,00	1,99	0,20
17		HT		57,80	10,00	10,00	1,99	0,21
18		HT		55,20	10,00	10,00	2,00	0,20
19	Seria 4	HT	-20°C	55,00	10,00	9,90	1,99	0,21
20		HT		55,30	10,00	10,00	2,00	0,21
21		HT		55,30	10,00	9,90	1,99	0,20
22		HT		55,00	10,00	10,00	1,99	0,20
23		HT		55,20	10,00	9,95	2,00	0,21
24		HT		55,10	10,00	10,00	1,99	0,21

Tabelul A.4.8. 1 Seriele de probe CTOD / DCVF și parametrii inițiali

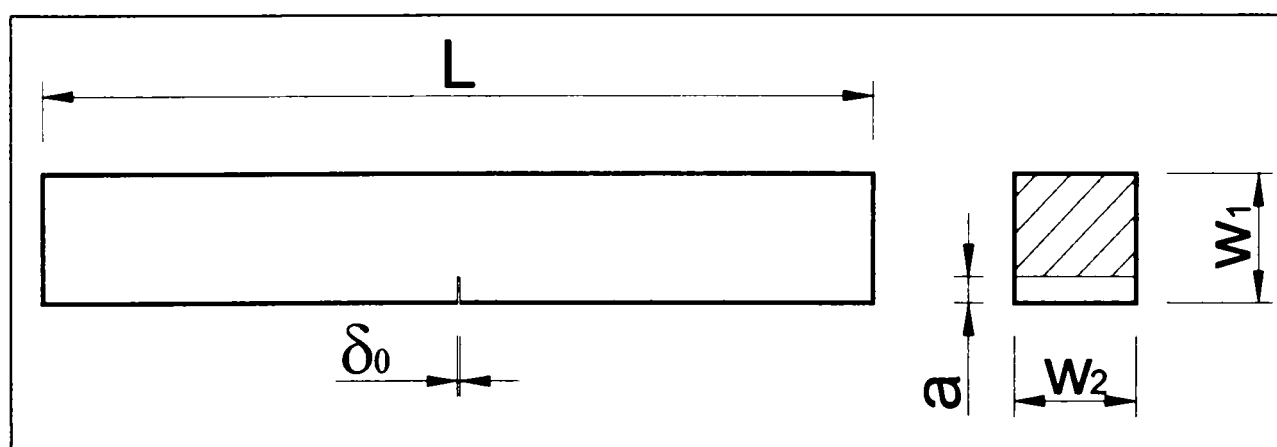


Figura A.4.8. 1 Notățiile utilizate

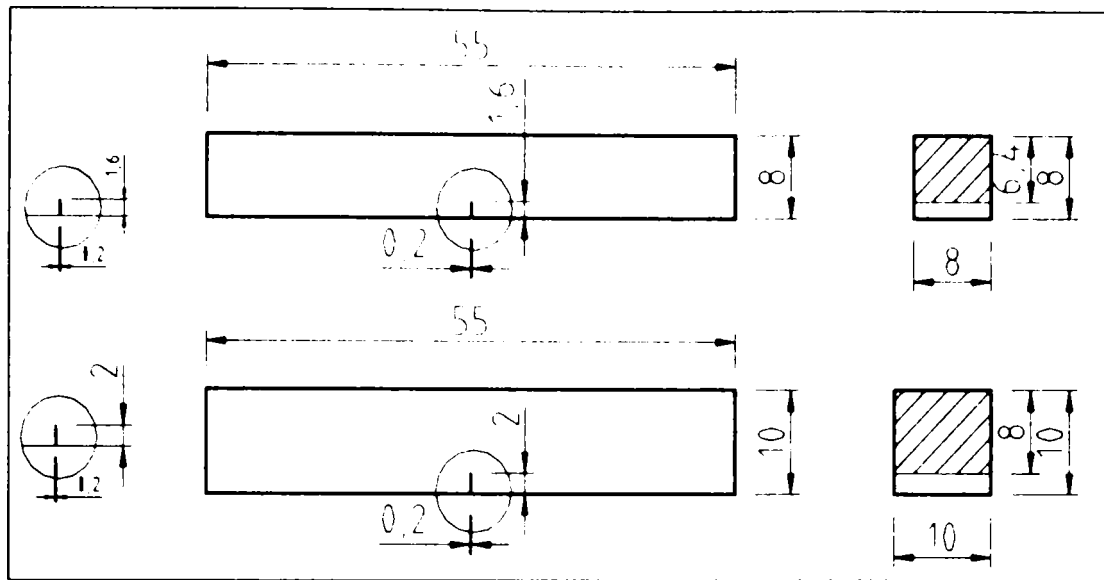


Figura A.4.8. 2 Dimensiunile probelor DCVF

SERIA 1 - Temperatura de incercare T = 20±5 °C

Numărul probei DCVF	Lățimea crestăturii $\delta_0$	Adâncimea crestăturii a [mm]	Adâncimea $a_1$ [mm]	Adâncimea $a_2$ [mm]	Adâncimea $a_3$ [mm]	Lățimea crestăturii b [mm]	Lățimea crestăturii c [mm]	Unghiul de incercare	Rezistența la tracțiune [MPa]	Alungirea relativă [%]
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	0,20	1,60	0,65	0,65	1,30	0,44	0,36	45°	105,44	0,04
						0,75	0,61	60°	180,00	0,21
						1,09	0,99	65°	207,86	0,84
								70°	236,87	
								75°	266,83	
2	0,22	1,61	0,60	0,60	1,20	0,44	0,37	45°	105,44	0,03
						0,73	0,60	50°	128,60	0,16
						1,03	0,83	55°	153,51	0,27
						1,29	1,05	60°	180,00	0,43
						1,73	1,50	65°	207,86	0,89
						2,29	1,88	70°	236,87	0,97
3	0,22	1,58	0,57	0,46	1,03	0,51	0,44	45°	105,44	0,05
						0,86	0,75	60°	180,00	0,28
						1,26	1,11	65°	207,86	0,52
						1,65	1,45	70°	236,87	0,74
								75°	266,83	
4	0,21	1,60	0,71	0,54	1,25	0,43	0,37	45°	105,44	0,04
						0,71	0,61	50°	128,60	0,20
						0,97	0,80	55°	153,51	0,26
						1,28	1,04	60°	180,00	0,36
						1,63	1,45	65°	207,86	0,89
						2,18	1,75	70°	236,87	0,70
5	0,22	1,59	0,65	0,60	1,25	0,48	0,40	45°	105,44	0,05
						0,72	0,62	50°	128,60	0,24
						1,06	0,91	55°	153,51	0,44
						1,35	1,18	60°	180,00	0,88
						1,83	1,55	65°	207,86	0,87
						2,20	1,87	70°	236,87	1,11
6	0,21	1,60	0,65	0,55	1,20	0,45	0,38	45°	105,44	0,04
						0,71	0,61	50°	128,60	0,21
						0,98	0,82	55°	153,51	0,30
						1,32	1,10	60°	180,00	0,47
						1,69	1,48	65°	207,86	0,87
						2,10	1,87	70°	236,87	1,22

Tabelul A.4.8. 2 Fișa de încercare pentru seria 1



SERIA 2 - Temperatura de încercare  $T = -20 \pm 0,5 \text{ } ^\circ\text{C}$ 

Numărul probei DCVF	Latimea creștăturii $\delta_0$	Adâncimea creștăturii a [mm]	Adâncimea $a_1$ [mm]	Adâncimea $a_2$ [mm]	Adâncimea $a_3$ [mm]	Latimea creștăturii b [mm]	Latimea creștăturii c [mm]	Unghiul de lansare	Înălțimea de lansare h [mm]	DV/DCVF $\delta / \delta_{pm}$ [mm]
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
7	0,21	1,60	0,65	0,53	1,18	0,33	0,31	20°	21,71	0,06
						0,36	0,34	30°	48,23	0,09
						0,54	0,48	40°	84,22	0,16
						0,63	0,55	45°	105,44	0,18
						0,73	0,66	45°	105,44	0,31
8	0,20	1,60	0,62	0,39	1,01	0,44	0,39	20°	21,71	0,03
						0,46	0,42	30°	48,23	0,10
						0,49	0,47	40°	84,22	0,21
								45°	105,44	
9	0,21	1,61	0,45	0,60	1,05	0,28	0,27	20°	21,71	0,04
						0,33	0,31	30°	48,23	0,07
						0,51	0,47	40°	84,22	0,19
						0,73	0,64	45°	105,44	0,28
10	0,21	1,60	0,80	0,66	1,46	0,42	0,36	20°	21,71	0,06
						0,45	0,40	30°	48,23	0,11
						0,54	0,49	40°	84,22	0,20
						0,61	0,55	45°	105,44	0,25
11	0,20	1,60	0,74	0,51	1,25	0,44	0,38	20°	21,71	0,05
						0,46	0,41	30°	48,23	0,10
						0,48	0,46	40°	84,22	0,22
						0,55	0,52	45°	105,44	0,28
						0,65	0,60	45°	105,44	0,29
12	0,20	1,59	0,89	0,55	1,44			20°	21,71	EROARE
								30°	48,23	
								40°	84,22	
								45°	105,44	

Tabelul A.4.8. 3 Fișa de încercare pentru seria 2

SERIA 4 - Temperatura de încercare  $T = -20 \pm 0,5 \text{ } ^\circ\text{C}$ 

Numărul probei DCVF	Latimea creștăturii $\delta_0$	Adâncimea creștăturii a [mm]	Adâncimea $a_1$ [mm]	Adâncimea $a_2$ [mm]	Adâncimea $a_3$ [mm]	Latimea creștăturii b [mm]	Latimea creștăturii c [mm]	Unghiul de lansare	Înălțimea de lansare h [mm]	DV/DCVF $\delta / \delta_{pm}$ [mm]
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
19	0,21	1,99	1,10	0,62	1,72	0,26	0,25	20°	33,73	0,02
						0,30	0,29	30°	105,44	0,06
						0,42	0,38	40°	128,60	0,08
								45°	153,51	
20	0,21	2,00	0,75	0,69	1,44	0,24	0,24	20°	33,73	0,03
						0,30	0,29	30°	105,44	0,06
						0,39	0,37	40°	128,60	0,12
								45°	153,51	
21	0,20	1,99	0,81	0,67	1,48	0,24	0,23	20°	33,73	0,01
						0,30	0,28	30°	105,44	0,04
						0,34	0,32	40°	128,60	0,08
								45°	153,51	
22	0,20	1,99	0,80	1,04	1,84	0,27	0,24	20°	33,73	0,01
						0,32	0,29	30°	105,44	0,06
						0,38	0,33	40°	128,60	0,08
								45°	153,51	
23	0,21	2,00	0,83	0,72	1,55	0,30	0,28	20°	33,73	0,03
						0,34	0,32	30°	105,44	0,07
						0,43	0,39	40°	128,60	0,09
						0,52	0,47	45°	153,51	0,15
24	0,21	1,99	0,69	0,65	1,34	0,30	0,28	20°	33,73	0,03
						0,37	0,34	30°	105,44	0,06
								40°	128,60	
								45°	153,51	

Tabelul A.4.8. 4 Fișa de încercare pentru seria 4

SERIA 3 - Temperatura de încercare T = 20±5 °C

Nr. probă	Lățimea creșterii a <sub>1</sub> [mm]	Adâncimea creșterii a <sub>2</sub> [mm]	Adâncimea a <sub>3</sub> [mm]	Adâncimea a <sub>4</sub> [mm]	Adâncimea a <sub>5</sub> [mm]	Lățimea creșterii b <sub>1</sub> [mm]	Lățimea creșterii b <sub>2</sub> [mm]	Unghiul α	Adâncimea a <sub>6</sub> [mm]	Adâncimea a <sub>7</sub> [mm]
13	0,22	2,00	0,75	1,03	1,78	0,33	0,29	45°	105,44	0,03
						0,45	0,39	50°	128,00	0,11
						0,62	0,52	55°	153,51	0,21
						0,78	0,66	60°	180,00	0,33
						0,97	0,78	65°	207,86	0,38
						1,18	0,90	70°	236,87	0,42
						1,44	1,20	75°	266,83	0,75
1,71	1,34	80°	297,49	0,77						
14	0,22	1,99	0,95	0,80	1,75	0,33	0,30	45°	105,44	0,04
						0,52	0,43	50°	128,00	0,08
						0,69	0,57	55°	153,51	0,17
						0,85	0,75	60°	180,00	0,36
						1,02	0,89	65°	207,86	0,48
						1,30	1,08	70°	236,87	0,53
						1,64	1,44	75°	266,83	0,92
15	0,20	2,00	0,62	0,82	1,44	0,35	0,31	45°	105,44	0,05
						0,50	0,46	50°	128,00	0,20
						0,71	0,65	55°	153,51	0,36
						0,90	0,79	60°	180,00	0,43
						1,11	1,00	65°	207,86	0,64
						1,36	1,20	70°	236,87	0,77
						1,63	1,43	75°	266,83	0,94
16	0,20	1,99	0,84	0,52	1,36	0,35	0,32	45°	105,44	0,04
						0,54	0,50	50°	128,00	0,19
						0,75	0,68	55°	153,51	0,28
						0,98	0,88	60°	180,00	0,40
						1,22	1,08	65°	207,86	0,48
						1,41	1,28	70°	236,87	0,71
								75°	266,83	
		80°	297,49							
17	0,21	1,99	0,84	0,68	1,52	0,38	0,34	45°	105,44	0,05
						0,54	0,50	50°	128,00	0,21
						0,77	0,71	55°	153,51	0,38
						0,98	0,85	60°	180,00	0,43
						1,22	1,07	65°	207,86	0,57
						1,44	1,26	70°	236,87	0,70
								75°	266,83	
		80°	297,49							
18	0,20	2,00	0,55	0,54	1,09	0,36	0,34	45°	105,44	0,09
						0,52	0,50	50°	128,00	0,25
						0,78	0,72	55°	153,51	0,36
						1,03	0,97	60°	180,00	0,61
						1,25	1,16	65°	207,86	0,72
						1,54	1,38	70°	236,87	0,75
								75°	266,83	
		80°	297,49							

Tabelul A.4.8. 5 Fișa de încercare pentru seria 3

Anexa 4.9

Studiu Pilot TUM-UPT

Viteza de propagare a fisurii

Element	Proba nr.
LT	1
	18
	19
QT	6
	7
	16
	17
HT	24
	25
	26
	27
LT-Steg	36
	37
	38
QT-Steg	45
	46
	47

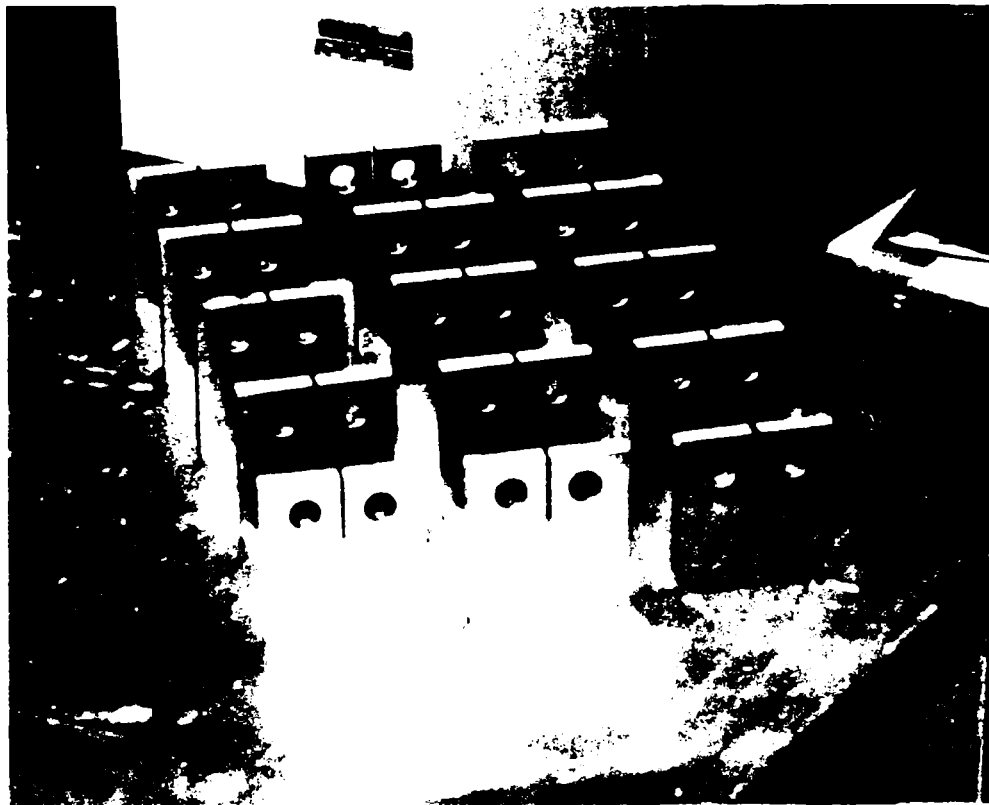


Figura A.4.9. 1 Seriile de probe CT

Verificarea dimensiunilor probelor CT

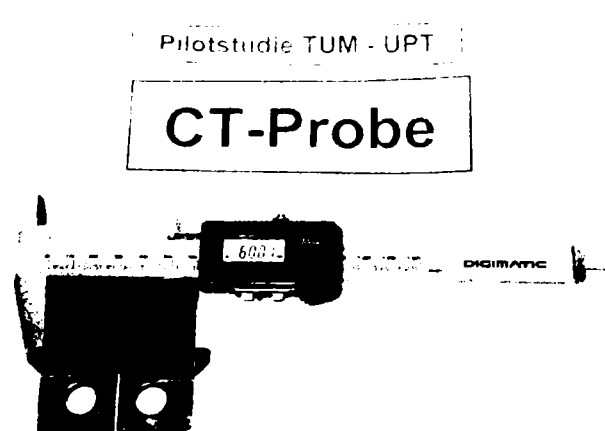


Figura A.4.9. 2

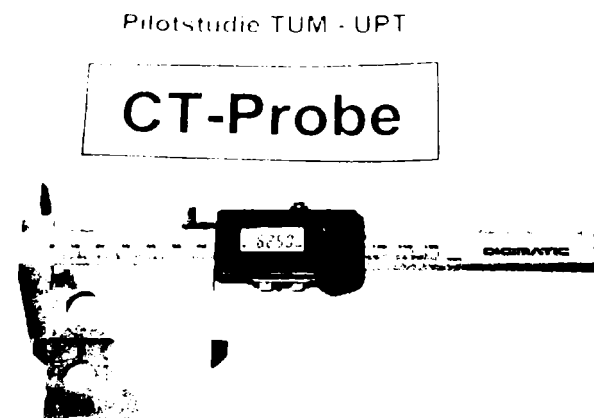


Figura A.4.9. 3

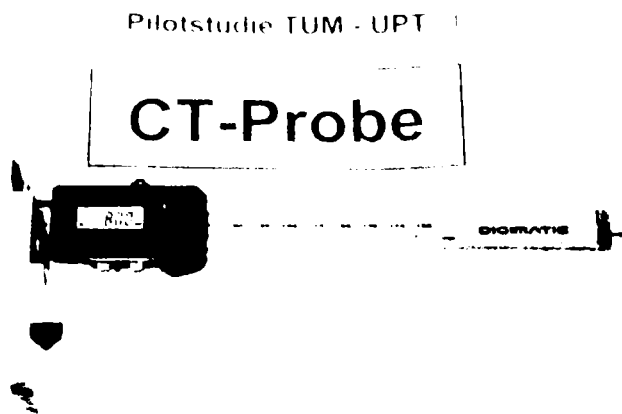


Figura A.4.9. 4

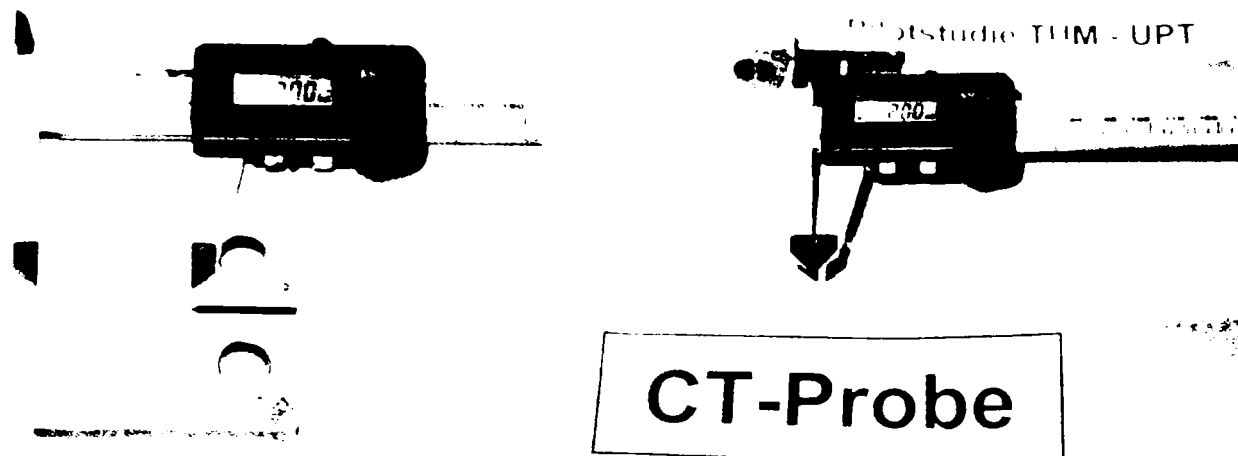


Figura A.4.9. 5

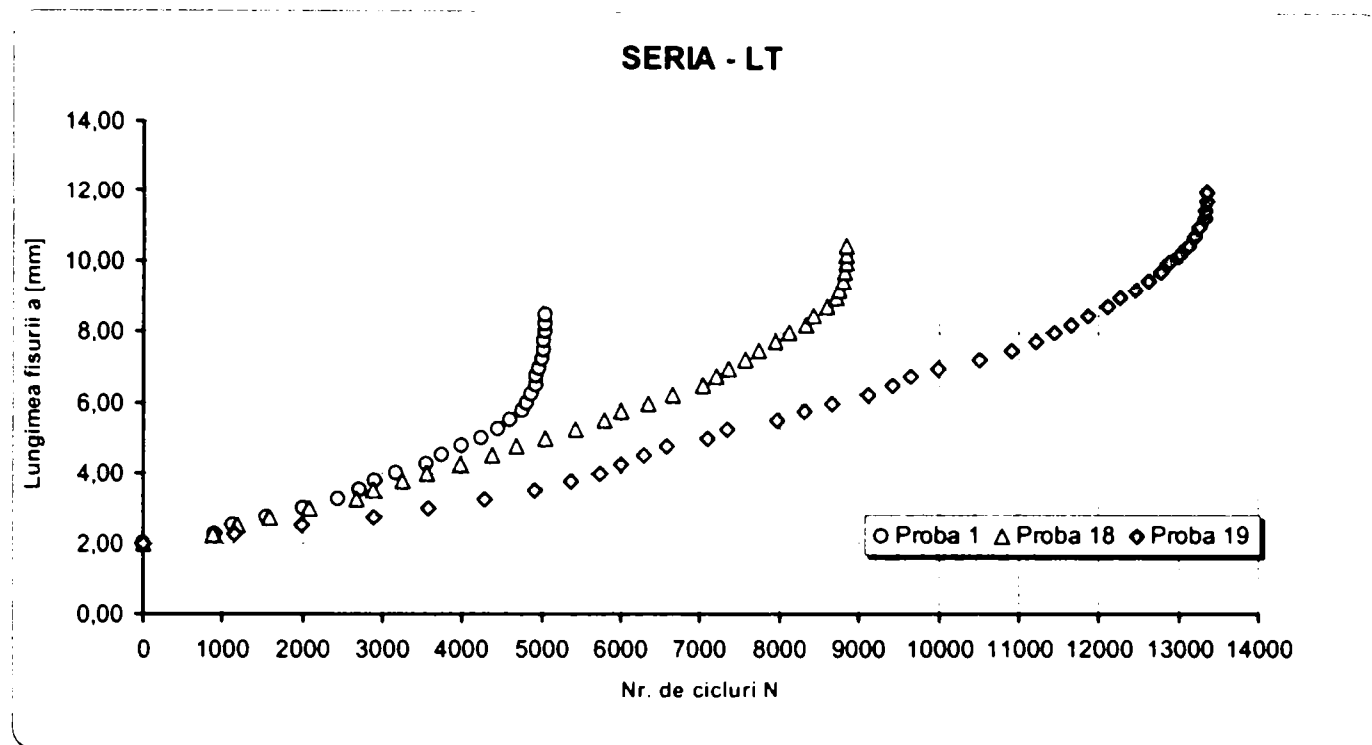
Figura A.4.9. 6

Ciclul de solicitare - Etapa I	[kN]
Ciclul 1	18,00
	4,50
Ciclul 2	15,00
	3,75

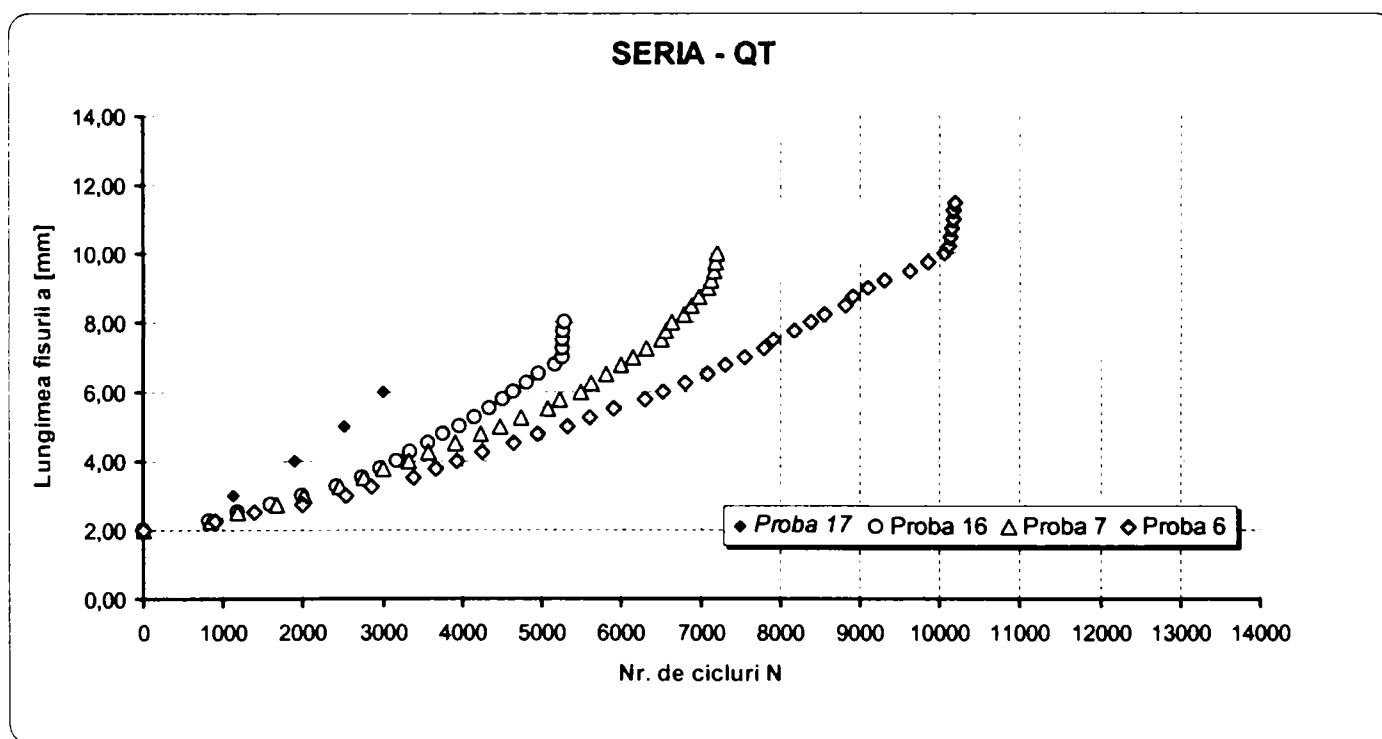
Tabelul A.4.9.1 Cicluri de solicitare  $F_{max} / F_{min}$  utilizate în etapa de prefisurare a probelor

Ciclul de solicitare - Etapa II	[kN]
Ciclul 1	18,00
	4,50

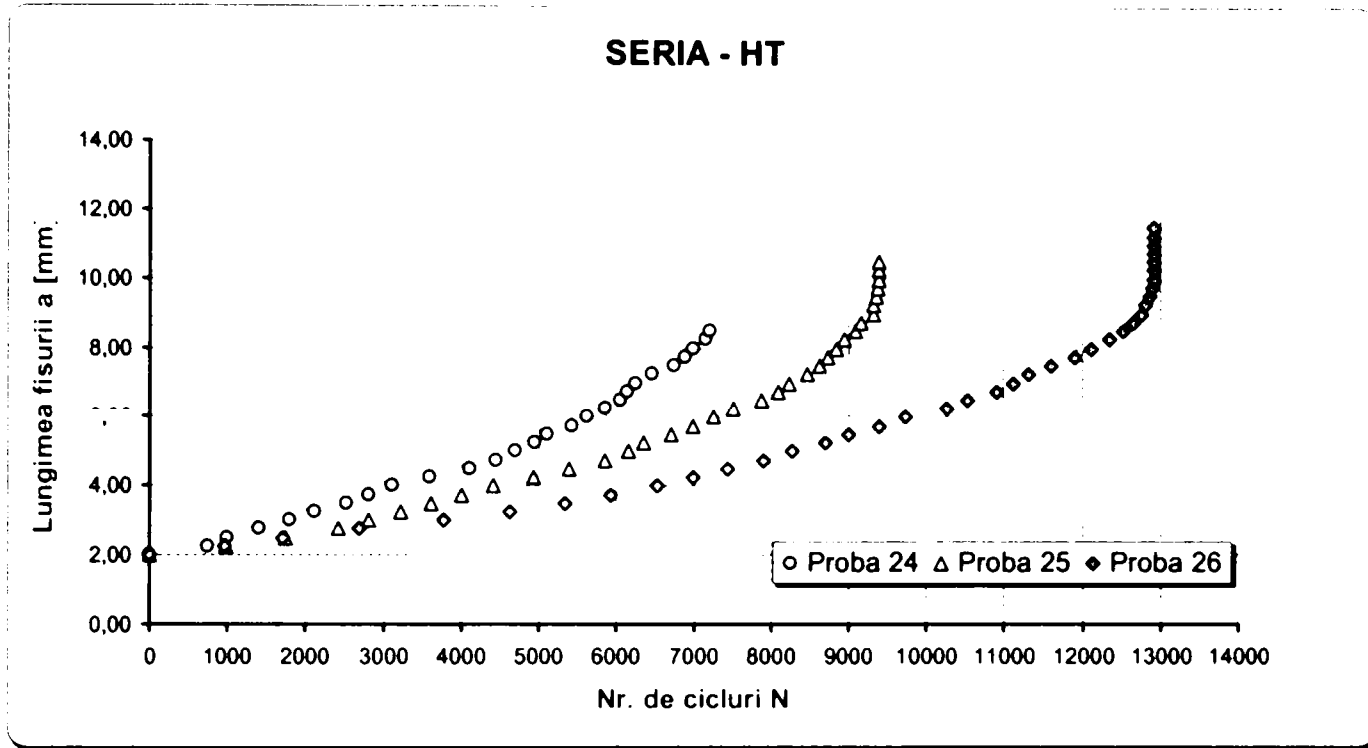
Tabelul A.4.9.2 Cicluri de solicitare  $F_{max} / F_{min}$  utilizate în cadrul încercărilor propriu - zise



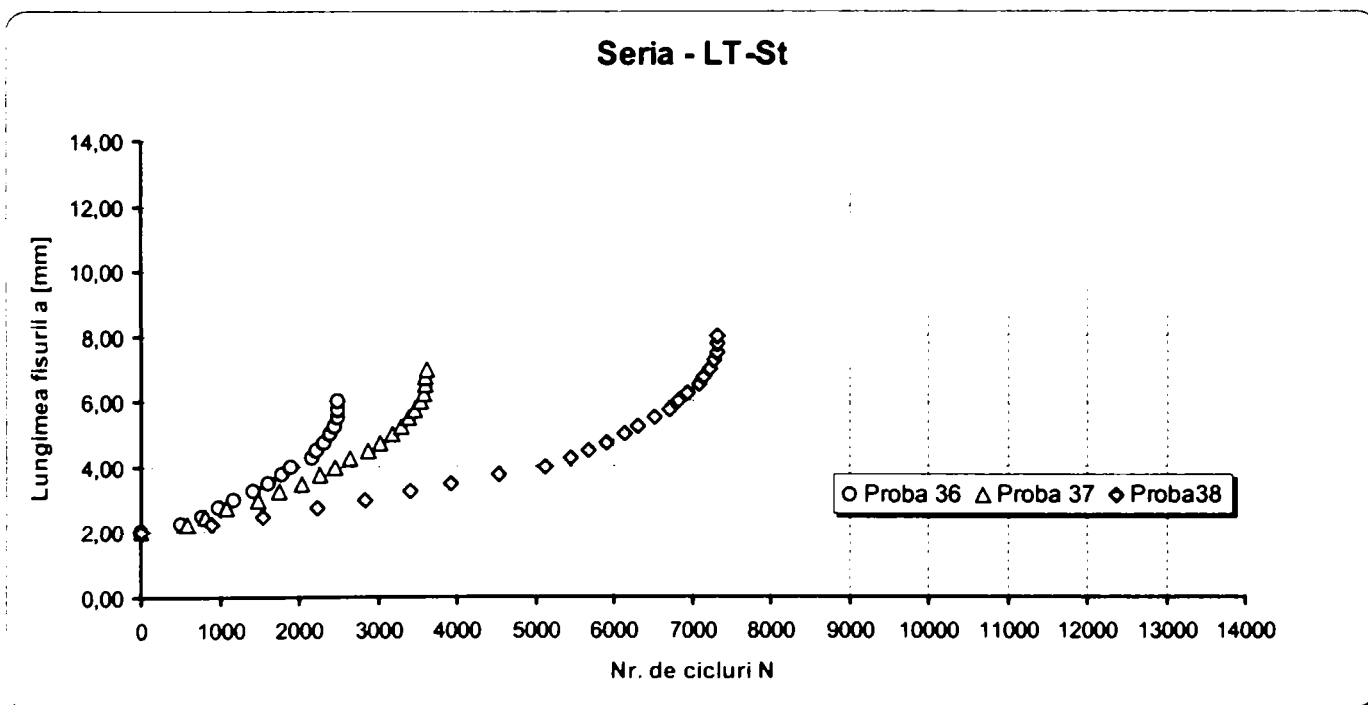
**Figura A.4.9.7** Curbele a – N determinate experimental pentru seria de probe LT (lonjeroni)



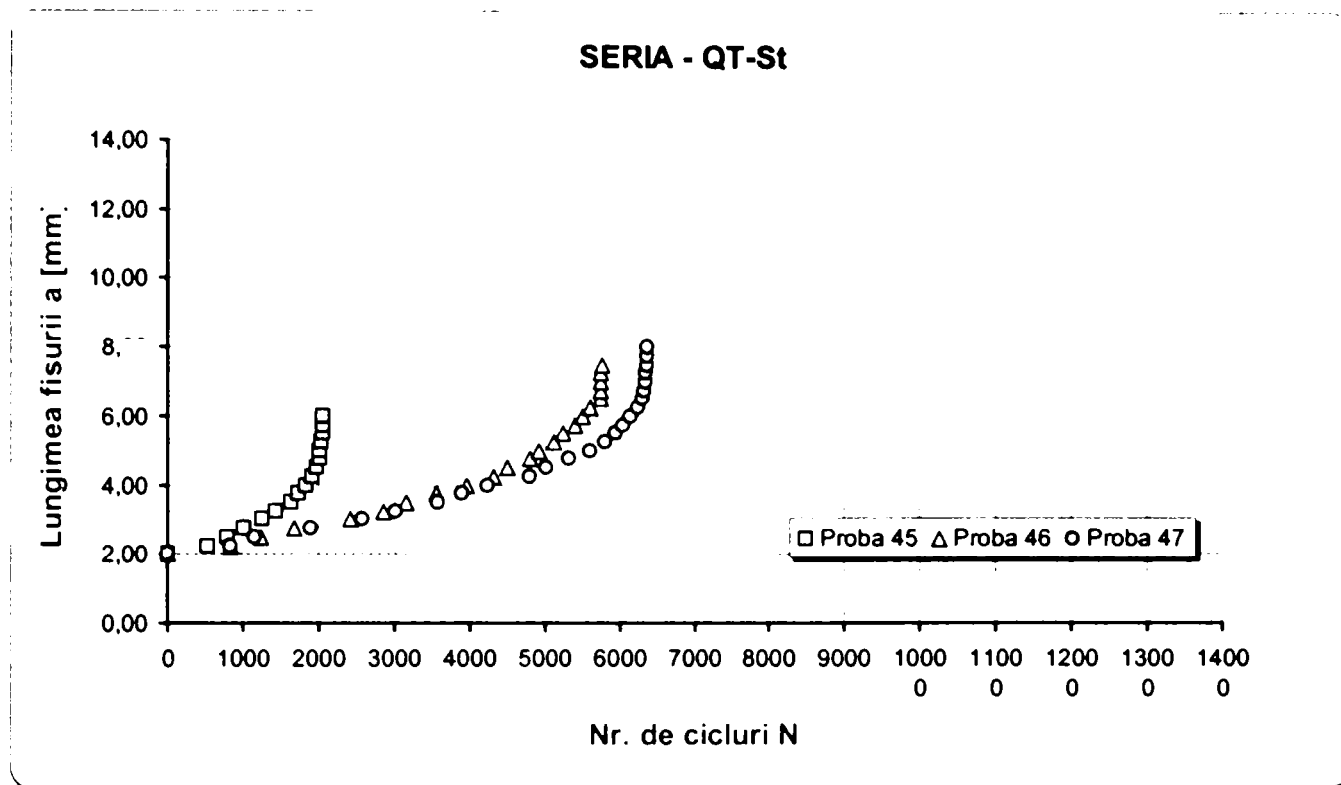
**Figura A.4.9.8** Curbele a – N determinate experimental pentru seria de probe QT (antretoaze)



**Figura A.4.9.9** Curbele a – N determinate experimental pentru seria de probe HT (grinda principală)



**Figura A.4.9.10** Curbele a – N determinate experimental pentru seria de probe LT-St (lonjeron - inimă)



**Figura A.4.9.11** Curbele a – N determinate experimental pentru seria de probe QT-St  
(antretoază- inimă)







## Anexa 5.2

# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 1 de evaluare simplificata (preliminara)*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **LONJERON - TALPA (LT-G)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 301.84 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 424.9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 363 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 154.44 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 3980 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Determinarea lui $\sigma_{\text{max}}$

▣ Evaluarea tensiunii maxime din platbanda de talpa a lonjeronului:

$$\sigma_{\text{max}} := k_{\text{tm}} \cdot P_m + k_{\text{tb}} \cdot [P_b + (k_m - 1) \cdot P_m] + Q$$

$$\sigma_{\text{max}} = 101.1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Evaluarea tensiunii maxime din corniera de prindere a lonjeronului:

▣  $\sigma_{\text{maxL}} := k_{\text{tm}} \cdot P_{\text{mL}} + k_{\text{tb}} \cdot [P_b + (k_m - 1) \cdot P_{\text{mL}}] + Q$

$$\sigma_{\text{maxL}} = 99.53 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

## 3. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram)

3.1. Tensiunea maxima a fost evaluata la punctul 2.

3.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)^3}$$

BS 7910 - Anexa M

Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

## Modelul 1

1.1. Cazul platbeziei de talpa a lonjeronului:

Anexa M / M.3.1.

$$a := 2.0\text{mm}$$

$$a_{tt} := (2 \cdot a + 1.5 \cdot 23.0\text{mm}) \cdot 0.5 \quad a_{tt} = 19.25\text{mm}$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 200\text{mm}$$

$$f_w := \left( \sec\left(\frac{\pi \cdot a_{tt}}{w}\right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.023$$

$$K_{I1.1} := M \cdot f_w \cdot M_m \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt})} \quad K_{I1.1} = 804.681 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r1.1} := \frac{K_{I1.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r1.1} = 0.202$$

1.2. Cazul cornierei de prindere a talpii lonjeronului:

Anexa M / M.3.1.

$$a := 2.0\text{mm}$$

$$a_{tt.L} := (2 \cdot a + 1.5 \cdot 23.0\text{mm}) \cdot 0.5 \quad a_{tt.L} = 19.25\text{mm}$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 90\text{mm}$$

$$f_w := \left( \sec\left(\frac{\pi \cdot a_{tt}}{w}\right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.13$$

$$K_{I1.2} := M \cdot f_w \cdot M_m \cdot \sigma_{\max L} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt.L})} \quad K_{I1.2} = 874.928 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r1.2} := \frac{K_{I1.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r1.2} = 0.22$$

Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

Analiza se face in toate subcazurile 2.\* pentru platbanda de talpa a lonjeronului

$$a := \begin{pmatrix} 5.0\text{mm} \\ 10.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 200\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.121 \\ 1.132 \end{pmatrix}$$

$$K_{I2.1} := M \cdot f_w \cdot M_{m_{0,0}} \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2.1} = \begin{pmatrix} 448.995 \\ 634.975 \end{pmatrix} \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r2.1} := \frac{K_{I2.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.113 \\ 0.16 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{cases} 13.5\text{mm} & \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ 27.0\text{mm} & \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{cases} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 200\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.147 \\ 1.239 \end{pmatrix}$$

$$K_{I2.2} := M \cdot f_w \cdot M_{m0,0} \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)}$$

$$K_{I2.2} = \begin{pmatrix} 755.012 \\ 1067.748 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r2.2} := \frac{K_{I2.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.2} = \begin{pmatrix} 0.19 \\ 0.268 \end{pmatrix}$$

### 3.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{\text{crit}} := 0.25\text{mm}$$

$\delta_I$  se determina din  $K_I$  calculat la punctul 3.2.

$$\delta_I := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_I^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_I^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

### Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

#### Modelul 1

##### 1.1. Cazul platbeziei de talpa a lonjeronului:

$$\delta_{I1.1} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I1.1}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I1.1}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{I1.1} = 0.0102\text{mm}$$

$$\delta_{r1.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I1.1}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r1.1} = 0.202$$

##### 1.2. Cazul comierei de prindere a talpii lonjeronului:

$$\delta_{I1.2} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\max L}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I1.2}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I1.2}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max L}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\max L}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{I1.2} = 0.0121 \text{ mm}$$

$$\delta_{r1.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I1.2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r1.2} = 0.22$$

### Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

#### 2.1.

$$\delta_{I2.1} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I2.1}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I2.1}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{r2.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.1}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.113 \\ 0.16 \end{pmatrix}$$

#### 2.2.

$$\delta_{I2.2} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I2.2}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I2.2}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{r2.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2.2} = \begin{pmatrix} 0.19 \\ 0.268 \end{pmatrix}$$

### 3.4. Parametrul $S_r$ - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$S_r := \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

BS 7910 / Anexa P

### Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw*)

#### 1.1. Cazul platbeziei de talpa a lonjeronului: Modelul 1 Anexa P / P.3.1.

$$\sigma_{\text{ref.1.1}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2 \cdot a_{\text{tt}}}{w_{\text{tt}}} \right) \right]} \quad \begin{array}{l} w_{\text{tt}} := 200 \text{ mm} \\ a_{\text{tt}} = 19.25 \text{ mm} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.1.1}} = 125.201 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{r.1.1} := \frac{\sigma_{\text{ref.1.1}}}{\sigma_{\text{flow}}} \quad S_{r.1.1} = 0.345$$

#### 1.2. Cazul cornierei de prindere a talpii lonjeronului:

$$\sigma_{\text{ref.1.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_{mL}^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2 \cdot a_{\text{tt.L}}}{w_{\text{tt.L}}} \right) \right]} \quad \begin{array}{l} w_{\text{tt.L}} := 90 \text{ mm} \\ a_{\text{tt}} = 19.25 \text{ mm} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.1.2}} = 173.936 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{\text{r.1.2}} := \frac{\sigma_{\text{ref.1.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{\text{r.1.2}} = 0.479$$

**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

$$a := \begin{pmatrix} 5.0\text{mm} \\ 10.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 200 \text{ mm}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.1}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.1}} = \begin{pmatrix} 106.421 \\ 112.333 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{\text{r.2.1}} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.1}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{\text{r.2.1}} = \begin{pmatrix} 0.293 \\ 0.309 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 13.5\text{mm} \\ 27.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} = \begin{pmatrix} 116.879 \\ 138.493 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{\text{r.2.2}} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{\text{r.2.2}} = \begin{pmatrix} 0.322 \\ 0.381 \end{pmatrix}$$

### REZULTATE

	K	$\delta$	S
<b>r1.1</b>	0,202	0,202	0,345
<b>r1.2</b>	0,220	0,220	0,479
<b>r2.1.a</b>	0,113	0,113	0,293
<b>r2.1.b</b>	0,160	0,160	0,309
<b>r2.2.a</b>	0,190	0,190	0,322
<b>r2.2.b</b>	0,268	0,268	0,381

3.5. Determinarea lui  $a_c$  conform FAD\_Nivel 1

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de talpa a lonjeronului - model 1 :

$$K_{r,max} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 2813.86 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{max} = 101.1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_{c1} := 79.18658 \text{ mm}$$

$$w := 200 \text{ mm}$$

$$K_I := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_{c1}}{w} \right) \right)^{0.5} \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{c1})}$$

$$K_I = 2814 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

Daca se considera  $\sigma_{max} = \sigma_{adm}$ , rezulta:

$$\sigma_{STAS} := 143 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 64.7725 \text{ mm}$$

$$w := 200 \text{ mm}$$

$$K_I := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_c}{w} \right) \right)^{0.5} \cdot \sigma_{STAS} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_c)}$$

$$K_I = 2814 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru cornierade prindere a talpii a lonjeronului:

Model 1

$$K_{r,max} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 2813.86 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{max} = 101.1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 40.295 \text{ mm}$$

$$w := 90 \text{ mm}$$

$$K_I := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_c}{w} \right) \right)^{0.5} \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_c)}$$

$$K_I = 2813 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de talpa a lonjeronului - model 2 :

$$K_{r,max} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 2813.86 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{max} = 101.1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 70.3664 \text{ mm} \quad w := 200 \text{ mm}$$

$$K_I := \left[ 1.12 - 0.23 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right) + 10.6 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^2 - 21.7 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^3 + 30.4 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^4 \right] \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_c)}$$

$$K_I = 2813.86 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 1 de evaluare simplificata (preliminara)*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **LONJERON - INIMA (LT-St)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 301.84 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 424.9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 363.37 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 154.44 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 3980 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Determinarea lui $\sigma_{\text{max}}$



Evaluarea tensiunii maxime din platbanda de talpa a lonjeronului:

$$\sigma_{\text{max}} := k_{\text{tm}} \cdot P_m + k_{\text{tb}} \cdot [P_b + (k_m - 1) \cdot P_m] + Q$$

$$\sigma_{\text{max}} = 99.68 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

## 3. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram)

3.1. Tensiunea maxima a fost evaluata la punctul 2.

3.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

BS 7910 - Anexa M

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)^3}$$



Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

Configurația fisurii din modelul 1 nu a fost studiată, cazul inimii lonjeronului fiind mult mai bine caracterizat decât modelul 2.\*

Cazul 2 - Defecte marginale în table (*Edge flaw in plates*)

$$a := \begin{pmatrix} 92.0\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 700\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.233 \\ 1.543 \end{pmatrix}$$

$$K_{I2} := M \cdot f_w \cdot M_{m_{0,0}} \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2} = \begin{pmatrix} 2088.941 \\ 2954.208 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2} := \frac{K_{I2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2} = \begin{pmatrix} 0.525 \\ 0.742 \end{pmatrix}$$

### 3.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{\text{crit}} := 0.25\text{mm}$$

$\delta_I$  se determină din  $K_I$  calculat la punctul 3.2.

Cazul 2 - Defecte marginale în table (*Edge flaw in plates*)

$$\delta_{I2} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I2}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I2}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{r2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2} = \begin{pmatrix} 0.525 \\ 0.742 \end{pmatrix}$$

### 3.4. Parametrul $S_r$ - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$S_r := \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_{\text{flow}}} \quad \text{BS 7910 / Anexa P}$$

Cazul 2 - Defecte marginale în table (*Edge flaw in plates*)

$$a := \begin{pmatrix} 92\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 700\text{mm}$$

$$\sigma_{\text{ref.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2}} = \left( \frac{135.225}{210.169} \right) \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{r.2} := \frac{\sigma_{\text{ref.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{r.2} = \left( \frac{0.372}{0.578} \right)$$

### REZULTATE

	K	$\delta$	S
r2.a	0.525	0.525	0.372
r2.b	0.742	0.742	0.578

### 3.5. Determinarea lui $a_c$ conform FAD\_Nivel 1

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de talpa a lonjeronului - model 1 :

$$K_{r,\text{max}} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic}$$

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de inima a lonjeronului - model 2 :

$$K_{r,\text{max}} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 2813.86 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{\text{max}} = 99.68 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 136.73 \text{ mm} \quad w := 700 \text{ mm}$$

$$K_I := \left[ 1.12 - 0.23 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right) + 10.6 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^2 - 21.7 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^3 + 30.4 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^4 \right] \cdot \sigma_{\text{max}} \cdot \sqrt{\pi \cdot a_c}$$

$$K_I = 2813.86 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 1 de evaluare simplificata (preliminara)*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **ANTRETOAZA - TALPA (QT-G)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 258.56 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 363.52 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 311.04 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{Ic} := 132.19 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{Ic} := 3684.35 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Determinarea lui $\sigma_{\text{max}}$



Evaluarea tensiunii maxime din platbanda de talpa a lonjeronului:

$$\sigma_{\text{max}} := k_{\text{tm}} \cdot P_m + k_{\text{tb}} \cdot [P_b + (k_m - 1) \cdot P_m] + Q$$

$$\sigma_{\text{max}} = 178.4 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Evaluarea tensiunii maxime din corniera de prindere a lonjeronului:



$$\sigma_{\text{maxL}} := k_{\text{tm}} \cdot P_{mL} + k_{\text{tb}} \cdot [P_b + (k_m - 1) \cdot P_{mL}] + Q$$

$$\sigma_{\text{maxL}} = 174.59 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

## 3. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram)

3.1. Tensiunea maxima a fost evaluata la punctul 2.

3.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I}{K_{Ic}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)}$$

BS 7910 - Anexa M

Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

## Modelul 1

1.1. Cazul platbeziei de talpa a antretoazei:

Anexa M / M.3.1.

$$a := 2.0\text{mm}$$

$$a_{tt} := (2 \cdot a + 1.5 \cdot 23.0\text{mm}) \cdot 0.5 \quad a_{tt} = 19.25\text{mm}$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 230\text{mm}$$

$$f_w := \left( \sec\left(\frac{\pi \cdot a_{tt}}{w}\right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.018$$

$$K_{I1.1} := M \cdot f_w \cdot M_m \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt})} \quad K_{I1.1} = 1411.821\text{N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r1.1} := \frac{K_{I1.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r1.1} = 0.383$$

1.2. Cazul cornierei de prindere a talpii antretoazei:

Anexa M / M.3.1.

$$a := 2.0\text{mm}$$

$$a_{tt.L} := (2 \cdot a + 1.5 \cdot 23.0\text{mm}) \cdot 0.5 \quad a_{tt.L} = 19.25\text{mm}$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 90\text{mm}$$

$$f_w := \left( \sec\left(\frac{\pi \cdot a_{tt}}{w}\right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.13$$

$$K_{I1.2} := M \cdot f_w \cdot M_m \cdot \sigma_{\max L} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt.L})} \quad K_{I1.2} = 1534.749\text{N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r1.2} := \frac{K_{I1.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r1.2} = 0.417$$

Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

Analiza se face in toate subcazurile 2.\* pentru platbanda de talpa a antretoazei

$$a := \begin{pmatrix} 5.0\text{mm} \\ 10.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 230\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.12 \\ 1.128 \end{pmatrix}$$

$$K_{I2.1} := M \cdot f_w \cdot M_{m_{0,0}} \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2.1} = \begin{pmatrix} 791.758 \\ 1119.715 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r2.1} := \frac{K_{I2.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.215 \\ 0.304 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{cases} 13.5\text{mm} & \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ 27.0\text{mm} & \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{cases} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 230\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.139 \\ 1.21 \end{pmatrix}$$

$$K_{I2.2} := M \cdot f_w \cdot M_{m0,0} \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)}$$

$$K_{I2.2} = \begin{pmatrix} 1323.297 \\ 1871.424 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2.2} := \frac{K_{I2.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.2} = \begin{pmatrix} 0.359 \\ 0.508 \end{pmatrix}$$

### 3.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{\text{crit}} := 0.25\text{mm}$$

$\delta_I$  se determina din  $K_I$  calculat la punctul 3.2.

$$\delta_I := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_I^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_I^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-tickness flaw in plates*)

#### Modelul 1

##### 1.1. Cazul platbezii de talpa a antretoazei:

$$\delta_{I1.1} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I1.1}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I1.1}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{I1.1} = 0.0339\text{mm}$$

$$\delta_{r1.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I1.1}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r1.1} = 0.368$$

##### 1.2. Cazul cornierei de prindere a talpii antretoazei:

$$\delta_{I1.2} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\max L}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I1.2}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I1.2}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max L}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\max L}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{I1.2} = 0.0405 \text{ mm}$$

$$\delta_{r1.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I1.2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r1.2} = 0.402$$

### Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

2.1.

$$\delta_{I2.1} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I2.1}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I2.1}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{r2.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.1}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.207 \\ 0.292 \end{pmatrix}$$

2.2.

$$\delta_{I2.2} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I2.2}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I2.2}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{r2.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2.2} = \begin{pmatrix} 0.345 \\ 0.488 \end{pmatrix}$$

### 3.4. Parametrul $S_r$ - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$S_r := \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

BS 7910 / Anexa P

### Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw*)

1.1. Cazul platbezii de talpa a antretoazei: **Modelul 1** Anexa P / P.3.1.

$$\sigma_{\text{ref.1.1}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2 \cdot a_{\text{tt}}}{w_{\text{tt}}} \right) \right]} \quad \begin{matrix} w_{\text{tt}} := 230 \text{ mm} \\ a_{\text{tt}} = 19.25 \text{ mm} \end{matrix}$$

$$\sigma_{\text{ref.1.1}} = 214.266 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{r.1.1} := \frac{\sigma_{\text{ref.1.1}}}{\sigma_{\text{flow}}} \quad S_{r.1.1} = 0.689$$

1.2. Cazul cornierei de prindere a talpii antretoazei:

$$\sigma_{\text{ref.1.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_{mL}^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2a_{\text{tt.L}}}{w_{\text{tt.L}}} \right) \right]} \quad \begin{matrix} w_{\text{tt.L}} := 90 \text{ mm} \\ a_{\text{tt}} = 19.25 \text{ mm} \end{matrix}$$

$$\sigma_{\text{ref.1.2}} = 305.109 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{\text{r.1.2}} := \frac{\sigma_{\text{ref.1.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{\text{r.1.2}} = 0.981$$

**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

$$a := \begin{pmatrix} 5.0\text{mm} \\ 10.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 230 \text{ mm}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.1}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.1}} = \begin{pmatrix} 186.509 \\ 195.39 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{\text{r.2.1}} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.1}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{\text{r.2.1}} = \begin{pmatrix} 0.6 \\ 0.628 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 13.5\text{mm} \\ 27.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} = \begin{pmatrix} 202.128 \\ 233.136 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{\text{r.2.2}} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{\text{r.2.2}} = \begin{pmatrix} 0.65 \\ 0.75 \end{pmatrix}$$

### REZULTATE

	K	$\delta$	S
<b>r1.1</b>	0,383	0,368	0,689
<b>r1.2</b>	0,417	0,402	0,981
<b>r2.1.a</b>	0,215	0,207	0,600
<b>r2.1.b</b>	0,304	0,292	0,628
<b>r2.2.a</b>	0,359	0,345	0,650
<b>r2.2.b</b>	0,508	0,488	0,750

3.5. Determinarea lui  $a_c$  conform FAD\_Nivel 1

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de talpa a antretoazei - model 1 :

$$K_{r,max} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 2604.835 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{max} = 178.4 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_{c1} := 51.65757 \text{ mm}$$

$$K_I := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_{c1}}{w} \right) \right)^{0.5} \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{c1})} \quad w := 230 \text{ mm}$$

$$K_I = 2604.835 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru cornierade prindere a talpii a antretoazei:

Model 1

$$K_{r,max} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 2604.835 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{max} = 178.4 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 31.27 \text{ mm}$$

$$K_I := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_c}{w} \right) \right)^{0.5} \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_c)} \quad w := 90 \text{ mm}$$

$$K_I = 2604 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de talpa a antretoazei - model 2 :

$$K_{r,max} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 2604.835 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{max} = 178.4 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 39.53 \text{ mm} \quad w := 230 \text{ mm}$$

$$K_I := \left[ 1.12 - 0.23 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right) + 10.6 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^2 - 21.7 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^3 + 30.4 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^4 \right] \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_c)}$$

$$K_I = 2604 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$



# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 1 de evaluare simplificata (preliminara)*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **ANTRETOAZA - INIMA (QT-St)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 249.47 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 379.07 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 314.27 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 132.19 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 3619 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Determinarea lui $\sigma_{\text{max}}$



Evaluarea tensiunii maxime din platbanda de talpa a lonjeronului:

$$\sigma_{\text{max}} := k_{\text{tm}} \cdot P_m + k_{\text{tb}} \cdot [P_b + (k_m - 1) \cdot P_m] + Q$$

$$\sigma_{\text{max}} = 172.38 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

## 3. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram)

3.1. Tensiunea maxima a fost evaluata la punctul 2.

3.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

BS 7910 - Anexa M

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)^3}$$

Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

Configuratia fisurii din modelul 1 nu a fost studiata, cazul inimii antretoazei fiind mult mai bine caracte modelul 2.\*

Aplicatie FAD\_Niv1\_Kmin\_QT-Steg.mcd

Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

$$a := \begin{pmatrix} 92.0\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 860\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.194 \\ 1.407 \end{pmatrix}$$

$$K_{I2} := M \cdot f_w \cdot M_{m_{0,0}} \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2} = \begin{pmatrix} 3499.473 \\ 4949.003 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2} := \frac{K_{I2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2} = \begin{pmatrix} 0.967 \\ 1.368 \end{pmatrix}$$

3.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{\text{crit}} := 0.25\text{mm}$$

$\delta_I$  se determina din  $K_I$  calculat la punctul 3.2.

Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

$$\delta_{I2} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I2}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I2}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\max}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{r2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2} = \begin{pmatrix} 0.929 \\ 1.314 \end{pmatrix}$$

3.4. Parametrul  $S_r$  - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$S_r := \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_{\text{flow}}} \quad \text{BS 7910 / Anexa P}$$

Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

$$a := \begin{pmatrix} 92\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 860\text{mm}$$

$$\sigma_{\text{ref.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2}} = \left( \frac{219.3}{301.315} \right) \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{\text{r.2}} := \frac{\sigma_{\text{ref.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{\text{r.2}} = \begin{pmatrix} 0.698 \\ 0.959 \end{pmatrix}$$

### REZULTATE

	K	$\delta$	S
r2.a	0,967	0,929	0,698
r2.b	1,368	1,314	0,959

### 3.5. Determinarea lui $a_c$ conform FAD\_Nivel 1

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de talpa a lonjeronului - model 1 :

$$K_{\text{r,max}} = K_{\text{I}} / K_{\text{Ic}} = 0.707 \text{ rezulta } K_{\text{I}} := 0.707 \cdot K_{\text{Ic}}$$

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de inima a lonjeronului - model 2 :

$$K_{\text{r,max}} = K_{\text{I}} / K_{\text{Ic}} = 0.707 \text{ rezulta } K_{\text{I}} := 0.707 \cdot K_{\text{Ic}} \quad K_{\text{I}} = 2558.633 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{\text{max}} = 172.38 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 53.7535 \text{ mm} \quad w := 860 \text{ mm}$$

$$K_{\text{I}} := \left[ 1.12 - 0.23 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right) + 10.6 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^2 - 21.7 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^3 + 30.4 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^4 \right] \cdot \sigma_{\text{max}} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_c)}$$

$$K_{\text{I}} = 2558.63 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 1 de evaluare simplificata (preliminara)*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **GRINDA PRINCIPALA (HT-UG)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 307.48 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 406.60 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 357.04 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 48.6 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.08 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 2272 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Determinarea lui $\sigma_{\text{max}}$



$$\sigma_{\text{max}} := k_{\text{tm}} \cdot P_m + k_{\text{tb}} \cdot [P_b + (k_m - 1) \cdot P_m] + Q$$

$$\sigma_{\text{max}} = 118.3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

## 3. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram)

3.1. Tensiunea maxima a fost evaluata la punctul 2.

3.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

BS 7910 - Anexa M

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)}$$

Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

Modelul 1 Cazul cornierei de prindere

Anexa M / M.3.1.

$$a := 2.0 \text{mm} \quad a_{\text{tt}} := (2 \cdot a + 1.5 \cdot 23.0 \text{mm}) \cdot 0.5 \quad a_{\text{tt}} = 19.25 \text{mm}$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 90\text{mm}$$

$$f_w := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_{tt}}{w} \right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.13$$

$$K_{I1} := M \cdot f_w \cdot M_m \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt})} \quad K_{I1} = 1039.927 \text{N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r1} := \frac{K_{I1}}{K_{Ic}} \quad K_{r1} = 0.458$$

### Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

Analiza se face pentru platbanda de inima.

$$a := \begin{pmatrix} 5.0\text{mm} \\ 10.0\text{mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 450\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left( \frac{a}{w} \right) + 10.6 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^2 - 21.7 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^3 + 30.4 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.119 \\ 1.12 \end{pmatrix}$$

$$K_{I2.1} := M \cdot f_w \cdot M_{m_{0,0}} \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2.1} = \begin{pmatrix} 524.527 \\ 741.793 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r2.1} := \frac{K_{I2.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.231 \\ 0.326 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 92.0\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 450\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left( \frac{a}{w} \right) + 10.6 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^2 - 21.7 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^3 + 30.4 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.384 \\ 2.164 \end{pmatrix}$$

$$K_{I2.2} := M \cdot f_w \cdot M_{m_{0,0}} \cdot \sigma_{\max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)}$$

$$K_{I2.2} = \begin{pmatrix} 2782.905 \\ 3935.622 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$K_{r2.2} := \frac{K_{I2.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.2} = \begin{pmatrix} 1.225 \\ 1.732 \end{pmatrix}$$

3.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{\text{crit}} := 0.08\text{mm}$$

$\delta_I$  se determina din  $K_I$  calculat la punctul 3.2.

$$\delta_I := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_I^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_I^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

**Cazul 1** - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

**Modelul 1**

$$\delta_{I1} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I1}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I1}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{I1} = 0.0167\text{mm}$$

$$\delta_{r1} := \sqrt{\frac{\delta_{I1}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r1} = 0.458$$

**Cazul 2** - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

## 2.1.

$$\delta_{I2.1} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I2.1}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I2.1}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{r2.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.1}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.231 \\ 0.326 \end{pmatrix}$$

## 2.2.

$$\delta_{I2.2} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{K_{I2.2}^2}{\sigma_y \cdot E}, \frac{K_{I2.2}^2 \cdot \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)}{\sigma_y \cdot E} \right]$$

$$\delta_{r2.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2.2} = \begin{pmatrix} 1.224 \\ 1.732 \end{pmatrix}$$

3.4. Parametrul  $S_r$  - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$S_r := \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

BS 7910 / Anexa P

**Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (Through-thickness flaw)****Modelul 1**

Anexa P / P.3.1.

$$\sigma_{\text{ref.1}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2 \cdot a_{\text{tt}}}{w_{\text{tt}}} \right) \right]} \quad \begin{array}{l} w_{\text{tt}} := 460 \text{ mm} \\ a_{\text{tt}} = 19.25 \text{ mm} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.1}} = 129.106 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{r.1} := \frac{\sigma_{\text{ref.1}}}{\sigma_{\text{flow}}} \quad S_{r.1} = 0.362$$

**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

$$a := \begin{pmatrix} 5.0 \text{ mm} \\ 10.0 \text{ mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 450 \text{ mm}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.1}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.1}} = \begin{pmatrix} 120.989 \\ 123.802 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{r.2.1} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.1}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{r.2.1} = \begin{pmatrix} 0.339 \\ 0.347 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 92.0 \text{ mm} \\ 184.0 \text{ mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} = \begin{pmatrix} 200.132 \\ 649.207 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{r.2.2} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$S_{r.2.2} = \begin{pmatrix} 0.561 \\ 1.818 \end{pmatrix}$$

**REZULTATE**

	K	$\delta$	S
r1	0,458	0,458	0,362
r2.1.a	0.231	0,231	0,339
r2.1.b	0.326	0,326	0,347
r2.2.a	1,225	1,224	0.561
r2.2.b	1.732	1,732	1,818

**3.5. Determinarea lui  $a_c$  conform FAD\_Nivel 1**

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru cornierade prindere a talpii a lonjeronului:

Modelul 1

$$K_{r,max} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 1606.304 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{max} = 118.3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 29.76 \text{ mm}$$

$$w := 90 \text{ mm}$$

$$K_I := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_c}{w} \right) \right)^{0.5} \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_c)}$$

$$K_I = 1606 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

Evaluarea dimensiunii maxime admise a fisurii pentru platbanda de talpa a lonjeronului - model 2 :

$$K_{r,max} = K_I / K_{Ic} = 0.707 \text{ rezulta } K_I := 0.707 \cdot K_{Ic} \quad K_I = 1606.304 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$

$$\sigma_{max} = 118.3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad a_c := 42.4 \text{ mm} \quad w := 450 \text{ mm}$$

$$K_I := \left[ 1.12 - 0.23 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right) + 10.6 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^2 - 21.7 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^3 + 30.4 \cdot \left( \frac{a_c}{w} \right)^4 \right] \cdot \sigma_{max} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_c)}$$

$$K_I = 1607 \text{ N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$$



## METODA DE DETERMINARE A DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT UTILIZAND PRODCEURI SIMPLIFICATE

### 1. Definitii

- elementul analizat - **LONJERON - TALPA (LT-G.)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 301.84 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 424.9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 363.37 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 154.44 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 3980 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

### 2. Determinarea lui $\sigma_{\text{max}}$



$$\sigma_{\text{max}} = 101.1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

### 3. Conceptul $K$

$$K_I < K_{\text{Ic}}$$

$$a_c := \left( \frac{1}{\pi} \right) \cdot \left[ \left( \frac{K_{\text{Ic}}}{Y \cdot \sigma_{\text{max}}} \right)^2 \right] \quad Y := 1.12$$

$$a_c = 393.258 \text{mm}$$

BS 7910 - Anexa N

$$a_{m1} := \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \left( \frac{K_{\text{Ic}}}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2$$

$$a_{m1} = 246.652 \text{mm}$$

### 4. Conceptul $\delta_{\text{crit}}$

BS 7910 - Anexa N

$$a_{m2} := \text{if} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right) \leq 0.5, \frac{(\delta_{\text{crit}} \cdot E)}{2 \cdot \pi \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} \right)^2 \cdot \sigma_y}, \frac{\delta_{\text{crit}} \cdot E}{2 \cdot \pi \cdot \left( \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_y} - 0.25 \right)^2 \cdot \sigma_y} \right]$$

$$a_{m2} = 246.748 \text{mm}$$

Eval\_a\_crit.mcd

## ANEXA 5.3

# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

FAD - Failure Assessment Diagram

Ghidul BS 7910-1999

Nivelul 2 de evaluare normala

## 1. Definitii

- elementul analizat - **LONJERON - TALPA (LT-G)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 220.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 352.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 286.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 154.44 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 3033 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram) Nivelul 2.

2.1. Determinarea limitei de excludere  $L_{\text{rmax}}$  (cut-off limit)

$$L_{\text{rmax}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2 \cdot \sigma_y} \quad L_{\text{rmax}} = 1.299$$

2.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

BS 7910 - Anexa M

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)^3} \quad (Y \cdot \sigma) := (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s$$

Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

Anexa M / M.3.1.

1.1. Cazul platbenzii de talpa: **Modelul 1**

$$a_1 := 2.0 \text{mm}$$

$$a_{\text{tt.1}} := (2 \cdot a_1 + 1.5 \cdot 23.0 \text{mm}) \cdot 0.5 \quad a_{\text{tt.1}} = 19.25 \text{mm}$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 200 \text{mm}$$

$$f_w := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_{tt.1}}{w} \right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.023$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1) P_m \right] \right]$$

$$F_p = 103.475 \frac{N}{mm^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = 0 \frac{N}{mm^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = 103.475 \frac{N}{mm^2}$$

$$K_{I1.1} := Y_\sigma \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt.1})} \quad K_{I1.1} = 804.681 N \cdot mm^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r1.1} := \frac{K_{I1.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r1.1} = 0.265$$

### 1.2. Cazul cornierei de prindere a talpii de inima

$$a_2 := 2mm$$

$$a_{tt.2} := (2 \cdot a_2 + 1.5 \cdot 23.0mm) \cdot 0.5 \quad a_{tt.2} = 19.25mm$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 90mm$$

$$f_w := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_{tt.2}}{w} \right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.13$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_{mL} + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1) P_{mL} \right] \right]$$

$$F_p = 112.508 \frac{N}{mm^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = 0 \frac{N}{mm^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = 112.508 \frac{N}{mm^2}$$

$$K_{I1.2} := Y_\sigma \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt.2})} \quad K_{I1.2} = 874.928 N \cdot mm^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r1.2} := \frac{K_{I1.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r1.2} = 0.288$$

### Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)

Analiza se face in toate subcazurile 2.\* pentru platbanda de talpa

$$a := \begin{cases} 5.0mm & \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ 10.0mm & \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{cases} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 200\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.121 \\ 1.132 \end{pmatrix} \quad M_m = M_b$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1)P_m \right] \right]$$

$$F_p = \begin{pmatrix} 113.287 \\ 114.493 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = \begin{pmatrix} 113.287 \\ 114.493 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I2.1} := Y_{\sigma 0,0} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2.1} = \begin{pmatrix} 448.995 \\ 634.975 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2.1} := \frac{K_{I2.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.148 \\ 0.209 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 13.5\text{mm} \\ 27.0\text{mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 200\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.147 \\ 1.239 \end{pmatrix} \quad M_m = M_b$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1)P_m \right] \right]$$

$$F_p = \begin{pmatrix} 115.934 \\ 125.247 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma = \begin{pmatrix} 113.287 \\ 114.493 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I2.2} := Y_{\sigma 0,0} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2.2} = \begin{pmatrix} 737.774 \\ 1043.37 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2.2} := \frac{K_{I2.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.2} = \begin{pmatrix} 0.243 \\ 0.344 \end{pmatrix}$$

2.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{crit} := 0.25\text{mm}$$

**Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (Through-thickness flaw in plates)**

## 1.1. Cazul platbenzii de talpa

$$X := 1.0$$

$$\delta_{I1.1} := \frac{K_{I1.1}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I1.1} = 0.014\text{mm}$$

$$\delta_{r1.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I1.1}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r1.1} = 0.237$$

## 1.2. Cazul cornierei de prindere

$$X := 1.0$$

$$\delta_{I1.2} := \frac{K_{I1.2}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I1.2} = 0.017\text{mm}$$

$$\delta_{r1.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I1.2}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r1.2} = 0.257$$

**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

## 2.1.

$$\delta_{I2.1} := \frac{K_{I2.1}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I2.1} = \begin{pmatrix} 0.004 \\ 0.009 \end{pmatrix} \text{mm}$$

$$\delta_{r2.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.1}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.132 \\ 0.187 \end{pmatrix}$$

## 2.2.

$$\delta_{I2.2} := \frac{K_{I2.2}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I2.2} = \begin{pmatrix} 0.012 \\ 0.024 \end{pmatrix} \text{mm}$$

$$\delta_{r2.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.2}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r2.2} = \begin{pmatrix} 0.217 \\ 0.307 \end{pmatrix}$$

2.4. Parametrul  $L_r$  - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$L_r := \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_y}$$

BS 7910 / Anexa P

## Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (Through-thickness flaw)

## 1.1. Cazul platbezii de talpa

$$\sigma_{\text{ref.1.1}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2a_{\text{tt.1}}}{w_{\text{tt}}} \right) \right]} \quad w_{\text{tt}} := 200\text{mm} \quad \text{Anexa P / P.3.1.}$$

$$\sigma_{\text{ref.1.1}} = 125.201 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.1.1} := \frac{\sigma_{\text{ref.1.1}}}{\sigma_y}$$

$$L_{r.1.1} = 0.568$$

## 1.2. Cazul cornierei de prindere

$$\sigma_{\text{ref.1.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_{mL}^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2a_{\text{tt.2}}}{w_{\text{tt}}} \right) \right]} \quad w_{\text{tt}} := 90\text{mm} \quad \text{Anexa P / P.3.1.}$$

$$\sigma_{\text{ref.1.2}} = 173.936 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.1.2} := \frac{\sigma_{\text{ref.1.2}}}{\sigma_y}$$

$$L_{r.1.2} = 0.789$$

## Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)

$$a := \begin{cases} 5.0\text{mm} & \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ 10.0\text{mm} & \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{cases} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 200\text{mm}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.1}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.1}} = \begin{pmatrix} 106.421 \\ 112.333 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.2.1} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.1}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$L_{r.2.1} = \begin{pmatrix} 0.372 \\ 0.392 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 13.5\text{mm} \\ 27.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} = \begin{pmatrix} 116.879 \\ 138.493 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.2.2} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$L_{r.2.2} = \begin{pmatrix} 0.408 \\ 0.483 \end{pmatrix}$$

### REZULTATE

	K	$\delta$	L
<b>r1.1</b>	0,265	0,237	0,568
<b>r1.2</b>	0,288	0,257	0,789
<b>r2.1.a</b>	0,148	0,132	0,372
<b>r2.1.b</b>	0,209	0,187	0,392
<b>r2.2.a</b>	0,243	0,217	0,408
<b>r2.2.b</b>	0,344	0,307	0,483

# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 2 de evaluare normala*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **LONJERON - INIMA (LT-St)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 220.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 352.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 286.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 154.44 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 3033 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram) Nivelul 2.

### 2.1. Determinarea limitei de excludere $L_{\text{rmax}}$ (cut-off limit)

$$L_{\text{rmax}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2 \cdot \sigma_y} \quad L_{\text{rmax}} = 1.299$$

### 2.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I^2}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

BS 7910 - Anexa M

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad (Y \cdot \sigma) := (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s$$



**Cazul 1** - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

Configuratia fisurii din modelul 1 nu a fost studiata, cazul inimii fiind mult mai bine caracterizat de modelul 2.\*



**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

Analiza se face in toate subcazurile 2.\* pentru platbanda de talpa

$$a := \begin{pmatrix} 92.0\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 700\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.233 \\ 1.543 \end{pmatrix} \quad M_m = M_b$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1)P_m \right] \right]$$

$$F_p = \begin{pmatrix} 122.873 \\ 153.802 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = \begin{pmatrix} 122.873 \\ 153.802 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I2} := Y_{\sigma 0,0} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2} = \begin{pmatrix} 2088.941 \\ 2954.208 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2} := \frac{K_{I2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2} = \begin{pmatrix} 0.689 \\ 0.974 \end{pmatrix}$$

**2.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD**

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{\text{crit}} := 0.25\text{mm}$$

**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

$$X := 1$$

$$\delta_{I2} := \frac{K_{I2}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I2} = \begin{pmatrix} 0.094 \\ 0.189 \end{pmatrix} \text{mm}$$

$$\delta_{r2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2} = \begin{pmatrix} 0.614 \\ 0.868 \end{pmatrix}$$

2.4. Parametrul  $L_r$  - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$L_r := \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_y}$$

BS 7910 / Anexa P

## Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)

$$a := \begin{cases} 92.0\text{mm} & \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ 184.0\text{mm} & \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{cases} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 700 \text{ mm}$$

$$\sigma_{\text{ref.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2}} = \begin{pmatrix} 135.225 \\ 210.169 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.2} := \frac{\sigma_{\text{ref.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$L_{r.2} = \begin{pmatrix} 0.472 \\ 0.734 \end{pmatrix}$$

## REZULTATE

	K	$\delta$	L
r2.a	0,689	0,614	0,472
r2.b	0,974	0,868	0,734

# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 2 de evaluare normala*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **ANTRETOAZA - TALPA (QT-G)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 220.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 352.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 286.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 132.19 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 3033 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram) Nivelul 2.

### 2.1. Determinarea limitei de excludere $L_{\text{rmax}}$ (cut-off limit)

$$L_{\text{rmax}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2 \cdot \sigma_y} \quad L_{\text{rmax}} = 1.299$$

### 2.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I^2}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

BS 7910 - Anexa M

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)^3} \quad (Y \cdot \sigma) := (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s$$



Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

Anexa M / M.3.1.

#### 1.1. Cazul platbenzii de talpa: Modelul 1

$$a_1 := 2.0 \text{mm}$$

$$a_{\text{tt},1} := (2 \cdot a_1 + 1.5 \cdot 23.0 \text{mm}) \cdot 0.5 \quad a_{\text{tt},1} = 19.25 \text{mm}$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 230 \text{mm}$$

$$f_w := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_{tt.1}}{w} \right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.018$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1) P_m \right] \right]$$

$$F_p = 181.547 \frac{N}{mm^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = 0 \frac{N}{mm^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = 181.547 \frac{N}{mm^2}$$

$$K_{I1.1} := Y_\sigma \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt.1})} \quad K_{I1.1} = 1411.821 N \cdot mm^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r1.1} := \frac{K_{I1.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r1.1} = 0.465$$

### 1.2. Cazul cornierei de prindere a talpii de inima

$$a_2 := 2mm$$

$$a_{tt.2} := (2 \cdot a_2 + 1.5 \cdot 23.0mm) \cdot 0.5 \quad a_{tt.2} = 19.25 mm$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 90mm$$

$$f_w := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_{tt.2}}{w} \right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.13$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_{mL} + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1) P_{mL} \right] \right]$$

$$F_p = 197.355 \frac{N}{mm^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = 0 \frac{N}{mm^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = 197.355 \frac{N}{mm^2}$$

$$K_{I1.2} := Y_\sigma \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt.2})} \quad K_{I1.2} = 1534.749 N \cdot mm^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r1.2} := \frac{K_{I1.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r1.2} = 0.506$$

### Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)

Analiza se face in toate subcazurile 2.\* pentru platbanda de talpa

$$a := \begin{cases} 5.0mm & \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ 10.0mm & \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{cases} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 230\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.12 \\ 1.128 \end{pmatrix} \quad M_m = M_b$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot [k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot [P_b + (k_m - 1)P_m]]$$

$$F_p = \begin{pmatrix} 199.771 \\ 201.3 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = \begin{pmatrix} 199.771 \\ 201.3 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I2.1} := Y_{\sigma 0,0} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2.1} = \begin{pmatrix} 791.758 \\ 1119.715 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2.1} := \frac{K_{I2.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.261 \\ 0.369 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 13.5\text{mm} \\ 27.0\text{mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 230\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.139 \\ 1.21 \end{pmatrix} \quad M_m = M_b$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot [k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot [P_b + (k_m - 1)P_m]]$$

$$F_p = \begin{pmatrix} 203.196 \\ 215.818 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma = \begin{pmatrix} 199.771 \\ 201.3 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I2.2} := Y_{\sigma 0,0} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2.2} = \begin{pmatrix} 1300.992 \\ 1839.88 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2.2} := \frac{K_{I2.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.2} = \begin{pmatrix} 0.429 \\ 0.607 \end{pmatrix}$$

### 2.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{crit} := 0.25\text{mm}$$

**Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (Through-thickness flaw in plates)**

#### 1.1. Cazul platbenzii de talpa

$$X := 1.0$$

$$\delta_{I1.1} := \frac{K_{I1.1}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I1.1} = 0.043 \text{ mm}$$

$$\delta_{r1.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I1.1}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r1.1} = 0.415$$

#### 1.2. Cazul cornierei de prindere

$$X := 1.0$$

$$\delta_{I1.2} := \frac{K_{I1.2}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I1.2} = 0.051 \text{ mm}$$

$$\delta_{r1.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I1.2}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r1.2} = 0.451$$

**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

#### 2.1.

$$\delta_{I2.1} := \frac{K_{I2.1}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I2.1} = \begin{pmatrix} 0.014 \\ 0.027 \end{pmatrix} \text{ mm}$$

$$\delta_{r2.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.1}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.233 \\ 0.329 \end{pmatrix}$$

#### 2.2.

$$\delta_{I2.2} := \frac{K_{I2.2}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I2.2} = \begin{pmatrix} 0.037 \\ 0.073 \end{pmatrix} \text{ mm}$$

$$\delta_{r2.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.2}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r2.2} = \begin{pmatrix} 0.382 \\ 0.541 \end{pmatrix}$$

#### 2.4. Parametrul $L_r$ - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$L_r := \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y}$$

BS 7910 / Anexa P

#### Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (Through-thickness flaw)

##### 1.1. Cazul platbezii de talpa

$$\sigma_{ref.1.1} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2a_{tt.1}}{w_{tt}} \right) \right]} \quad w_{tt} := 230\text{mm} \quad \text{Anexa P / P.3.1.}$$

$$\sigma_{ref.1.1} = 214.266 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.1.1} := \frac{\sigma_{ref.1.1}}{\sigma_y}$$

$$L_{r.1.1} = 0.972$$

##### 1.2. Cazul cornierei de prindere

$$\sigma_{ref.1.2} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_{mL}^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2a_{tt.2}}{w_{tt}} \right) \right]} \quad w_{tt} := 90\text{mm} \quad \text{Anexa P / P.3.1.}$$

$$\sigma_{ref.1.2} = 305.109 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.1.2} := \frac{\sigma_{ref.1.2}}{\sigma_y}$$

$$L_{r.1.2} = 1.384$$

#### Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)

Anexa P / P.3.5.

$$a := \begin{pmatrix} 5.0\text{mm} \\ 10.0\text{mm} \end{pmatrix} \quad \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a}$$

$$w = 230\text{mm}$$

$$\sigma_{ref.2.1} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{ref.2.1} = \begin{pmatrix} 186.509 \\ 195.39 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.2.1} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.1}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$L_{r.2.1} = \begin{pmatrix} 0.651 \\ 0.682 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 13.5\text{mm} \\ 27.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} = \begin{pmatrix} 202.128 \\ 233.136 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.2.2} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$L_{r.2.2} = \begin{pmatrix} 0.706 \\ 0.814 \end{pmatrix}$$

### REZULTATE

	K	$\delta$	L
<b>r1.1</b>	0,465	0,415	0,972
<b>r1.2</b>	0,506	0,451	1,384
<b>r2.1.a</b>	0,261	0,233	0,651
<b>r2.1.b</b>	0,369	0,329	0,682
<b>r2.2.a</b>	0,429	0,382	0,706
<b>r2.2.b</b>	0,607	0,541	0,814



# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 2 de evaluare normala*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **ANTRETOAZA - INIMA (QT-St)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 220.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 352.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 286.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 132.19 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.25 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 3033 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram) Nivelul 2.

### 2.1. Determinarea limitei de excludere $L_{\text{rmax}}$ (cut-off limit)

$$L_{\text{rmax}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2 \cdot \sigma_y} \quad L_{\text{rmax}} = 1.299$$

### 2.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I^2}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

BS 7910 - Anexa M

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)^3} \quad (Y \cdot \sigma) := (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s$$



**Cazul 1** - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

Configuratia fisurii din modelul 1 nu a fost studiata, cazul inimii fiind mult mai bine caracterizat de modelul 2.\*

**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

Analiza se face in toate subcazurile 2.\* pentru platbanda de talpa

$$a := \begin{pmatrix} 92.0\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \quad \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$\quad \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 860\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.194 \\ 1.407 \end{pmatrix} \quad M_m = M_b$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1)P_m \right] \right]$$

$$F_p = \begin{pmatrix} 205.842 \\ 242.571 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = \begin{pmatrix} 205.842 \\ 242.571 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I2} := Y_{\sigma 0,0} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2} = \begin{pmatrix} 3499.473 \\ 4949.003 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2} := \frac{K_{I2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2} = \begin{pmatrix} 1.154 \\ 1.632 \end{pmatrix}$$

**2.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD**

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{\text{crit}} := 0.25\text{mm}$$

**Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)**

$$X := 1$$

$$\delta_{I2} := \frac{K_{I2}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I2} = \begin{pmatrix} 0.265 \\ 0.529 \end{pmatrix} \text{mm}$$

$$\delta_{r2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r2} = \begin{pmatrix} 1.029 \\ 1.455 \end{pmatrix}$$

2.4. Parametrul  $L_r$  - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$S_r := \frac{\sigma_{\text{ref}}}{\sigma_y}$$

BS 7910 / Anexa P

## Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)

$$a := \begin{pmatrix} 92.0\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 860 \text{ mm}$$

$$\sigma_{\text{ref.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2}} = \begin{pmatrix} 219.3 \\ 301.315 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.2} := \frac{\sigma_{\text{ref.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$L_{r.2} = \begin{pmatrix} 0.766 \\ 1.052 \end{pmatrix}$$

## REZULTATE

	K	$\delta$	L
r2.a	1,154	1,029	0,766
r2.b	1,632	1,455	1,052

# METODA DE EVALUARE A ADMISIBILITĂȚII DEFECTELOR SI DETERMINAREA DEFECTULUI MAXIM ACCEPTAT PE BAZA DIAGRAMELOR DE EVALUARE A RUPERII (FAD)

*FAD - Failure Assessment Diagram*

*Ghidul BS 7910-1999*

*Nivelul 2 de evaluare normala*

## 1. Definitii

- elementul analizat - **GRINDA PRINCIPALA (HT-UG)**
- proprietati de material

$$\sigma_y := 220.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \sigma_{\text{ult}} := 352.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\text{flow}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2} \quad \sigma_{\text{flow}} = 286.46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$J_{\text{Ic}} := 48.6 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$\delta_{\text{crit}} := 0.08 \text{mm}$$

$$K_{\text{Ic}} := 1507 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

## 2. Metoda de evaluare a defectelor din ghidul BS 7910-1999 pe baza Diagramelor de Evaluare a Ruperii - DER (Failure Assessment Diagram) Nivelul 2.

### 2.1. Determinarea limitei de excludere $L_{\text{rmax}}$ (cut-off limit)

$$L_{\text{rmax}} := \frac{\sigma_y + \sigma_{\text{ult}}}{2 \cdot \sigma_y} \quad L_{\text{rmax}} = 1.299$$

### 2.2. Raportul ruperii ( $K_r$ )

$$K_r := \frac{K_I^2}{K_{\text{Ic}}}$$

Factorul de intensitate a tensiunii aplicata la varful fisurii:

BS 7910 - Anexa M

$$K_I := (Y \cdot \sigma) \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)^3} \quad (Y \cdot \sigma) := (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s$$



**Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)**

**Modelul 1**

Cazul cornierei de prindere:

Anexa M / M.3.1.

$$a_1 := 2.0 \text{mm}$$

$$a_{\text{tt}} := (2 \cdot a_1 + 1.5 \cdot 23.0 \text{mm}) \cdot 0.5 \quad a_{\text{tt}} = 19.25 \text{mm}$$

$$M := 1 \quad M_m := 1 \quad M_b := 1 \quad w := 90 \text{mm}$$

Aplicatie FAD\_Niv2\_HT-UG.mcd

$$f_w := \left( \sec \left( \frac{\pi \cdot a_{tt}}{w} \right) \right)^{0.5} \quad f_w = 1.13$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1) P_m \right] \right]$$

$$F_p = 133.725 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = 0 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = 133.725 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I1} := Y_\sigma \cdot \sqrt{(\pi \cdot a_{tt})} \quad K_{I1} = 1039.927 \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r1} := \frac{K_{I1}}{K_{Ic}} \quad K_{r1} = 0.69$$

### Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

Analiza se face pentru platbanda de inima

$$a := \begin{pmatrix} 5.0\text{mm} \\ 10.0\text{mm} \end{pmatrix} \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 450\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left( \frac{a}{w} \right) + 10.6 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^2 - 21.7 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^3 + 30.4 \cdot \left( \frac{a}{w} \right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.119 \\ 1.12 \end{pmatrix} \quad M_m = M_b$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot \left[ k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot \left[ P_b + (k_m - 1) P_m \right] \right]$$

$$F_p = \begin{pmatrix} 132.345 \\ 132.483 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma := F_p + F_s \quad Y_\sigma = \begin{pmatrix} 132.345 \\ 132.483 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I2.1} := Y_{\sigma 0,0} \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad K_{I2.1} = \begin{pmatrix} 524.527 \\ 741.793 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2.1} := \frac{K_{I2.1}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.348 \\ 0.492 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{cases} 92.0\text{mm} & \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ 184.0\text{mm} & \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{cases} \quad \text{Anexa M / M.3.5.}$$

$$M := 1 \quad f_w := 1 \quad w := 460\text{mm}$$

$$M_m := 1.12 - 0.23 \cdot \left(\frac{a}{w}\right) + 10.6 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 21.7 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 30.4 \cdot \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

$$M_m = \begin{pmatrix} 1.373 \\ 2.113 \end{pmatrix} \quad M_m = M_b$$

$$F_p := M \cdot f_w \cdot [k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot [P_b + (k_m - 1)P_m]]$$

$$F_p = \begin{pmatrix} 162.431 \\ 250.02 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$F_s := M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b \quad F_s = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$Y_\sigma = \begin{pmatrix} 132.345 \\ 132.483 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$K_{I2.2} := Y_{\sigma 0.0} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad K_{I2.2} = \begin{pmatrix} 2249.969 \\ 3181.936 \end{pmatrix} \text{N} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

$$K_{r2.2} := \frac{K_{I2.2}}{K_{Ic}} \quad K_{r2.2} = \begin{pmatrix} 1.493 \\ 2.111 \end{pmatrix}$$

### 2.3. Raportul ruperii ( $\delta_r$ ) CTOD

$$\sqrt{\delta_r} := \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{\text{crit}} := 0.08\text{mm}$$

Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw in plates*)

$$X := 1.0$$

$$\delta_{I1} := \frac{K_{I1}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I1} = 0.023\text{mm}$$

$$\delta_{r1} := \sqrt{\frac{\delta_{I1}}{\delta_{\text{crit}}}} \quad \delta_{r1} = 0.54$$

Cazul 2 - Defecte marginale in table (Edge flaw in plates)

2.1.

$$\delta_{I2.1} := \frac{K_{I2.1}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I2.1} = \begin{pmatrix} 0.006 \\ 0.012 \end{pmatrix} \text{mm}$$

$$\delta_{r2.1} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.1}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r2.1} = \begin{pmatrix} 0.273 \\ 0.385 \end{pmatrix}$$

2.2.

$$\delta_{I2.2} := \frac{K_{I2.2}^2}{X \cdot \sigma_y \cdot E}$$

$$\delta_{I2.2} = \begin{pmatrix} 0.109 \\ 0.219 \end{pmatrix} \text{mm}$$

$$\delta_{r2.2} := \sqrt{\frac{\delta_{I2.2}}{\delta_{crit}}} \quad \delta_{r2.2} = \begin{pmatrix} 1.169 \\ 1.653 \end{pmatrix}$$

2.4. Parametrul  $L_r$  - Raportul sarcinii (Load ratio)

$$L_r := \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y}$$

BS 7910 / Anexa P

Cazul 1 - Defecte complet strapunse pe grosimea tablei (*Through-thickness flaw*)

1.1. Cazul platbezii de talpa

$$\sigma_{ref.1} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2a_{tt}}{w_{tt}} \right) \right]} \quad w_{tt} := 460 \text{mm} \quad \text{Anexa P / P.3.1.}$$

$$\sigma_{ref.1} = 129.106 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.1} := \frac{\sigma_{ref.1}}{\sigma_y}$$

$$L_{r.1} = 0.586$$

Cazul 2 - Defecte marginale in table (*Edge flaw in plates*)

$$a := \begin{pmatrix} 5.0 \text{mm} \\ 10.0 \text{mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.1.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.1.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array} \quad \text{Anexa P / P.3.5.}$$

$$w = 460 \text{mm}$$

$$\sigma_{ref.2.1} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{ref.2.1} = \begin{pmatrix} 120.929 \\ 123.677 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.2.1} := \frac{\sigma_{ref.2.1}}{\sigma_{flow}}$$

$$L_{r.2.1} = \begin{pmatrix} 0.422 \\ 0.432 \end{pmatrix}$$

$$a := \begin{pmatrix} 92.0\text{mm} \\ 184.0\text{mm} \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{cazul 2.2.a - o fisura marginala modelul 2} \\ \text{cazul 2.2.b - fisuri marginale simetrice modelul 2a} \end{array}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} := \frac{P_b + (P_b^2 + 9 \cdot P_m^2)^{0.5}}{3 \cdot \left[ 1 - 2 \left( \frac{a}{w} \right) \right]}$$

$$\sigma_{\text{ref.2.2}} = \begin{pmatrix} 197.167 \\ 591.5 \end{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$L_{r.2.2} := \frac{\sigma_{\text{ref.2.2}}}{\sigma_{\text{flow}}}$$

$$L_{r.2.2} = \begin{pmatrix} 0.688 \\ 2.065 \end{pmatrix}$$

### REZULTATE

	K	$\delta$	L
r1	0,690	0,540	0,586
r2.1.a	0,348	0,273	0,422
r2.1.b	0,492	0,385	0,432
r2.2.a	1,493	1,169	0,688
r2.2.b	2,111	1,653	2,065



Anexa 6.1

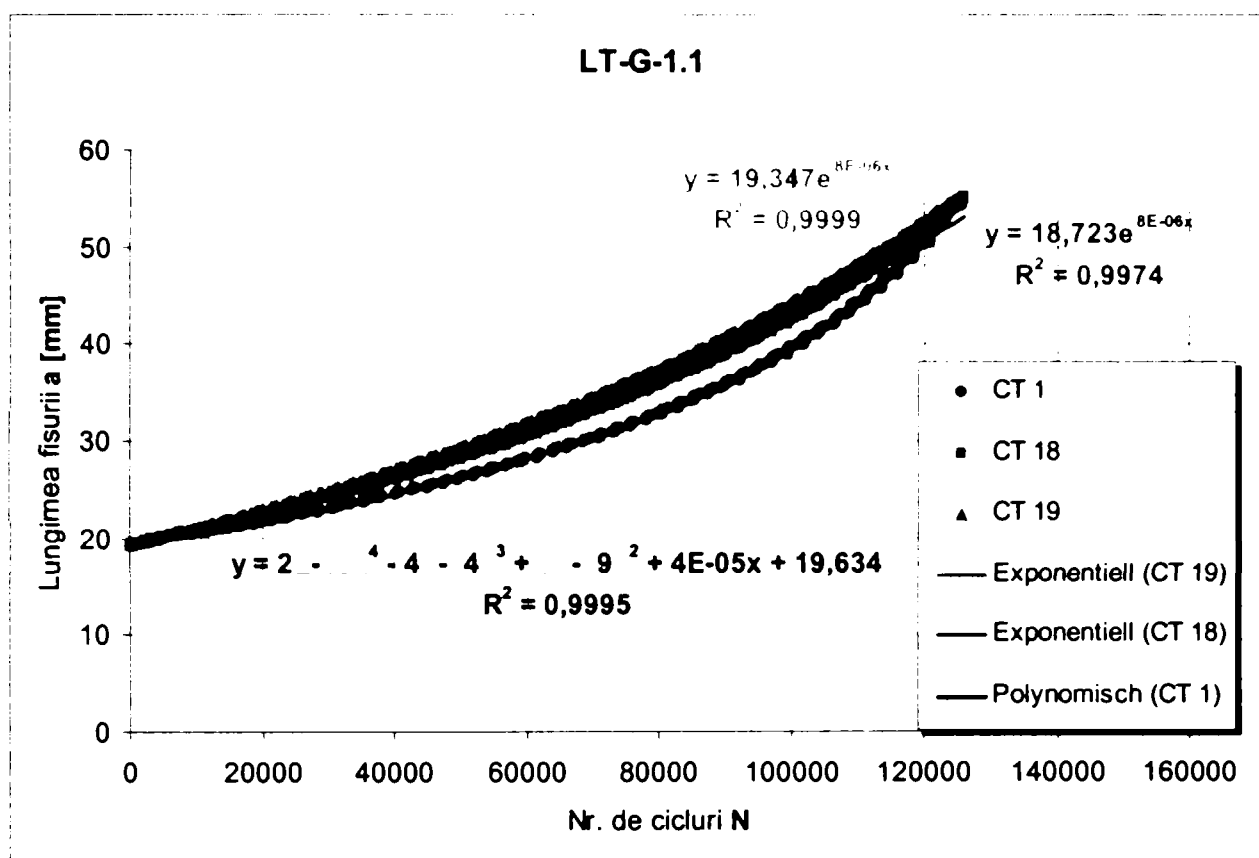


Figura A.6. 1 Cazul lonjeron – platbandă talpă inferioară, modelul 1 de fisură, spectru de solicitare multitreaptă

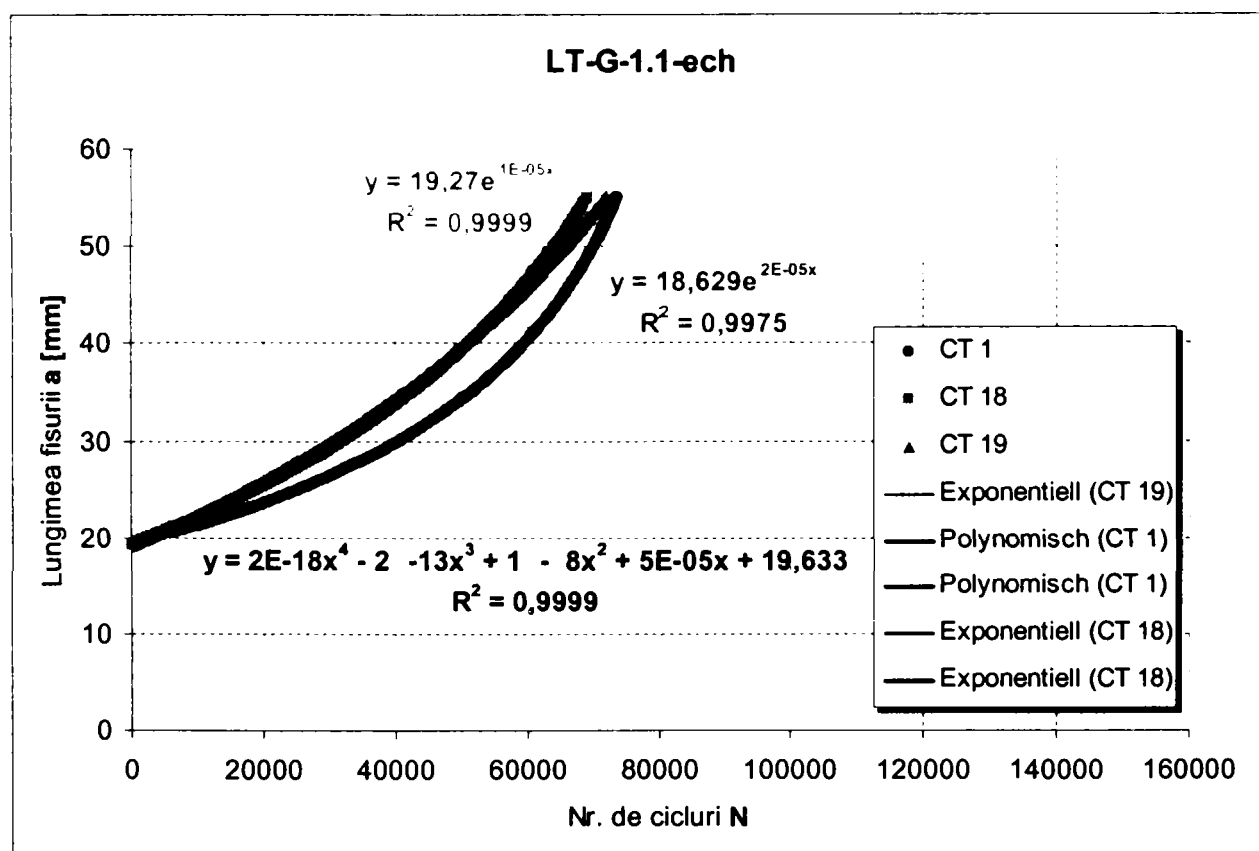


Figura A.6. 2 Cazul lonjeron – platbandă talpă inferioară, modelul 1 de fisură, spectru de solicitare echivalent

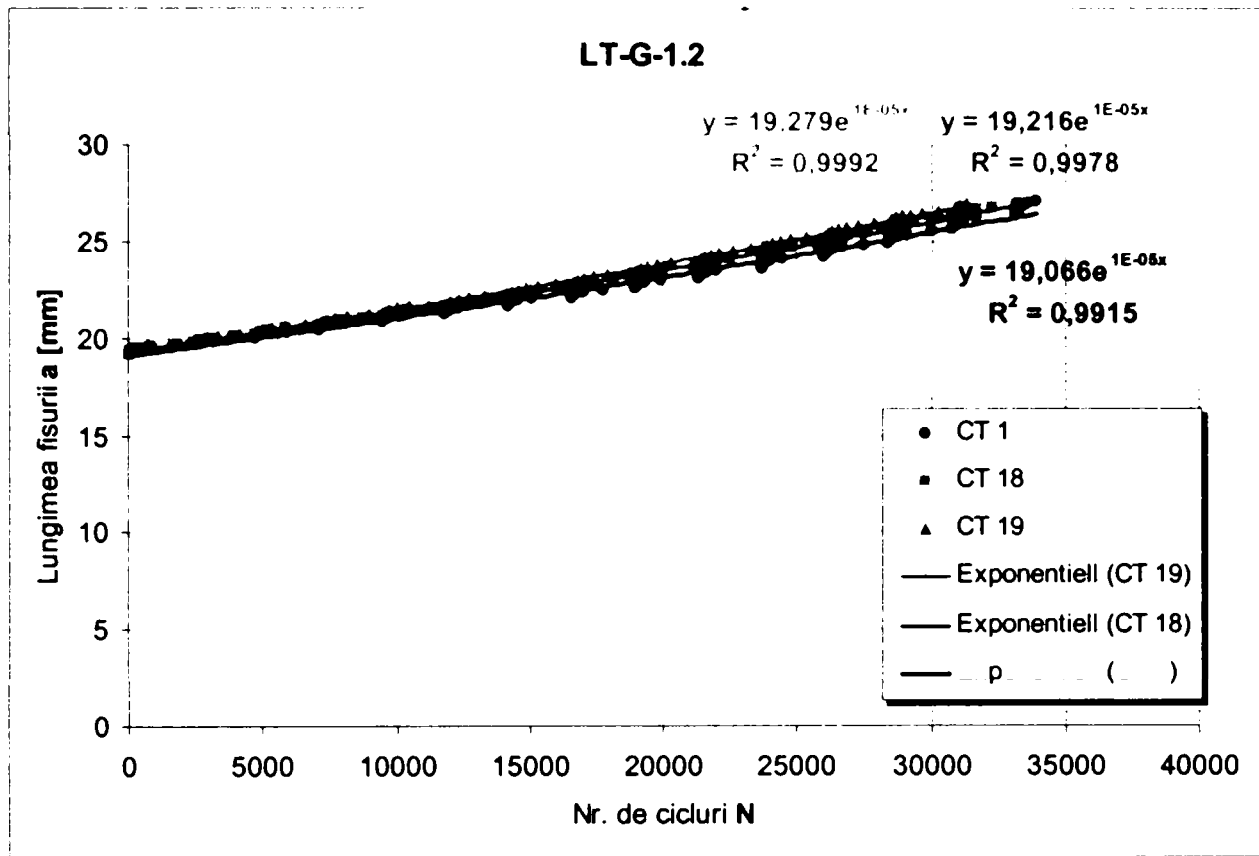


Figura A.6. 3 Cazul lonjeron – aripă cornieră de prindere, modelul 1 de fisură, spectru de solicitare multitreaptă

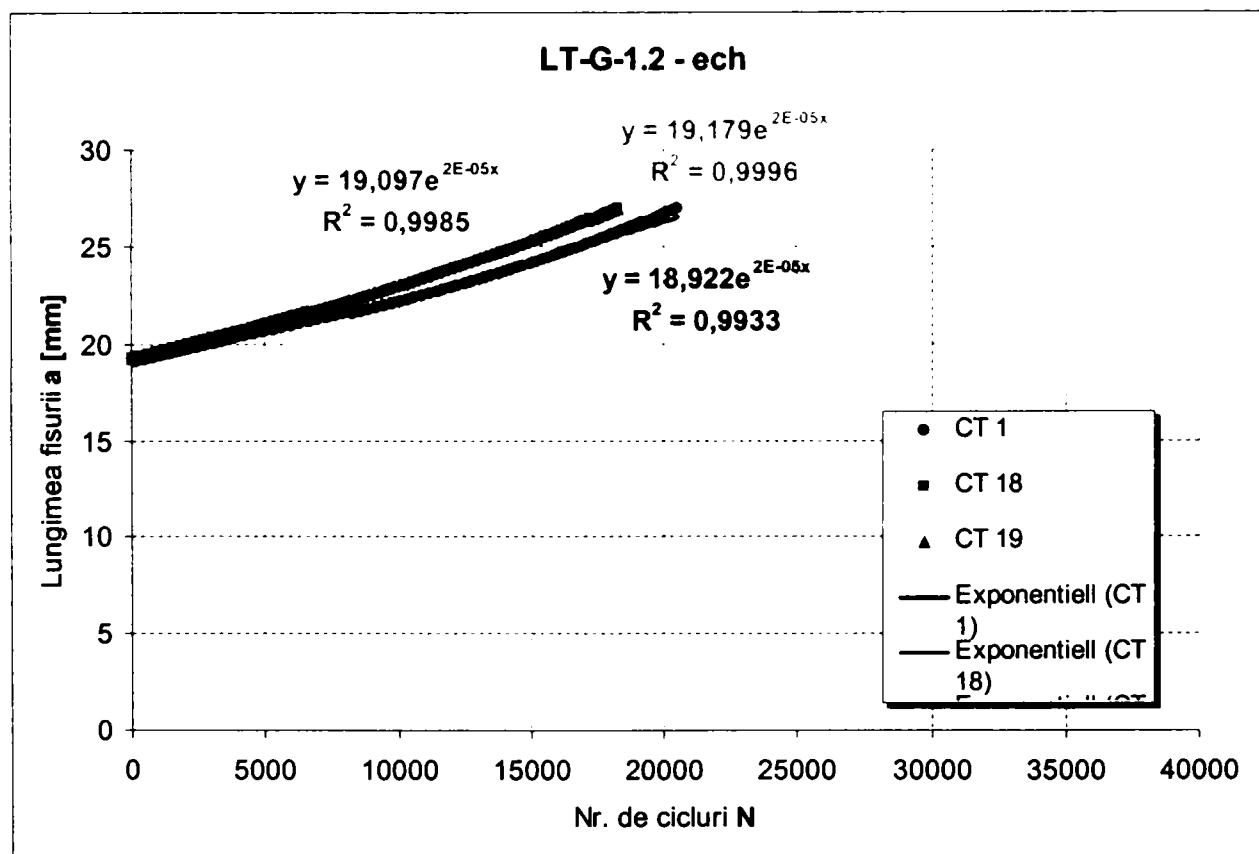


Figura A.6. 4 Cazul lonjeron – aripă cornieră de prindere, modelul 1 de fisură, spectru de solicitare echivalent

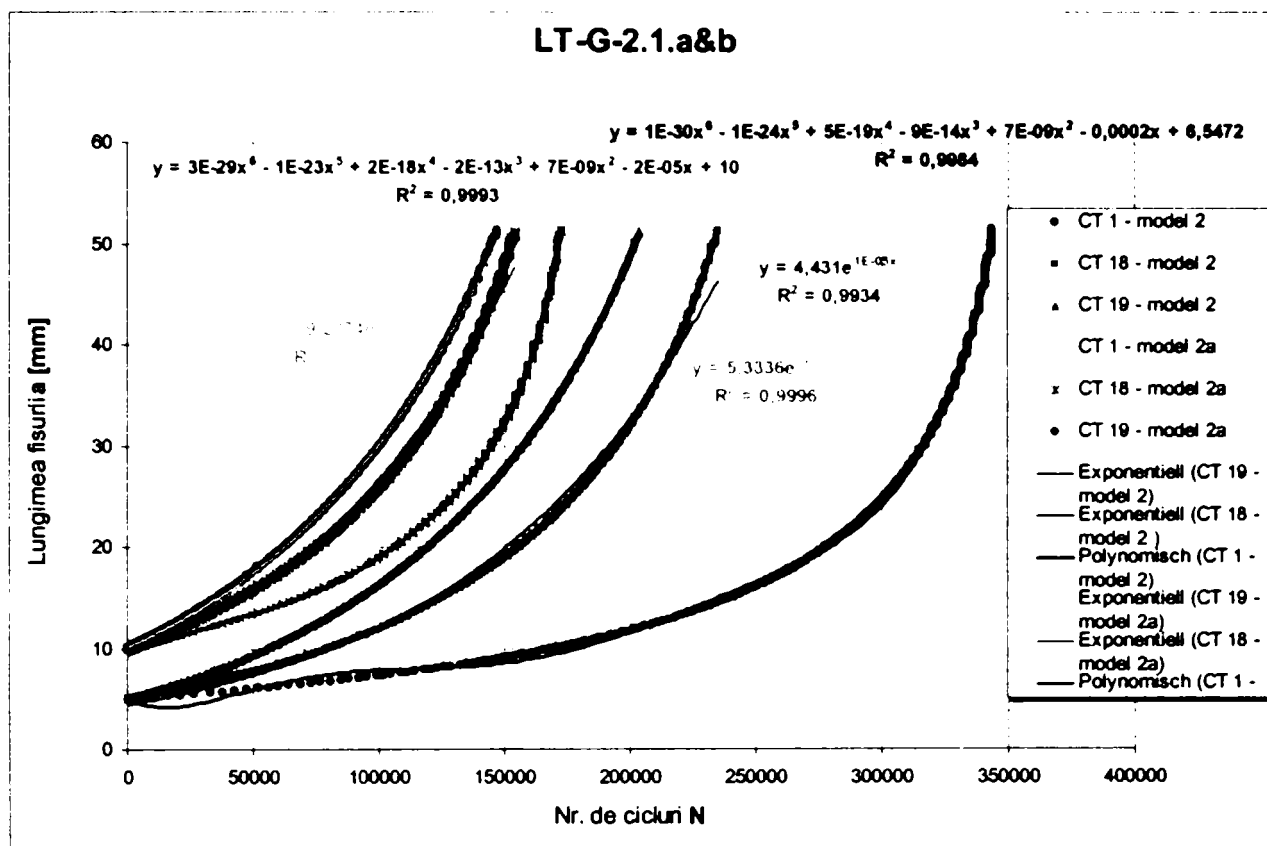


Figura A.6. 5 Cazul lonjeron – platbandă talpă inferioară, modelul 2 de fisură, spectru de solicitare multitreaptă

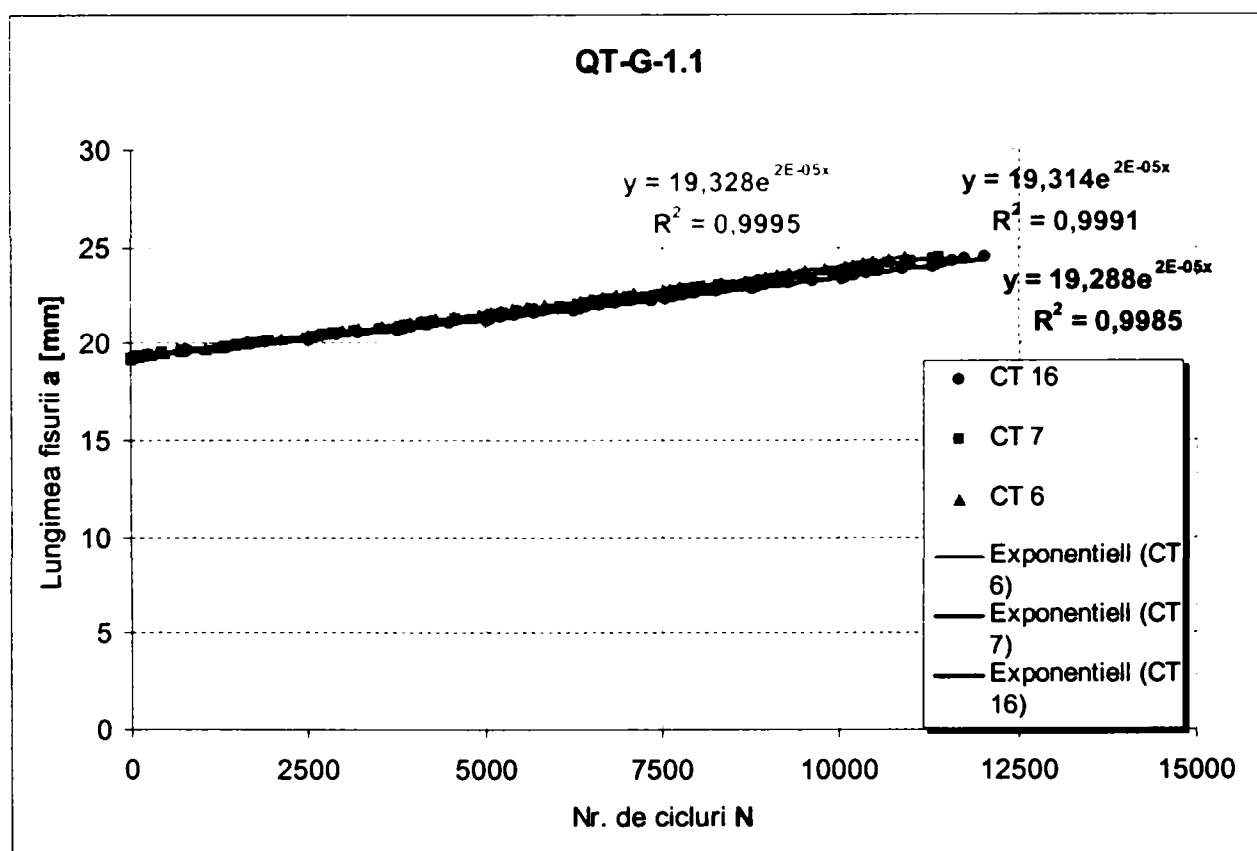


Figura A.6. 6 Cazul antretoază – platbandă talpă inferioară, modelul 1 de fisură, spectru de solicitare multitreaptă

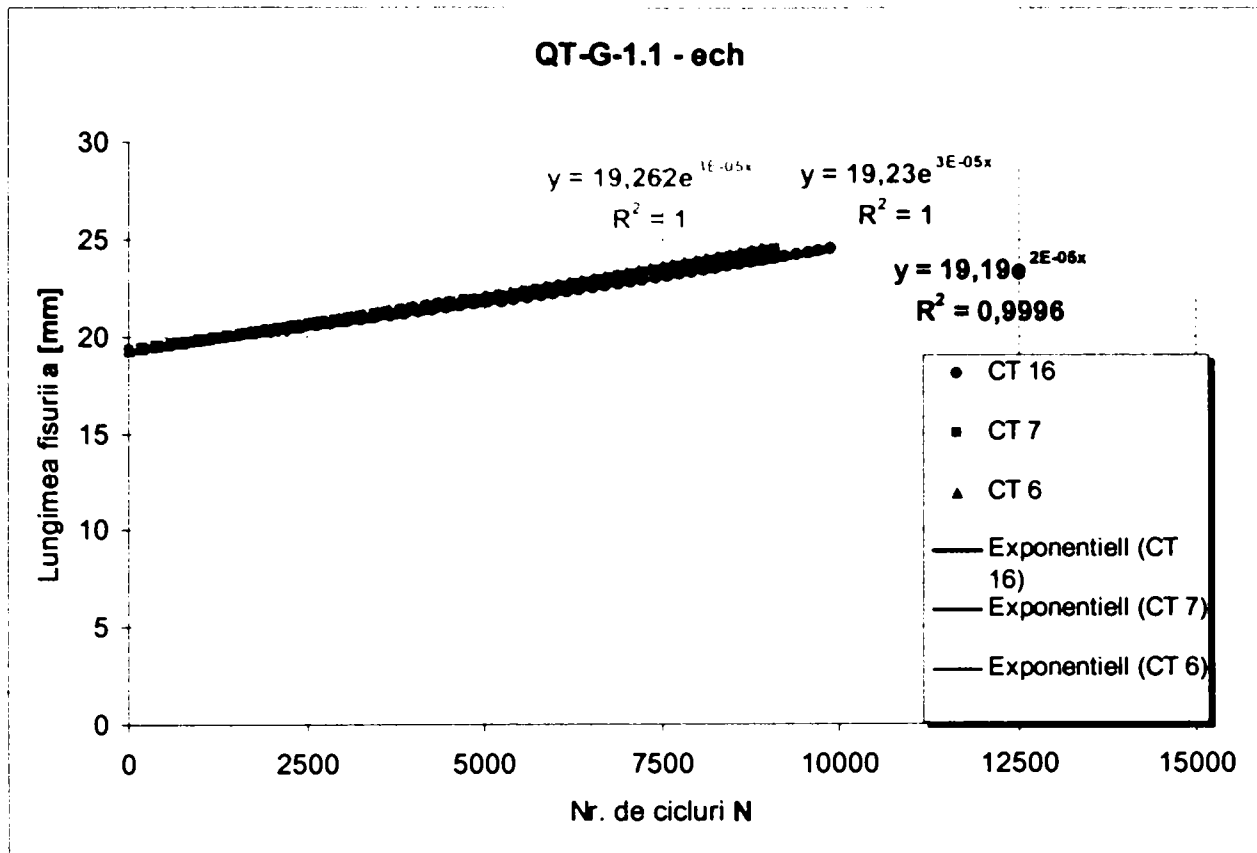


Figura A.6. 7 Cazul antretoază – platbandă talpă inferioară, modelul 1 de fisură, spectru de solicitare echivalent

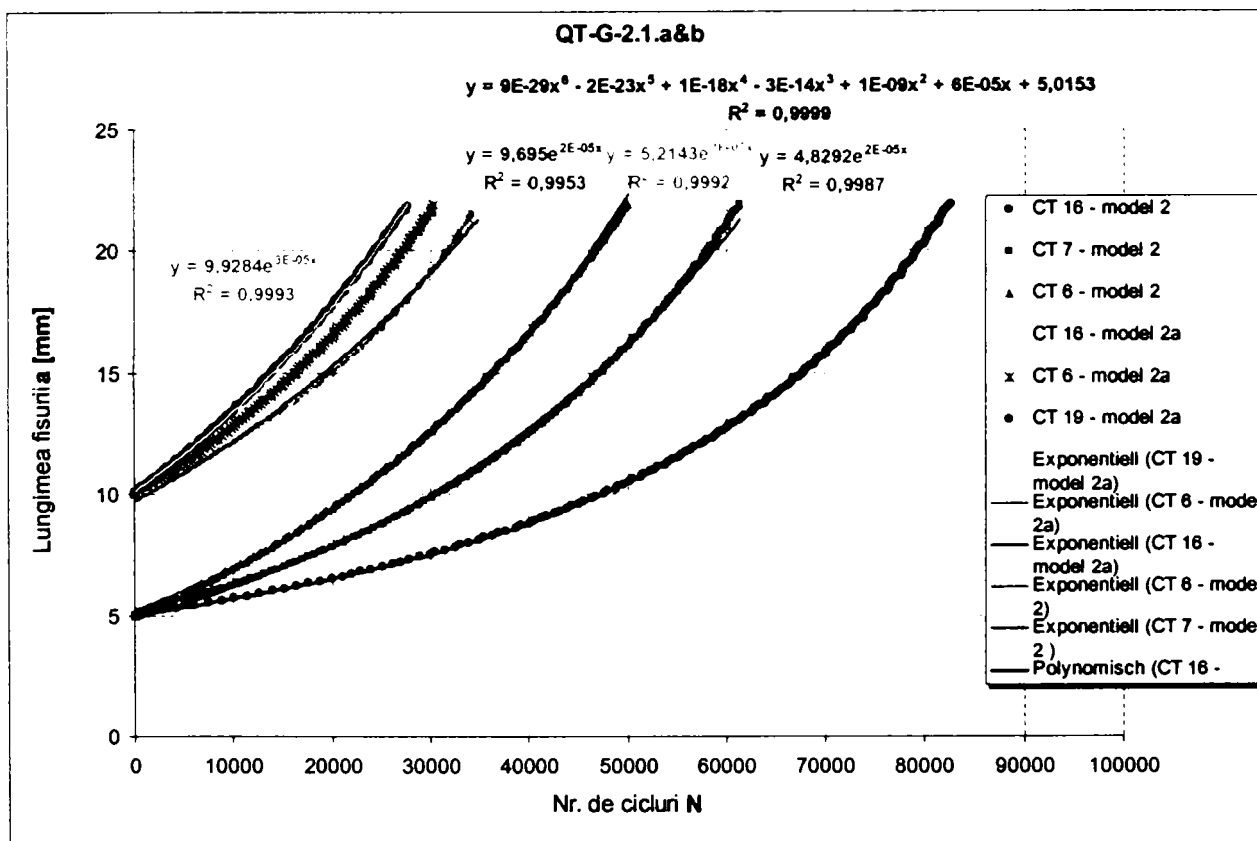


Figura A.6. 8 Cazul antretoază– platbandă talpă inferioară, modelul 2 de fisură, spectru de solicitare multitreaptă

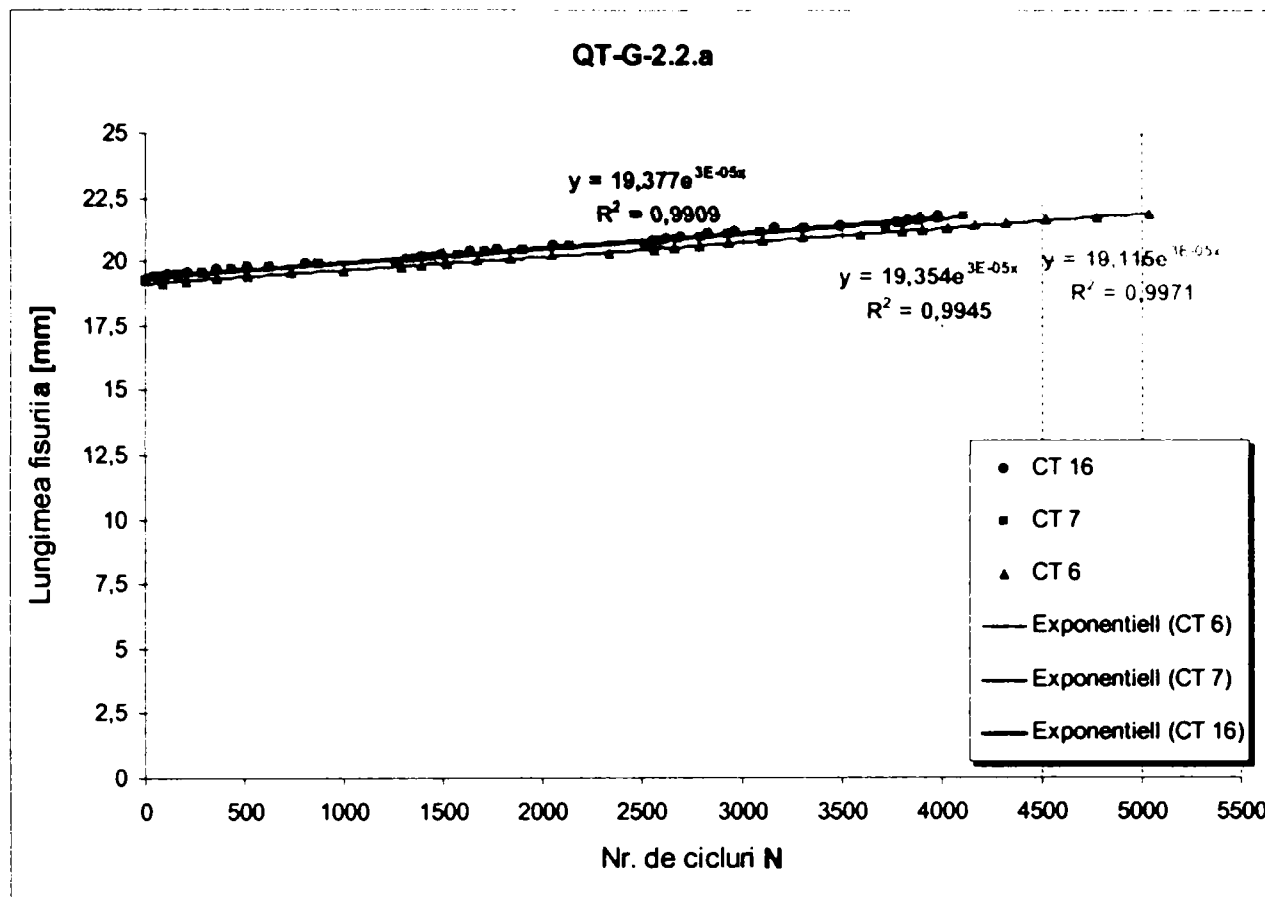


Figura A.6. 9 Cazul antretoază– platbandă talpă inferioară, modelul 2 de fisură, spectru de solicitare multitreaptă (fisură inițială de 19,25 mm)

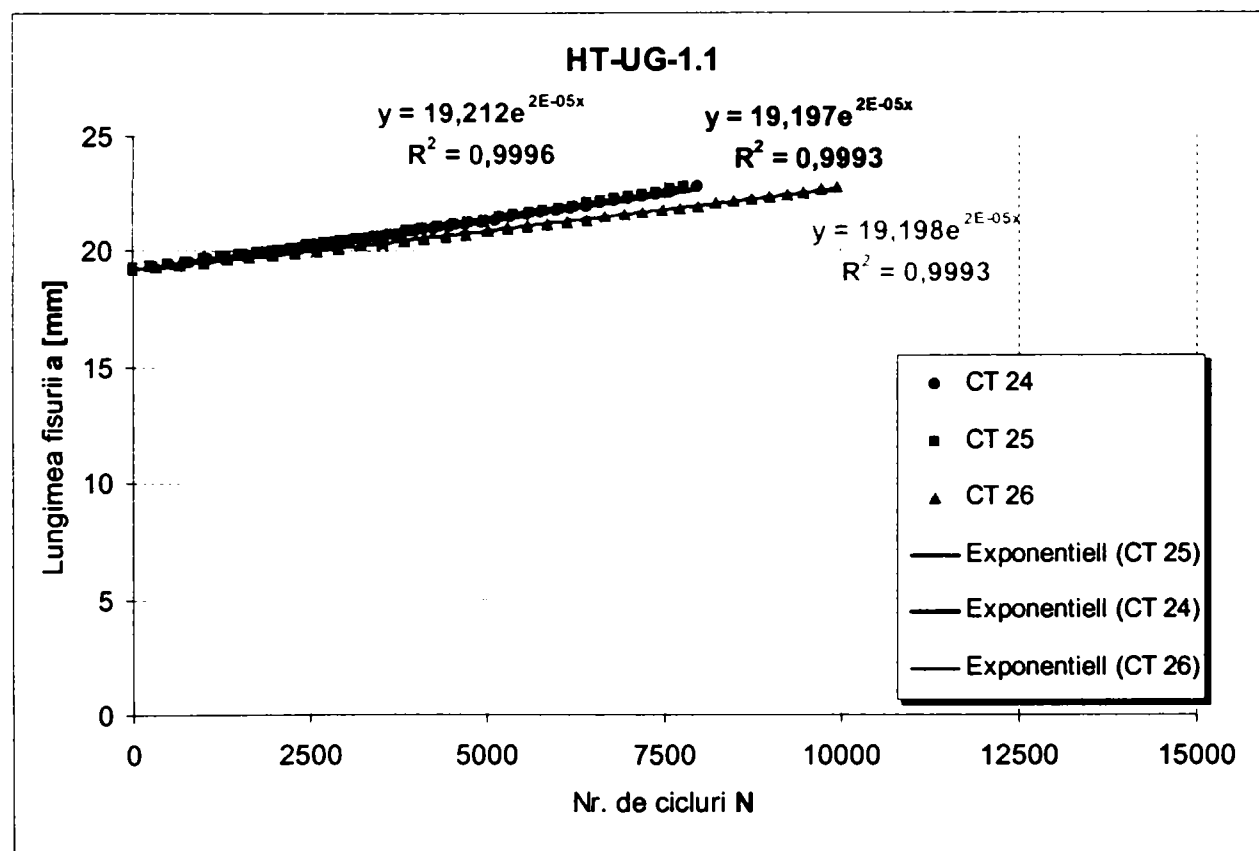
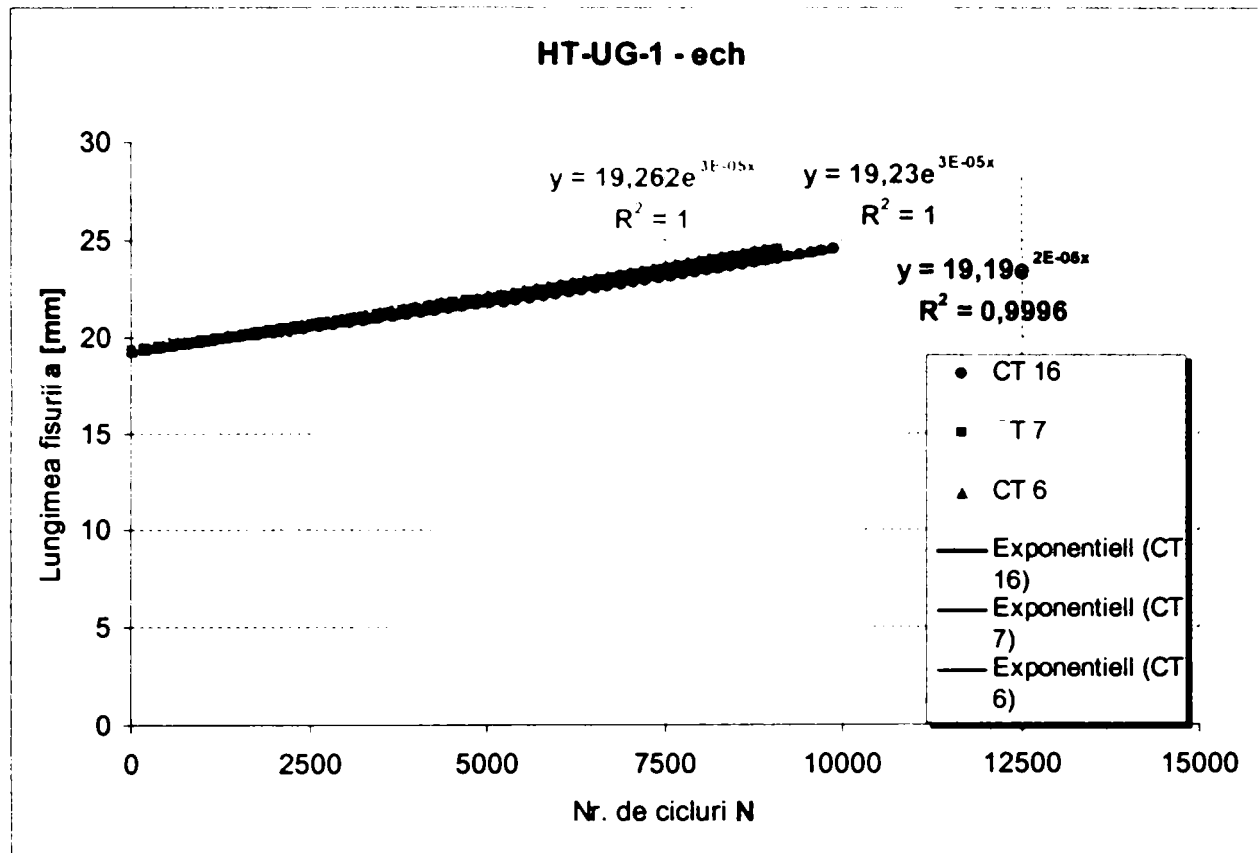
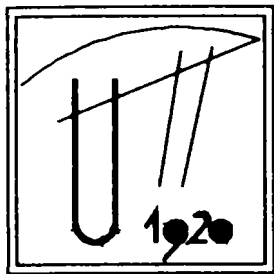


Figura A.6. 10 Cazul grinda principală, talpa inferioară – aripă cornieră de prindere, modelul 1 de fisură, spectru de solicitare multitreaptă



**Figura A.6. 11** Cazul grinda principală, talpa inferioară – aripă cornieră de prindere, modelul 1 de fisură, spectru de solicitare echivalent



**UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" DIN TIMIȘOARA**  
**FACULTATEA DE CONSTRUCȚII ȘI ARHITECTURĂ**  
**DEPARTAMENTUL DE CONSTRUCȚII METALICE ȘI**  
**MECANICA CONSTRUCȚIILOR**

Str. Ioan Curea 1/ 300.224 RO- TIMIȘOARA

Tel. 0040-256-492.957

Fax 0040-256-493.110

Email [epetzek@ceft.utt.ro](mailto:epetzek@ceft.utt.ro)

*Timișoara, la 5.01.2004*

## **CURRICULUM VITAE**

### **1. DATE PERSONAL**

Nume: **PETZEK**

Prenume: **Edward**

Data și locul nașterii: 30 decembrie 1973,  
Timișoara, România

Starea civilă: căsătorit

Săgiul milita.: satisfăc.t

Adresă: Str. Ioan Curea 1, Ro-300.224 Timișoara, România

Locul de muncă: Universitatea "Politehnica" Timișoara  
Facultatea de Construcții și Arhitectură  
Departamentul de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor



### **2. STUDII**

Liceu: 1988-1992 Colegiul C.D. Loga

Facultate: 1992-1997 Facultatea de Construcții și Arhitectură,  
Timișoara

Studii Aprofundate: 1997-1998 Infrastructuri în transporturi, Timișoara

Doctorat:  
(Situția actuală) 1998 – doctorand fără frecvență  
Titlu: Siguranța în exploatare și reabilitarea  
construcțiilor / doctorat în cotutelă UPT - TUM

### **3. POZIȚIA DIDACTICĂ:**

Preparator ianuarie 1998

Asistent ianuarie 2001

Colaborator extern TUM / LME din 2001

### **5. ACTIVITATE ȘTIINȚIFICĂ**

36 Lucrări publicate

2 capitole cuprinse în cărți din domeniul podurilor  
metalice, coautor la 2 cărți

32 proiecte

### **6. AFILIERI PROFESIONALE**

Membru AICPS

Membru APDP

Membru SSIL (Society for Structural Integrity and Life)

Construcții metalice, Siguranța structurilor metalice

Poduri metalice și compuse oțel - beton

### **7. DOMENII DE COMPETENȚĂ**