

TEZA DE DOCTORAT

**CONTRIBUȚII LA STUDIUL SIGURANȚEI
STRUCTURILOR DIN PROFILE FORMATE LA RECE**

**Teză elaborată în vederea obținerii titlului științific de
Doctor Inginer**

Asist. ing. Raul Dan ZAHARIA

Conducător Științific

Prof. dr. ing. Marin IVAN

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA



25.10.17
111 E

Ianuarie, 2000

Tatălui meu

CUPRINS

1. Utilizarea profilelor formate la rece la structuri metalice pentru construcții

1.1 Introducere

1.1.1 Avantajele utilizării profilelor formate la rece

1.1.2 Tehnologii de fabricație

1.1.3 Protecția anticorozivă

1.2 Probleme specifice profilelor cu pereți subțiri formate la rece

1.2.1 Efectul procesului de fabricație asupra caracteristicilor geometrice și mecanice

1.2.2 Influența imperfecțiunilor asupra comportării la stabilitate

1.2.3 Influența zvelteții pereților asupra comportării de rezistență și stabilitate

1.2.3.1 Conceptul de lățime efectivă

1.2.3.2 Interacțiunea dintre flambajul global și local al barelor cu pereți subțiri

1.2.4 Calculul structurilor alcătuite din elemente cu pereți subțiri

1.3 Mijloace de îmbinare a profilelor formate la rece

1.3.1 Importanța standardizării îmbinărilor

1.3.2 Îmbinări mecanice

1.3.3 Îmbinări sudate

1.3.4 Îmbinări specifice

1.4 Structuri alcătuite din elemente cu pereți subțiri formate la rece

1.4.1 Elemente de închidere

1.4.2 Structuri pentru depozitare

1.4.3 Structuri de rezistență pentru clădiri

1.4.3.1 Ferme

1.4.3.2 Cadre

1.4.3.3 Clădiri de locuit unifamiliale

1.5 Tendințe actuale ale cercetării în domeniul profilelor cu pereți subțiri

1.6 Scopul tezei de doctorat

Bibliografie

2. Siguranța modelelor de calcul inginerești

2.1 Elemente de analiză a siguranței structurilor

2.1.1 Nivelul țintă

2.1.2 Alegerea nivelului țintă al siguranței

2.1.3 Exprimarea coeficienților de siguranță cu ajutorul linearizării

2.2 Evaluarea coeficienților de siguranță în cadrul procedurii semi-probabiliste

2.3 Coeficientul de siguranță stabilit conform Anexei Z a Eurocode 3

Bibliografie

3. Îmbinări cu șuruburi

3.1 Moduri de cedare a îmbinărilor cu șuruburi supuse la forfecare

3.2 Rezistența îmbinărilor cu șuruburi sollicitate la forfecare

3.2.1 Rezistența îmbinărilor cu șuruburi cu piulița în norme de calcul și cercetări recente

- 3.2.1.1 CSA - 1994
- 3.2.1.2 AISI - 1996
- 3.2.1.3 Missouri - Rolla - 1995
- 3.2.1.4 Salfod - 1991
- 3.2.1.5 EUROCODE 3/1.3 - 1996. NPO 12-1997
- 3.2.1.6 Sydney - 1998
- 3.2.1.7 Studiu comparativ
- 3.2.2 Rezistența îmbinărilor cu șuruburi autofiletante și autoperforante în norme de calcul și cercetări recente
 - 3.2.2.1 CSA - 1994
 - 3.2.2.2 AISI - 1996
 - 3.2.2.3 EUROCODE 3/1.3 - 1996. NPO 12-1997
 - 3.2.2.4 Liege - 1996
 - 3.2.2.5 Sydney - 1997
 - 3.2.2.6 Studiu comparativ
- 3.3 Rigiditatea îmbinărilor cu șuruburi la profile cu pereți subțiri
 - 3.3.1 Conceptul de semirigiditate a îmbinărilor
 - 3.3.2 Îmbinări semirigide la structuri alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece
 - 3.3.3 Cercetări privind determinarea rigidității îmbinărilor cu șuruburi autofiletante și autoperforante
 - 3.3.3.1 Delft - 1976
 - 3.3.3.2 Liege - 1996
 - 3.3.4 Cercetări privind determinarea rigidității îmbinărilor cu șuruburi cu piulița
- 3.4 Concluzii
- Bibliografie

4. Ferme metalice din profile formate la rece cu îmbinări mecanice

- 4.1 Stadiul actual al calculului fermelor
 - 4.1.1 Prezentare generală
 - 4.1.2 Particularități ale calculului fermelor
 - 4.1.2.1 Tălpile fermei
 - 4.1.2.2 Diagonale și montanți
- 4.2 Studiu parametric al configurațiilor fermelor
 - 4.2.1 Alegerea dimensiunilor
 - 4.2.2 Incărcări de calcul
 - 4.2.3 Dimensionarea barelor
 - 3.2.5 Studiu comparativ al topologiilor fermelor
- 4.3 Concluzii
- Bibliografie

5. Program experimental pentru determinarea caracteristicilor de comportare a îmbinărilor cu șuruburi

- 5.1 Încercări experimentale pentru determinarea rigidității la rotire a nodurilor de ferma
 - 5.1.1 Noduri testate

- 5.1.2 Montaj experimental
- 5.1.3 Rezultate
- 5.2 Încercări experimentale pentru determinarea rigiditatii îmbinărilor tablelor subțiri cu un șurub, supuse la forfecare
 - 5.2.1 Modele experimentale
 - 5.2.2 Montaj experimental
 - 5.2.3 Calibrarea formulei rigiditatii cu Anexa Z/ EC 3
- 5.3 Modele de calcul pentru determinarea rigiditatii la rotire a îmbinărilor
 - 5.3.1 Rigiditatea la rotire a nodurilor fermelor
 - 5.3.1.1 Prinderea cu două șuruburi
 - 5.3.1.2 Prinderea cu trei șuruburi
 - 5.3.1.3 Prinderea cu patru șuruburi
 - 5.3.2 Considerații privind modelarea cu element finit a comportării îmbinărilor
 - 5.3.2.1 Modelul numeric
 - 5.3.2.2 Rezultate
- 5.4 Studiu experimental al influenței semirigidității îmbinărilor asupra comportamentului structurii
 - 5.4.1 Model experimental
 - 5.4.2 Montaj experimental
 - 5.4.3 Mecanismul de cedare al structurii
 - 5.4.4 Analiza numerică
 - 5.4.5 Concluzii
- 5.5 Concluzii
- Bibliografie

6. Analiza comportării fermelor metalice din profile formate la rece cu noduri semirigide

- 6.1 Lungimea de flambaj a diagonalelor fermei
- 6.2 Analiza comportării fermelor cu noduri semirigide
 - 6.2.1 Ferma analizată
 - 6.2.2 Influența excentricităților de axare ale elementelor
 - 6.2.3 Influența semirigidității la rotire a îmbinărilor
 - 6.2.4 Influența semirigidității la rotire și a rigidității axiale a îmbinărilor
- 6.3 Concluzii
- Bibliografie

7. Concluzii finale

- 7.1 Considerații finale
- 7.2 Contribuții originale și propuneri de dezvoltare a cercetării
 - 7.2.1 Contribuții originale
 - 7.2.2 Valorificarea rezultatelor cercetării
 - 7.2.3 Direcții de cercetare propuse în viitor

ANEXA A

1. UTILIZAREA PROFILELOR CU PERETI SUBTIRI FORMATE LA RECE LA STRUCTURI METALICE PENTRU CONSTRUCTII

1.1 INTRODUCERE

1.1.1 Avantajele utilizării profilelor formate la rece

Tendința actuală de a realiza structuri din ce în ce mai ușoare, a condus la o dezvoltare importantă a profilelor cu pereți subțiri formate la rece. Utilizarea acestora, însă, a început aproape simultan cu cea a profilelor laminate la cald; ambele tipuri și-au început dezvoltarea la mijlocul secolului trecut [ZAD91]. Odată cu dezvoltarea industriei automobiliste și aviatice, a devenit tot mai necesară obținerea de structuri cât mai ușoare. Tehnologiile dezvoltate astfel, au fost folosite în construcții, până în perioada celui de al doilea război mondial, pentru a produce diverse elemente nestructurale pentru clădiri. Utilizarea profilelor cu pereți subțiri formate la rece a fost impulsivă de cercetările efectuate de WINTER la Cornell University (SUA), care a pus bazele calculului acestui tip de elemente. Acești primi pași au fost urmați de numeroase alte cercetări, desfășurate în diverse centre de cercetare. În prezent, profilele cu pereți subțiri formate la rece se bucură de o certă încredere și interes, fiind aplicate în țările puternic industrializate în cele mai diverse domenii.

Doa categorii diferite de produse sunt fabricate prin formare la rece:

- profile, utilizate în general ca și elemente principale sau secundare în structură; în cadrul acestei categorii sunt și profilele folosite în construcția de automobile, avioane, sau a rafturilor pentru depozitare;
- table profilate folosite ca învelitori, pereți, planșee mixte otel - beton sau cofraje pierdute.

Tehnologiile de fabricație și domeniile de utilizare limitează, în general, grosimea tablei, în funcție de tipul elementului. Astfel, pentru table cutate sunt folosite grosimi între 0.5-4mm, iar pentru profile 1-8mm. În Figura 1.1.1 sunt arătate diverse produse de acest fel, fabricate în mod curent. Aceste profile pot fi folosite și pentru alcătuirea de secțiuni compuse, folosind diverse procedee de îmbinare.

Utilizarea profilelor formate la rece se datorează unor avantaje certe oferite [SCI92] [RON92] de aceste profile:

- prin natura procesului de fabricație permit realizarea de secțiuni cu forme variate, mai bine adaptate diferitelor aplicații;
- conduc la realizarea de construcții ușoare, cu un consum redus de material; greutatea lor scăzută este foarte importantă în condițiile unor terenuri de fundare slabe, sau pentru realizarea unor lucrări de supraetajare, mansardare, etc.;
- datorită greutății reduse, transportul, manipularea și montajul sunt simple și economice, cu o manoperă redusă și fără a necesita o calificare deosebită;
- comparativ cu profilele laminate la cald, din același otel, au datorită ecrusării o capacitate portantă mai mare, la aceeași suprafață a secțiunii transversale;
- unele operațiuni, ca găurirea sau vopsirea, pot fi executate aproape concomitent cu formarea profilelor;
- permit realizarea de învelitori etanșe

Pe lângă aceste avantaje, trebuie ținut cont însă și de faptul că aceste tipuri de profile sunt deosebit de sensibile la coroziune, ceea ce conduce la o protecție anticorozivă mai pretențioasă și mai costisitoare, și la un cost de fabricație pe tonă de produs este mai ridicat decât în cazul profilelor laminate la cald.

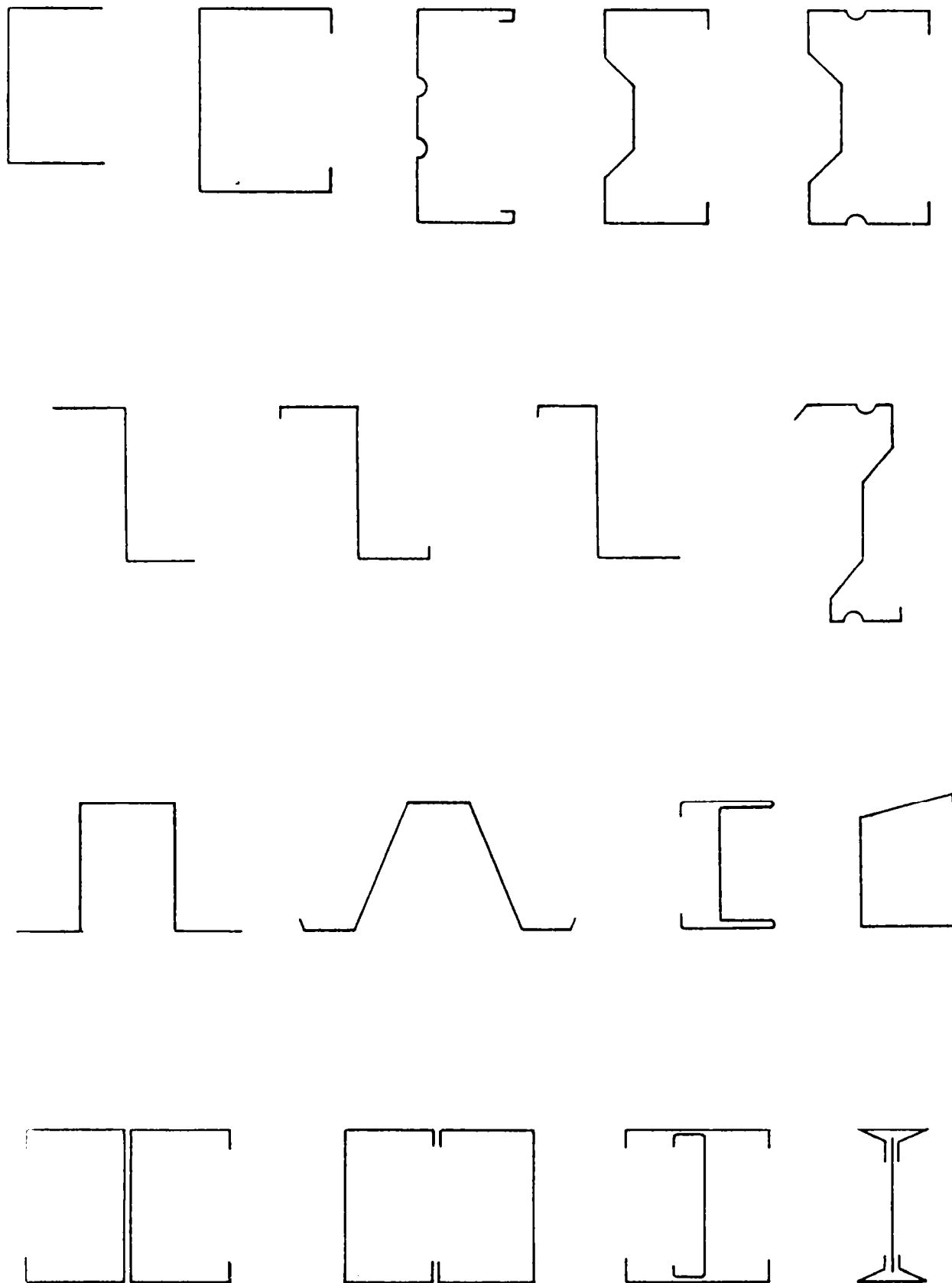


Fig. 1.1.1 Tipuri de secțiuni

1.1.2 Tehnologii de fabricatie

Profilele din otel formate la rece se executa din banda de otel laminata la rece, daca grosimea peretilor este pina la 2mm. Profilele cu grosimi mai mari, se executa din banda laminata la cald. Exista doua metode de fabricare diferite, îndoirea si laminarea la rece.

Îndoirea la rece, cu o presa abkant, se executa de atitea ori cate colturi are profilul. Costul este mai redus decit in cazul laminarii, dar cere in schimb personal calificat, iar productivitatea este mica. Are insa marele avantaj de a putea fi folosita in orice atelier de confecții metalice. Metoda este competitiva in situațiile in care se cer cantitati relativ mici de profile.

In cazul laminarii la rece, banda din care se executa profilul este trecuta succesiv printr-o serie de role, îndoirea facindu-se progresiv.

Razele de îndoire interioare la colturile profilelor nu trebuie sa fie mai mici decât anumite valori minime, stabilite funcție de grosimea peretelui si marca otelului.

In tarile dezvoltate, uzinele producătoare de profile cu pereți subțiri dispun de instalații corespunzătoare ambelor procedee; pentru serii mari de tipodimensiuni se utilizează laminarea la rece, iar pentru serii mici se utilizează îndoirea la rece.

Ductilitatea otelului, definita ca fiind capacitatea de a suporta deformații plastice mari înainte de rupere, joaca un rol important. Laminarea sau îndoirea la rece conduc la o creștere a limitei de elasticitate a otelului prin ecruisare, datorita procesului de formare ce implica deformații plastice. Otelurile utilizate pentru fabricarea profilelor formate la rece trebuie sa prezinte o buna ductilitate.

In mod obișnuit pentru aceste tipuri de profile este folosit otelul carbon sau otelul slab aliat cu rezistenta la rupere $300-520\text{N/mm}^2$. Pentru elemente structurale se folosesc otelurile obișnuite cum sunt OL37, OL44 sau OL52, dar si mărci cu rezistente superioare. Pentru elementele nestructurale (timplarie metalica) se utilizează OL32 sau OL34.

In ultimii ani s-a extins si utilizarea otelurilor inoxidabile pentru formarea la rece a profilelor, atat datorita aspectului estetic - arhitectural al profilelor, cit si datorita rezistentei acestora la coroziune, care usureaza mult intretinerea in timp.

1.1.3. Protectia anticoroziiva

Durabilitatea structurilor metalice este puternic influențata de sensibilitatea otelului la coroziune. La profilele cu pereți subțiri formate la rece, coroziunea prezinta un pericol sporit fata de profilele laminate la cald.

Pentru prevenirea sau cel puțin intirzierea coroziunii se folosește vopsirea, metalizarea sau protecția cu materiale plastice.

Acoperirea protectoare cu vopsele este constituita din unul sau mai multe straturi de grund, cu grosimea de $30-80\mu\text{m}$, respectiv unul sau mai multe straturi de finisaj. Grosimea totala a

vopselei poate ajunge pînă la 100-300 μ m. Natura și grosimea straturilor de acoperire se stabilesc funcție de agresivitatea mediului.

Protecția anticorozivă prin metalizare se efectuează cu un metal protector rezistent la coroziune, de obicei zinc. Oțelul astfel protejat are o bună durabilitate, deoarece, spre deosebire de protecția realizată cu vopsea, zgirieturile nu constituie surse locale de coroziune [SCI92]. Zincarea se poate face la cald prin imersiunea elementului într-o baie de zinc topit, sau prin pulverizarea zincului topit pe suprafața profilului cu ajutorul unui jet de aer comprimat. Procesul poate avea loc și pe cale electrolitică (electro - zincare). Grosimea stratului protector este dată de ambientul în care este amplasat elementul. Spre exemplu, pentru elemente lucrînd la interior, se recomandă o protecție la care cantitatea de zinc depusă în total pe ambele fețe este de 275g/m², iar grosimea stratului de zinc este de 0.04mm.

Protecția cu materiale plastice constă în acoperirea suprafeței oțelului cu un strat de material plastic. Această protecție poate fi aplicată prin proiectarea pe suprafața de protejat a unui strat de material plastic topit în stare lichidă, prin scufundarea elementului din oțel în suspensii de pulberi protectoare, care se întăresc ulterior, sau prin aplicarea directă a unor folii. Materialul plastic se poate aplica pe banda de oțel înainte de formarea profilului. Acoperirea benzilor cu un strat de zinc sau de material plastic are ca efect și prelungirea duratei de exploatare a instalațiilor de formare la rece prin reducerea uzurii, deoarece aceste materiale de protecție sunt mai moi decît oțelul.

Tehnicile de protecție descrise pot fi și combinate între ele. De exemplu, există posibilitatea aplicării unei protecții 'duplex' [RON92] care constă dintr-un strat inițial de zinc depus prin galvanizare și acoperit ulterior în mod suplimentar cu un strat de vopsea sau de material plastic. Spre exemplu, fața exterioară a tablelor cutate de tip LINDAB [LIN] este acoperită cu un strat de copolimer vinilic (vopsea PVC) denumit 'palstisol', iar între acesta și stratul de zinc mai există două straturi de protecție (de pasivare). La interior, peste stratul de zinc și de pasivare, se aplică un strat de lac.

În ultimul timp, o soluție avantajoasă o reprezintă producerea profilelor cu pereți subțiri din oțeluri patinabile (CORTEN). În toate condițiile de mediu, acestea au pierderi prin coroziune de 2-4 ori mai reduse decît oțelurile de calitate curentă. Într-o atmosferă cu agresivitate redusă și în cazul unor alternanțe rapide de la starea uscată la cea umedă a suprafeței elementelor, elementele pot rămîne nevopsite. După formarea primului strat de oxid care se desprinde, suprafața capătă o culoare roșcată care rămîne ca atare și procesul de coroziune este practic oprit.

Se menționează, de asemenea, utilizarea tot mai largă a oțelurilor inoxidabile, cu precădere în SUA. Ținînd cont de caracteristicile mecanice superioare ale acestor oțeluri, de comportamentul la coroziune și nu în ultimul rînd de aspectul estetic pe care-l conferă construcțiilor, aceste profile, sînt totuși rentabile, în ciuda costurilor ridicate de fabricare.

1.2 PROBLEME SPECIFICE PROFILELOR CU PERETI SUBTIRI FORMATE LA RECE

1.2.1 Efectul procesului de fabricatie asupra caracteristicilor geometrice si mecanice

Profilele formate la rece prezinta, datorita procesului de fabricatie, diverse imperfectiuni, care joaca un rol important in comportamentul structural al profilului:

- imperfectiuni geometrice globale (sageti si torsionari inițiale ale elementului) si locale (ale formei secțiunii);
- variația limitei de elasticitate a materialului (ecruisajul);
- tensiuni reziduale

Referitor la imperfectiunile de forma, luate in considerare de norme, care specifica si tolerantele admisibile pentru aceste tipuri de profile, se pot face următoarele observații [RON92]:

- abaterile de la *grosimea* prescrisa sunt datorate in realitate formarii la rece a tablei din care se confectioneaza profilul, si nu procesului de formare a acestuia;
- laminarea la rece conduce la o precizie mai mare in ceea ce privește *dimensiunile secțiunii* decit îndoirea; abaterea de la secțiunea dreapta sunt similare cu cele de la profilele formate la cald;
- imperfectiunile de *răsucire* ale barei au fost măsurate de citiva autori si valorile caracteristice respecta limitele precizate in norme, inasa nici o recomandare actuala nu propune luarea in considerare a acestei imperfectiuni, deoarece torsiunile inițiale sub aceasta valoare nu afectează, practic, încărcarea critica a profilelor;
- abaterile de la *rectilinitate* au făcut obiectul a diverse studii si s-a constatat ca îndoirea la rece conduce la imperfectiuni de acest fel mai mici decit laminarea, contrar situației corespunzătoare abaterilor de la dimensiunea secțiunii.

Metodele de formare la rece aduc in produsul finit modificări ale caracteristicilor mecanice ale otelului in raport cu produsul de baza (tabla). In general, formarea la rece aduce o creștere a limitei de elasticitate, a limitei de rupere si o diminuare a ductilitatii. Aceste schimbări depind atit de compoziția chimica si modul de elaborare a otelului de baza cit si de mărimea si localizarea deformațiilor plastice datorate formarii la rece.

Creșterea limitei elastice (f_y) se datorează ecruisajului si imbatrinirii otelului. Creșterea limitei de rupere (f_u) se datorează imbatrinirii, care aduce si o micșorare suplimentara a ductilitatii si depinde de caracteristicile metalurgice ale otelului. Figura 1.2.1 prezinta curba de comportament a otelului considerind aceste fenomene.

Trebuie subliniat inasa ca otelurile produse actual, calmate, nu prezinta practic fenomenul de imbatrinire. In consecința, pentru profilele formate la rece se considera doar efectul ecruisării.

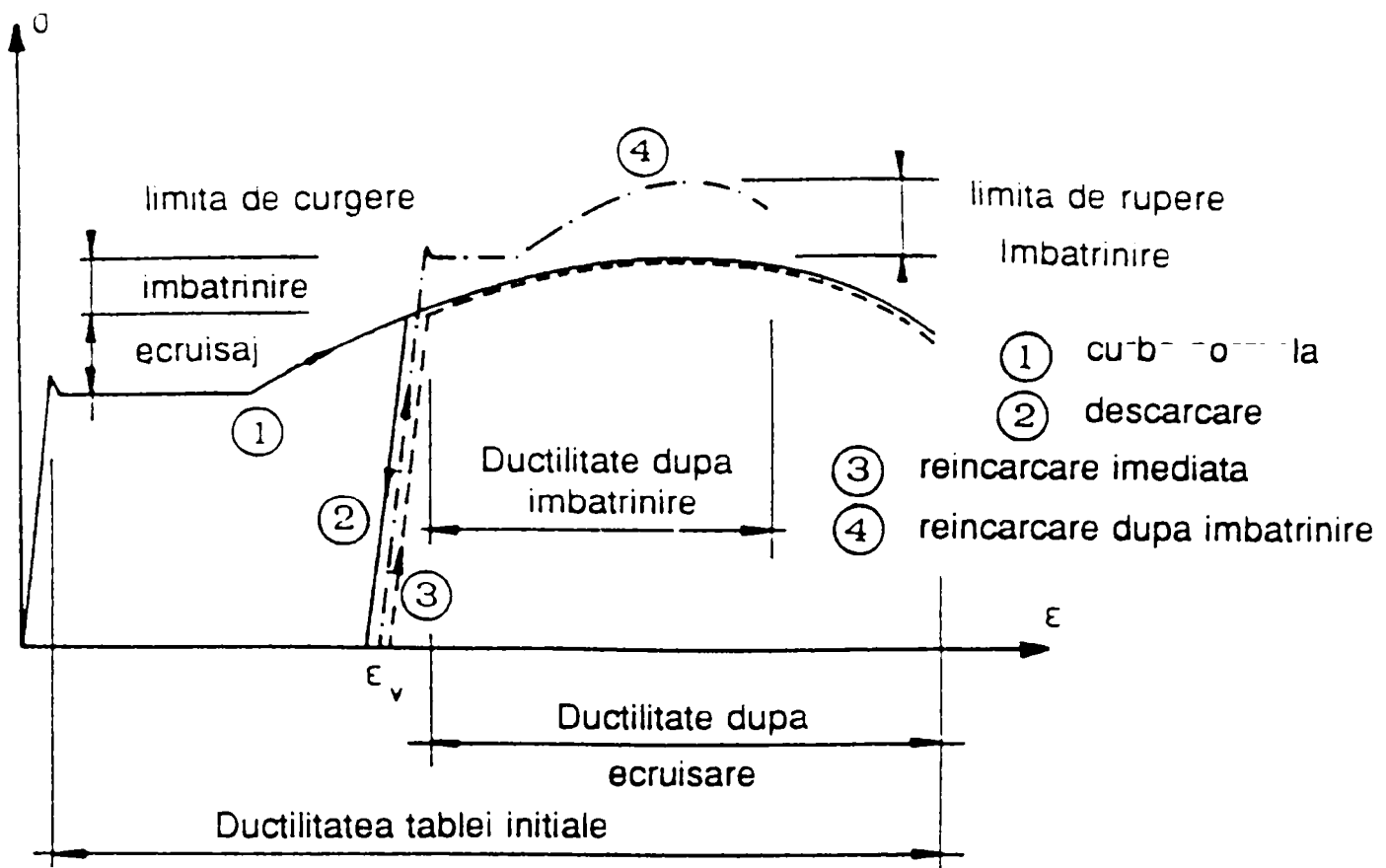


Fig. 1.2.1 Influenta ecruisării și imbatrinirii oțelului

Creșterea limitei de curgere f_y este dată de modul de formare, raza relativă de curbura la colțuri (r/t) și de numărul de îndoituri a secțiunii. În cazul formării la rece, creșterea limitei de curgere este concentrată în îndoituri, care reprezintă zonele care au suferit cele mai mari deformații plastice. Din punct de vedere al *modului de formare*, în cazul laminării pe pat cu role, fețele plane pot prezenta și ele un anumit grad de ecruisare, care depinde de dimensiunea liniei de laminare. De asemenea, laminarea conduce la un ecruisaj superior în colțuri celui obținut prin presare la rece.

Valoarea medie a f_y pe ansamblul profilului crește cu *numărul de îndoituri*. Formula propusă în EUROCODE 3/1.3 [EUR95] pentru creșterea valorii medii pe secțiune a f_y se bazează pe lucrările lui Lind [LIN75]:

$$f_{ya} = f_{yb} + CN t^2 (f_u - f_{yb}) / A_g < 0.5 (f_{yb} + f_u) \quad (1.2.1)$$

în care:

f_{yb}, f_{ub} - limita elastică și de rupere a materialului de bază

t - grosimea tablei

A_g - aria brută a secțiunii

C - coeficient depinzând de modul de formare la rece (7 - laminare și 5 - alte metode)

N - numărul îndoiturilor cu o rază interioară mai mică decât $5t$ și cuprinse între $0 - 135^\circ$

Trebuie avut în vedere însă că această creștere a limitei de curgere nu poate fi luată în considerare decât pentru elementele cu întreaga secțiune efectivă (care nu voalează). Deasemenea, această creștere nu se calculează pentru elementele sudate în zonele formate la rece sau elementele care sunt supuse tratamentelor termice. În ceea ce privește numărul îndoiturilor luate în considerare, trebuie făcut distincție între solicitările de întindere și compresiune pe de o parte, și solicitarea de încovoiere. La întindere și compresiune toate colturile joacă un rol, pe când la încovoiere doar cele învecinate tălpilor profilului.

Elementele de construcție din oțel sunt afectate de tensiuni reziduale, tensiuni care există în element atunci când acesta nu este supus nici unei acțiuni exterioare. Acestea își au originea în procesul de fabricare al profilului: laminarea la cald, sudare sau tăiere cu flacăra, sau în cazul de față, formarea la rece cu deformări plastice. Atât la profilele executate prin laminare, cât și prin îndoire, apar tensiuni reziduale mai importante în pliuri decât în fețele plane. În Figura 1.2.2 [RON92] este arătată distribuția tensiunilor reziduale măsurată pe o cornieră laminată la rece.

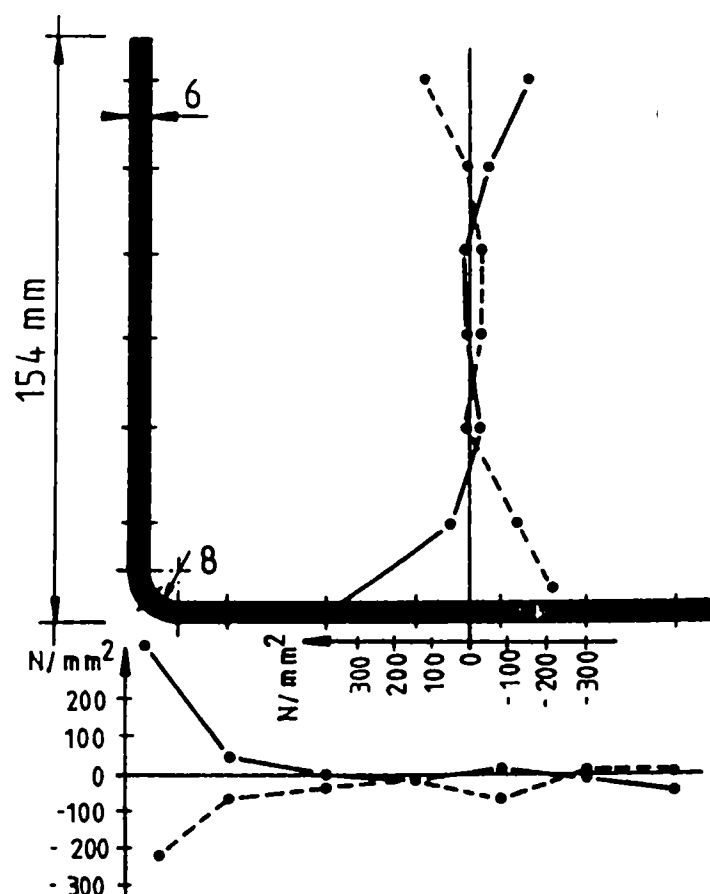


Fig. 1.2.2 Tensiuni reziduale într-o cornieră laminată la rece

Se constată că tensiunile reziduale sunt de semn contrar pe fața interioară și exterioră a profilului (tip 'flexional') contrar cazului profilelor formate la cald în care tensiunile reziduale sunt de același semn pe ambele fețe (tip 'membranar').

1.2.2 Influența imperfecțiunilor asupra comportării la stabilitate

Studiul stabilității construcțiilor se bazează pe conceptul de bifurcare a echilibrului elastic, corespondent unei încărcări critice stabilită de către Euler. Pe parcursul ultimelor decenii, atenția specialiștilor s-a orientat din ce în ce mai mult asupra efectului imperfecțiunilor asupra capacității portante.

Există două tipuri de imperfecțiuni care au o influență decisivă asupra stabilității:

- imperfecțiuni geometrice (săgeți inițiale și excentricități ale încărcărilor)
- tensiuni reziduale care se suprapun peste tensiunile de serviciu

La stabilirea curbelor de flambaj europene, ECCS (European Convention for Constructional Steelwork - Convenția Europeană pentru Construcții Metalice) a ținut cont de rolul jucat de tensiunile reziduale în flambajul barelor din oțel comprimate centric realizate din profile laminate la cald [MAQ78].

Aceste tensiuni reziduale sunt cu precădere de tip membranar, pe cînd cele din cazul profilelor formate la rece sunt predominant de tip flexional. Pe baza de simulări numerice, cercetări recente au arătat că pentru cazul cornierelor și profilelor tubulare formate la rece tensiunile reziduale care au o componentă predominantă de încovoiere joacă un rol mai puțin defavorabil decît cele întîlnite la profile laminate la cald. Dealtfel, influența tensiunilor reziduale în rotunjiri se poate neglija avînd în vedere creșterea limitei de elasticitate în aceste regiuni. În plus aria unei rotunjiri (în care așa cum s-a arătat anterior, tensiunile reziduale au valorile maxime) reprezintă puțin din aria întregii secțiuni transversale.

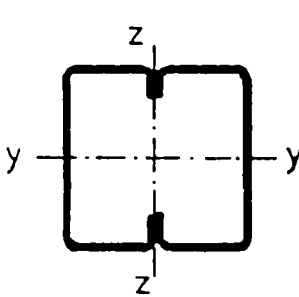
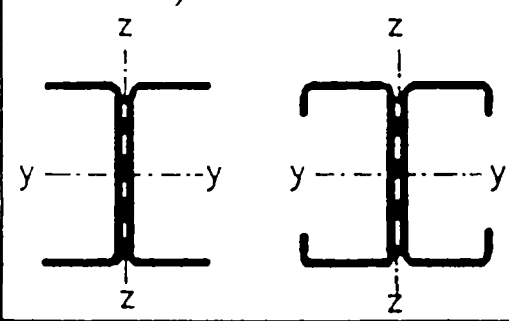
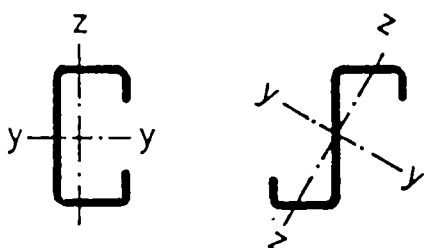
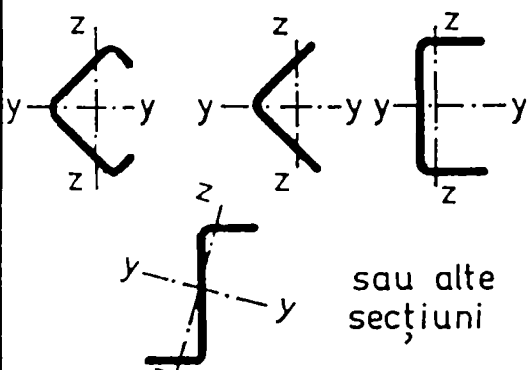
În acest context, singurele imperfecțiuni semnificative în comportamentul profilelor formate la rece sunt cele geometrice. Măsurători recente au arătat că profilele formate la rece prin presare prezintă imperfecțiuni reduse. Astfel:

- profile laminate la cald: $f_0/l = 1/800 - 1/1000$
- profile formate la rece (laminare) $f_0/l = 1/600 - 1/1400$
- profile formate la rece (presare) $f_0/l = 1/2100 - 1/2700$

În normele europene, secțiunile sunt clasificate în funcție de un coeficient de imperfecțiune α care concentrează efectul tuturor tipurilor de imperfecțiuni și care intervine în expresia coeficientului de flambaj. Astfel, pentru fiecare curbă de flambaj, corespunde o imperfecțiune geometrică echivalentă f_0/l . Pentru profilele formate la rece se utilizează curbele de flambaj europene pentru profile formate la cald cu aceleași valori ale factorului α . Tabelul 1.2.1 prezintă încadrarea în curbele de flambaj europene a profilelor formate la rece [EUR95].

Avînd în vedere cele subliniate mai sus, datorită faptului că tensiunile reziduale au o influență defavorabilă mai mică decît în cazul profilelor formate la cald [COS86] [GAR86] și prezintă imperfecțiuni geometrice în general mai reduse, clasificarea secțiunilor formate la rece conduce la rezultate conservative, fapt confirmat și de experimente.

Tab. 1.2.1 Curbe de flambaj pentru profile formate la rece

TIPURI DE SECȚIUNI TRANSVERSALE		FLAMBAJ DUPĂ AXA	CURBA DE FLAMBAJ
<p>SECȚIUNI ÎNCHISE</p> 	Dacă f_{yb} este folosit	Oricare	b
	Dacă f_{ya} este folosit	Oricare	c
<p>SECȚIUNI — I, H</p> 		<p>y — y</p> <p>z — z</p>	<p>a</p> <p>b</p>
		Oricare	b
 <p>sau alte secțiuni</p>		Oricare	c

1.2.3 Influenta zveltetii peretilor asupra comportării de rezistenta si stabilitate

1.2.3.1 Conceptul de latime efectiva

Teoria elastica a stabilitatii a fost inițiată de către Euler, care a stabilit prima formula pentru încărcarea critica de flambaj a unei bare perfecte.

Studiul condițiilor de echilibru pentru bara perfecta (Fig. 1.2.3) arata ca pentru incarcari care depasesc valoarea incarcării critice de bifurcare, N_k , bara prezinta deplasări nule si se gaseste intr-o poziție de echilibru instabil reprezentat de dreapta AB, sau se deformează si urmareste curba de echilibru stabil AC (de fapt, curba AC se poate determina doar cu o analiza ce tine cont de deplasările mari ale barei).

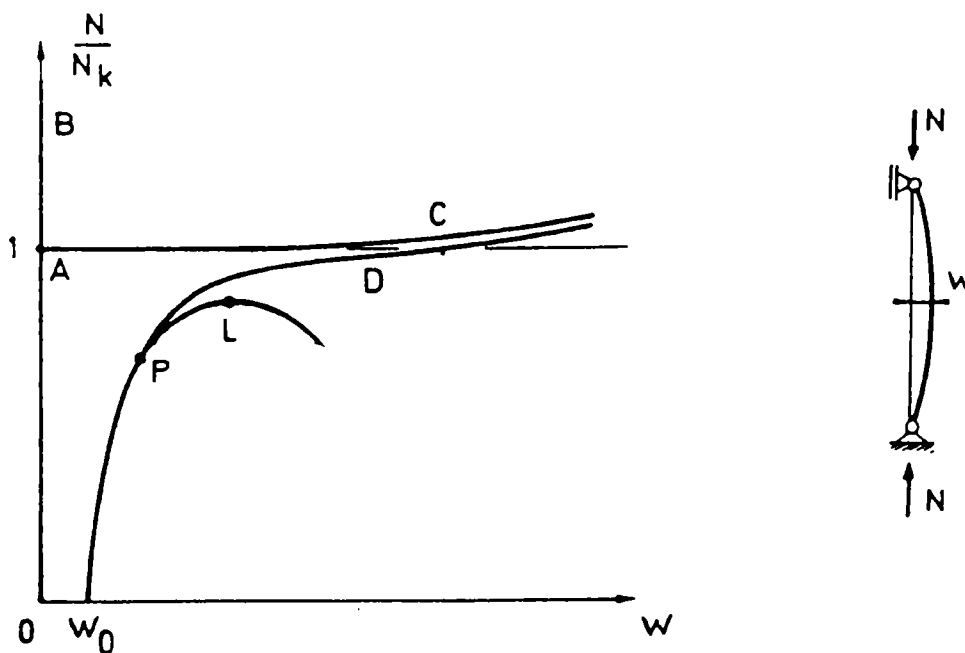


Figura 1.2.3 Comportarea la compresiune a barelor

Curba D corespunde unei bare cu imperfecțiuni (imperfecțiune inițială sinusoidală cu amplitudinea f_0). Aceasta curbă se apropie de comportamentul barei ideale pe măsura ce săgeata scade.

O bara reală prezintă întotdeauna imperfecțiuni geometrice, este constituită dintr-un material elasto-plastic și pierderea stabilității se face prin limitarea echilibrului. În acest caz, apare un început de plastificare în punctul P, după care bara începe să-și piardă rigiditatea pînă la starea ultimă corespunzătoare rigidității nule (punctul L).

În cazul în care bara este constituită dintr-un profil metalic cu pereți subțiri, fenomenul instabilității locale a pereților (punctul V) apare înainte începerii plastificării (Fig. 1.2.4). În acest caz, încărcarea ultimă (punctul L) este inferioară încărcării ultime a unui element fără voalare. Trebuie subliniat că voalarea nu produce în general cedarea elementului [RON92].

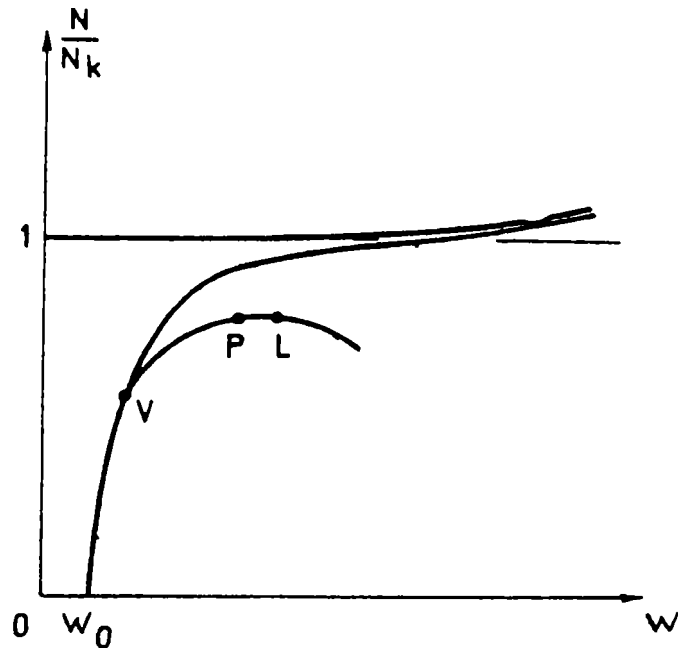


Figura 1.2.4 Comportarea la compresiune a barelor cu pereți subțiri

Din punct de vedere cantitativ, pentru bara cu pereți subțiri, se constata ca debutul plastificării prin compresiune a unui perete (punctul P în Fig. 1.2.4) este foarte apropiat de încărcarea ultima (punctul L). Aceasta, deoarece flexibilitatea sporită a acestui tip de element în domeniul post voalat duce la o caracteristică sâgetată- încărcare foarte aplatizată. Astfel, plastificarea intervine în momentul în care bara este într-un proces accentuat de pierdere a rigidității.

Scăderea rigidității barei poate fi modelată considerând o secțiune redusă a profilului în locul secțiunii pline. Aceasta secțiune redusă este numită 'secțiune efectivă' și este obținută considerând 'latimile efective' ale pereților componenți. Pentru definirea 'secțiunii efective' se poate considera cazul tălpii comprimate a unei grinzi, ca în Figura 1.2.5.

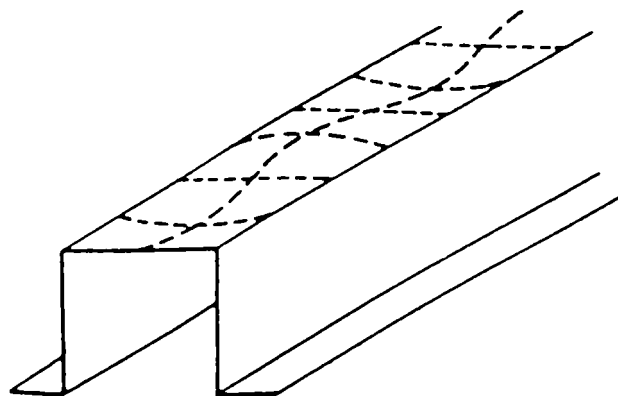


Fig. 1.2.5 Voalarea unui perete comprimat

Talpa grinzii se comporta ca o placa dreptunghiulara inițial perfect plana, articulata in lungul marginilor profilului si supusa la compresiune uniforma ca in Figura 1.2.6.a

Cind aceasta tensiune depaseste tensiunea critica de voalare a plăcii, undele de voalare se amorsează si cresc pe măsura creșterii tensiunii. Fibrele longitudinale care traversează undele de voalare opun, datorita curburii, o rigiditate scăzuta la compresiune, care se repartizează astfel spre zonele mai rigide, apropiate de reazeme. Rezulta astfel, o diagrama de tensiuni majorate spre margini (Fig. 1.2.6.b) care in final ating limita elastica a materialului (Fig. 1.2.6.c).

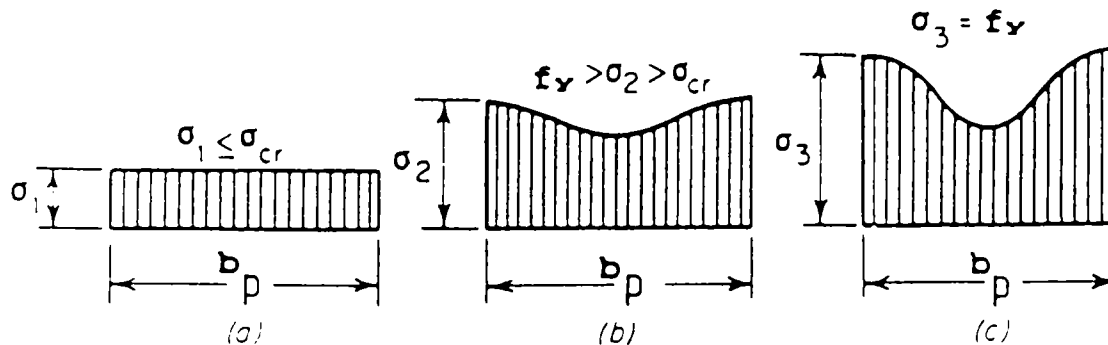


Figura 1.2.6 Stări de tensiune succesive intr-un perete comprimat

Astfel, se poate înlocui, in domeniul post-critic, latimea inițiala a peretelui prin doua porțiuni, fiecare cu lungimea $b_{eff}/2$ reprezentind latimea efectiva a peretelui, oferind astfel direct efortul unitar maxim presupus in acest caz uniform, așa cum se arata in Figura 1.2.7 [GAL91]. Se admite ca rezistenta ultima a peretelui este atinsa in momentul in care tensiunea maxima atinge valoarea limitei de curgere.

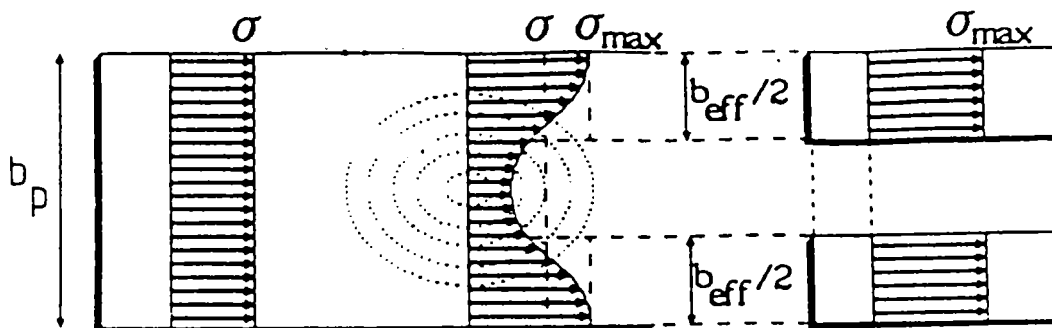


Fig. 1.2.7 Secțiunea efectiva a unui perete comprimat

Pentru deteminarea latimii efective a plăcii in starea ultima, se utilizează ipoteza lui Von Karman:

Tensiunea maxima in domeniul post-critic este egala cu tensiunea critica elastica pentru latimea efectiva:

$$\sigma_{\max} = (\sigma_{cr})_{\text{eff}} = K_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_{\text{eff}}}\right)^2 = K_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_p}\right)^2 \left(\frac{b_p}{b_{\text{eff}}}\right)^2 = \sigma_{cr} \left(\frac{b_p}{b_{\text{eff}}}\right)^2 \quad (1.2.1)$$

In starea ultima:

$$(\sigma_{cr})_{\text{eff}} = \sigma_{cr} \left(\frac{b_p}{b_{\text{eff}}}\right)^2 = f_y \quad (1.2.2)$$

deci

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b_p} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} = \frac{1}{\lambda_p} = \rho \quad (1.2.3)$$

in care λ_p este zveltețea relativa a plăcii iar ρ coeficientul de reducere a latimii plăcii (coeficientul latimii efective)

Aceste relații sunt valabile pentru placa ideala. In realitate, relația pentru calculul coeficientului latimii efective trebuie modificata pentru a tine cont de imperfecțiunile inerente ale profilelor. EUROCODE 3/1.3 [EUR95] propune înlocuirea formulei Von Karman cu formula lui De Winter:

$$\begin{aligned} \rho &= 1 && \text{pentru } \lambda_p \leq 0.673 \\ \rho &= (1 - 0.22/\lambda_p) && \text{pentru } \lambda_p > 0.673 \end{aligned} \quad (1.2.4a,b)$$

in care

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\sigma_{\text{com}}}{\sigma_{cr}}} = 1.052 \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{\sigma_{\text{com}}}{EK_{\sigma}}} \quad (1.2.5)$$

In formula de mai sus, σ_{com} este tensiunea de compresiune maxima exercitata efectiv asupra plăcii. In expresia acestei tensiuni intervine K_{σ} - coeficient de voalare care depinde de tipul peretelui si de starea de tensiuni.

Pereții profilelor pot fi rigidizați sau nerigidizați, așa cum se arata in Figura 1.2.8, cu un mod de comportare la voalare diferit, ca in Figura 1.2.9.

In acest fel, pot fi intilnite situațiile limita din Figura 1.2.10. In practica se utilizează ipoteza rezemării articulate care conduce la rezultate securitare. Coeficientul de voalare depinde deasemenea de starea de tensiune in funcție de un coeficient $\Psi = \sigma_1/\sigma_2$ dat in tabele pentru pereți rigidizați si nerigidizați [EUR95] in care σ_1 si σ_2 sunt tensiunile la marginile plăcii. In funcție de acest raport sunt date si repartiția latimilor efective.

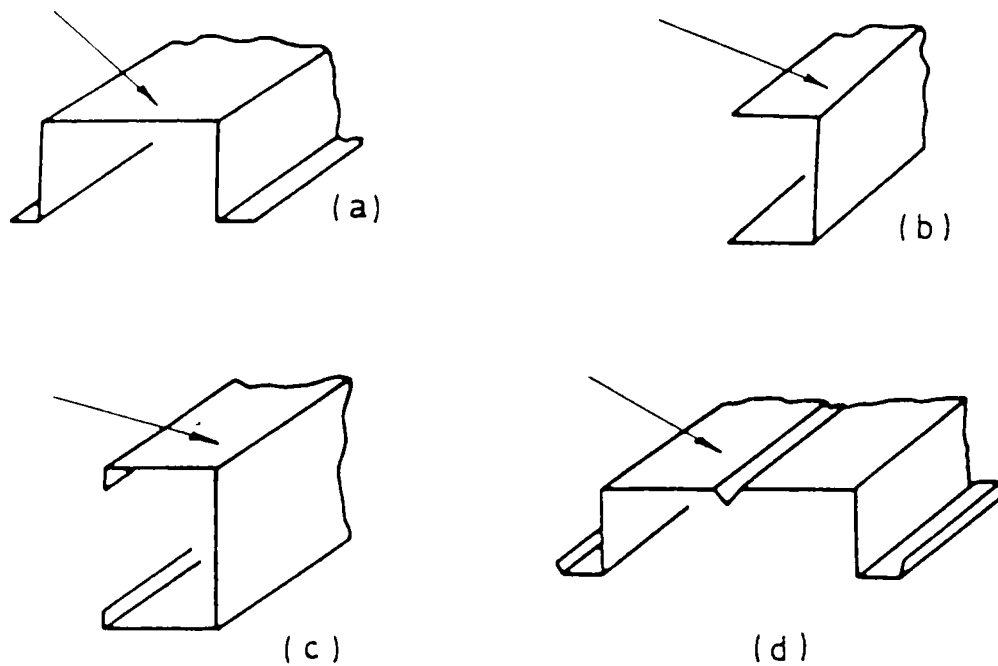


Fig. 1.2.8 Tipuri de pereți: a) rigidizat b) nerigidizat c) cu rigidizare marginala d) cu rigidizare intermediara

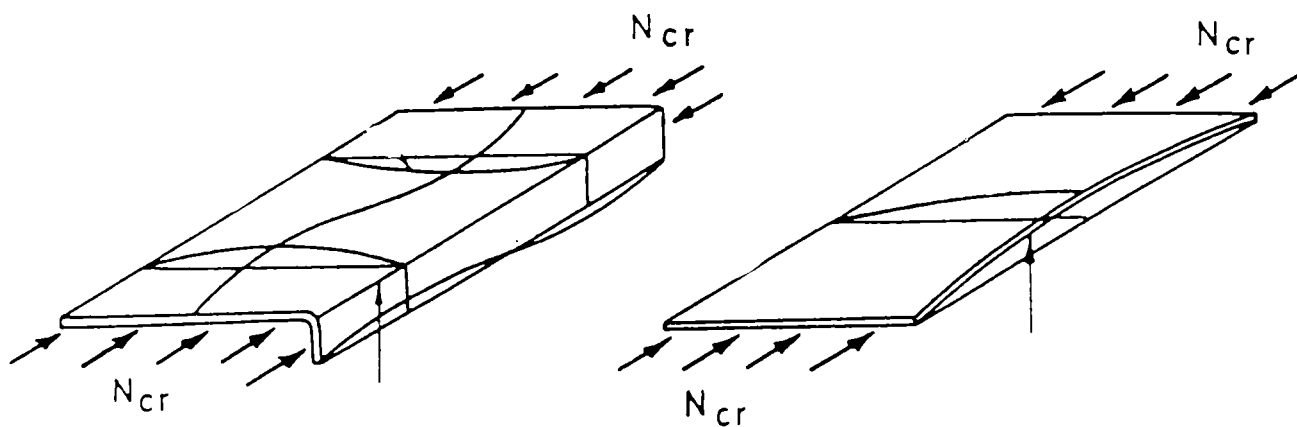


Fig. 1.2.9 a) perete cu rigidizare marginala b) perete nerigidizat

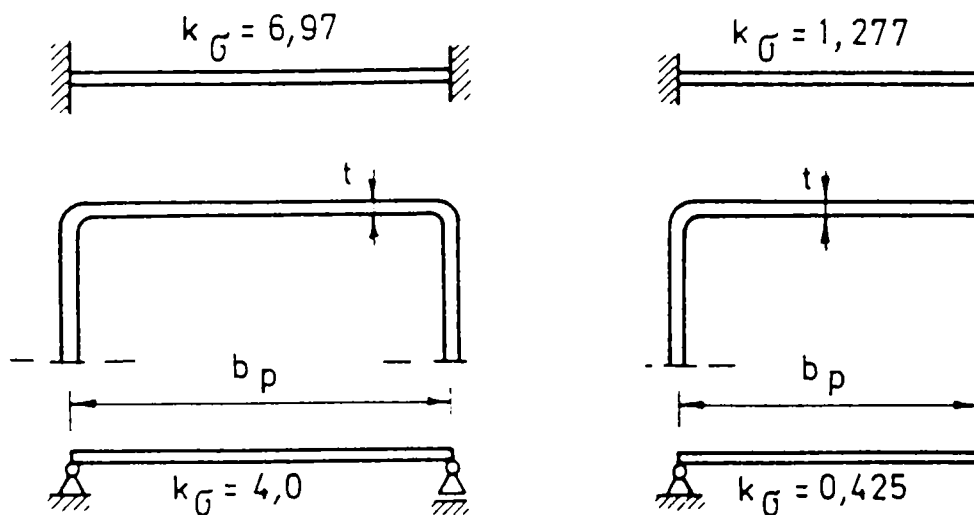


Fig. 1.2.10 Coeficienți de voalare pentru diverse rezemări

1.2.3.2 Interacțiunea dintre flambajul global și local al barelor cu pereți subțiri

Faptul că voalarea pereților nu scoate din uz bara, reducând doar rigiditatea acesteia, așa cum s-a arătat în precedentul paragraf, modifică esențial comportamentul față de barele laminare la cald unde acest fenomen nu se manifestă.

Barele cu pereți subțiri sunt caracterizate de următoarele moduri de instabilitate, prezentate în Figura 1.2.11 pentru cazul unui profil C: voalarea pereților (I), distorsiunea secțiunii transversale (II), pierdere de stabilitate generală prin încovoiere-răsucire (III) sau încovoiere (IV). În punctele de cuplură între diferitele moduri de instabilitate, poate apărea o interacțiune care este însoțită de eroziunea sarcinii critice teoretice.

Fenomenul de voalare al pereților transversali, prezentat în paragraful precedent se produce fără deplasarea relativă a colturilor secțiunii transversale. Distorsiunea secțiunii transversale implică deplasarea nodurilor tălpii; acest fenomen presupune, pentru un profil de tip C, rotirea tălpilor în jurul joncțiunilor între tălpi și înima profilului. Lungimea de undă pentru înimă și tălpi este aceeași, dar este mai mare decât cea corespunzătoare voalării. Acest mod de instabilitate poate să apară datorită rigidizărilor marginale necorespunzătoare, și astfel o parte a secțiunii transversale are tendința de a-și pierde stabilitatea.

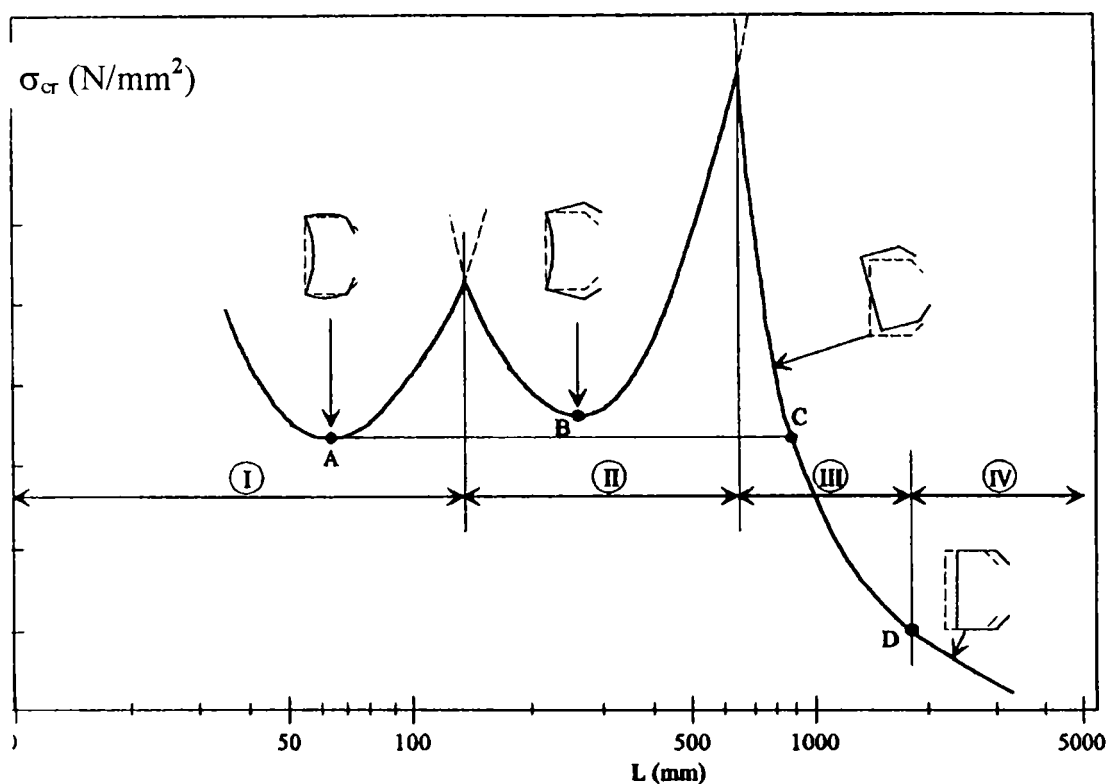


Fig. 1.2.11 Variația efortului unitar critic pentru diverse lungimi ale elementului

În funcție de zveltețea elementului λ , de zveltețea peretelui secțiunii λ_p și de raportul între sarcina critică elastică globală N_{cr} și cea de voalare a peretelui N_v se pot evidenția trei categorii de bare [RON92]:

- bare scurte: la care instabilitatea locală e preponderentă
- bare lungi: la care instabilitatea globală e preponderentă

- bare de lungime medie: pentru care cele doua moduri de instabilitate joaca un rol si intra in interactiune

Pentru un element scurt, fara imperfecțiuni, voalarea pereților se produce la atingerea N_V care corespunde peretelui cel mai zvelt. In final, ruina se produce prin formarea unui mecanism plastic. Valoarea maxima a tensiunilor (f_y) este atinsa in colturile secțiunii si diminuează înspre mijlocul pereților, ca in Figura 1.2.12. Încărcarea ultima N_L depaseste încărcarea de voalare N_V , dar este mai mica decit încărcarea de plastificare a întregii secțiuni, N_p . Pentru un element cu imperfecțiuni, săgeata peretelui creste odată cu aplicarea incarcarii.

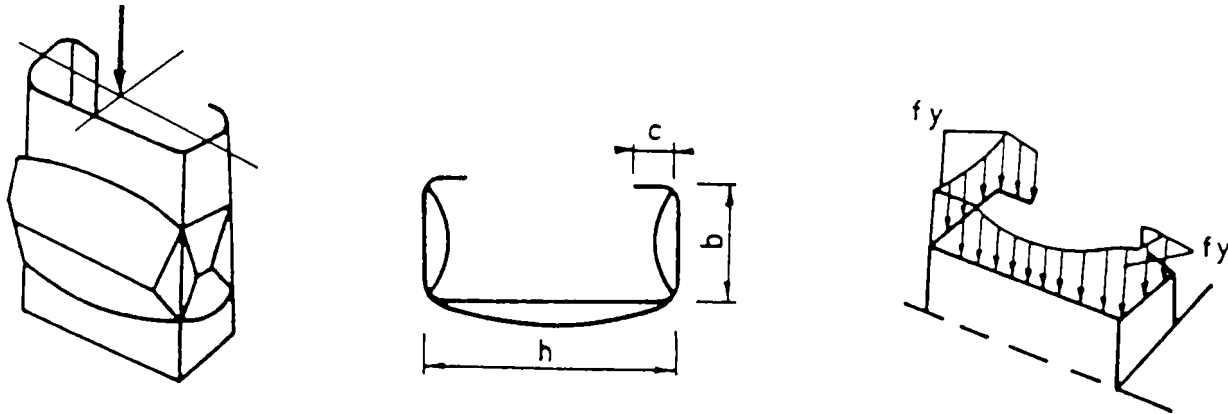


Fig. 1.2.12 Mecanism local

Pentru bara lunga, flambajul poate sa se producă prin încovoiere, încovoiere-răsucire sau răsucire sub încărcarea critica N_{cr} . Mecanismul plastic apare de aceasta data ca o consecința a flambajului general al elementului, distribuția tensiunilor fiind reprezentata in Figura 1.2.13.

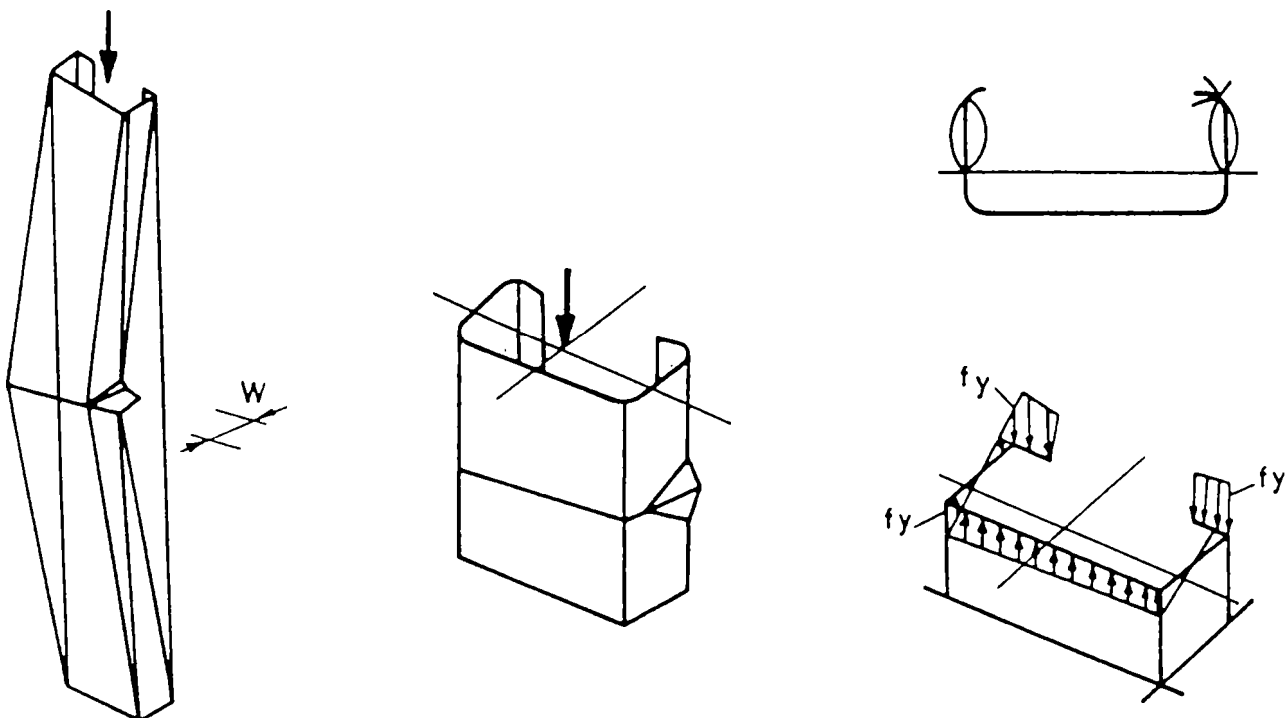


Fig. 1.2.13 Mecanism global

Încărcarea ultima, în acest caz, se găsește sub încărcarea critică de pierdere a stabilității generale N_{cr} , datorită imperfecțiunilor, și mult sub N_p corespunzătoare plastificării întregii secțiuni.

Pentru bara de lungime medie, N_{cr} și N_v au valori apropiate și ruina se produce ca urmare a interacțiunii acestora.

Practic, în acest caz, problema se rezolvă considerând flambajul general al unei bare cu secțiune redusă datorită voalării. Această procedură da o foarte bună corelație între rezultatele experimentale și teorie în cazul barelor scurte și medii, fiind însă foarte acoperitoare pentru barele lungi. Delimitarea cu precizie a intervalului pentru aceste trei categorii de bare, este totuși, dificilă.

1.2.4 Calculul structurilor alcătuite din elemente cu pereți subțiri

Pentru calculul eforturilor unei structuri metalice și pentru verificarea capacității de rezistență a elementelor, în cadrul metodei stărilor limita, pot fi folosite metode de calcul diferite, funcție de caracteristicile secțiunilor transversale ale elementelor și de calitatea oțelului. Pereții comprimați ai unei secțiuni transversale sunt încadrați în patru clase de comportament, funcție de capacitatea de deformare plastică și de riscul de voalare. În Figura 1.2.14 este arătată evoluția efortului unitar ultim al unei plăci funcție de zveltețea acesteia [DUB93].

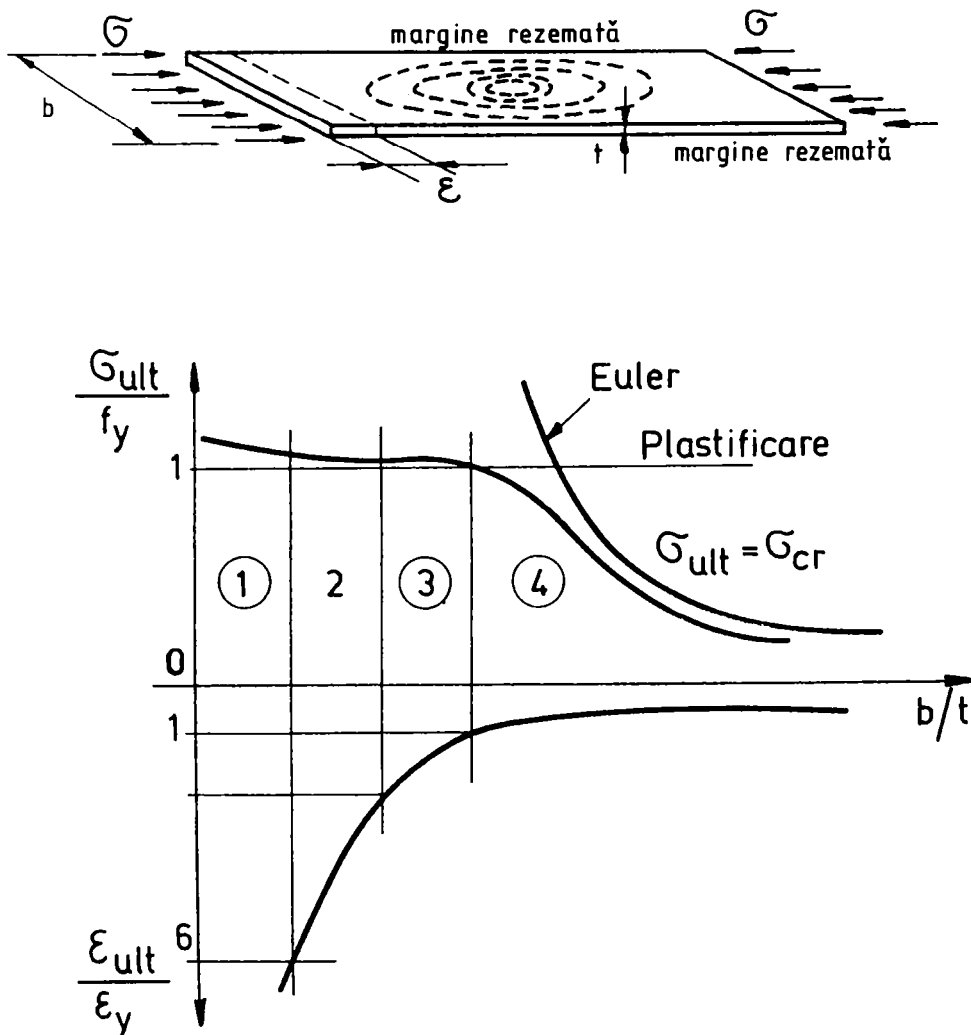


Fig. 1.2.14 Clasificarea pereților comprimați

625.464/181E

Intervalele marcate pe figura definesc cele patru clase de comportament:

- Clasa 1: Placa poate atinge limita de curgere pe întreaga latime, deformându-se în domeniul plastic fără a prezenta fenomenul de voalare;
- Clasa 2: Placa poate atinge limita de curgere pe întreaga latime, având însă o deformare limitată de voalarea peretelui, în domeniul plastic;
- Clasa 3: Placa poate atinge limita de curgere pe întreaga latime, însă, datorită voalării, nu poate dezvolta deformări plastice;
- Clasa 4: Placa voalează înainte de atingerea limitei de curgere pe întreaga latime.

Funcție de clasa de încadrare a pereților unei secțiuni transversale, se stabilește clasa secțiunii; aceasta este dată de clasa maximă a pereților componenți. Încadrarea în cele patru tipuri de comportament se face, pentru secțiuni, funcție de modurile de solicitare care conduc la solicitări normale pe planul secțiunii (încovoiere sau efort axial) [EUR92]. În Figura 1.2.15 este arătată clasificarea secțiunilor transversale pentru solicitarea de încovoiere, din punct de vedere al capacității de formare și de dezvoltare a articulațiilor plastice.

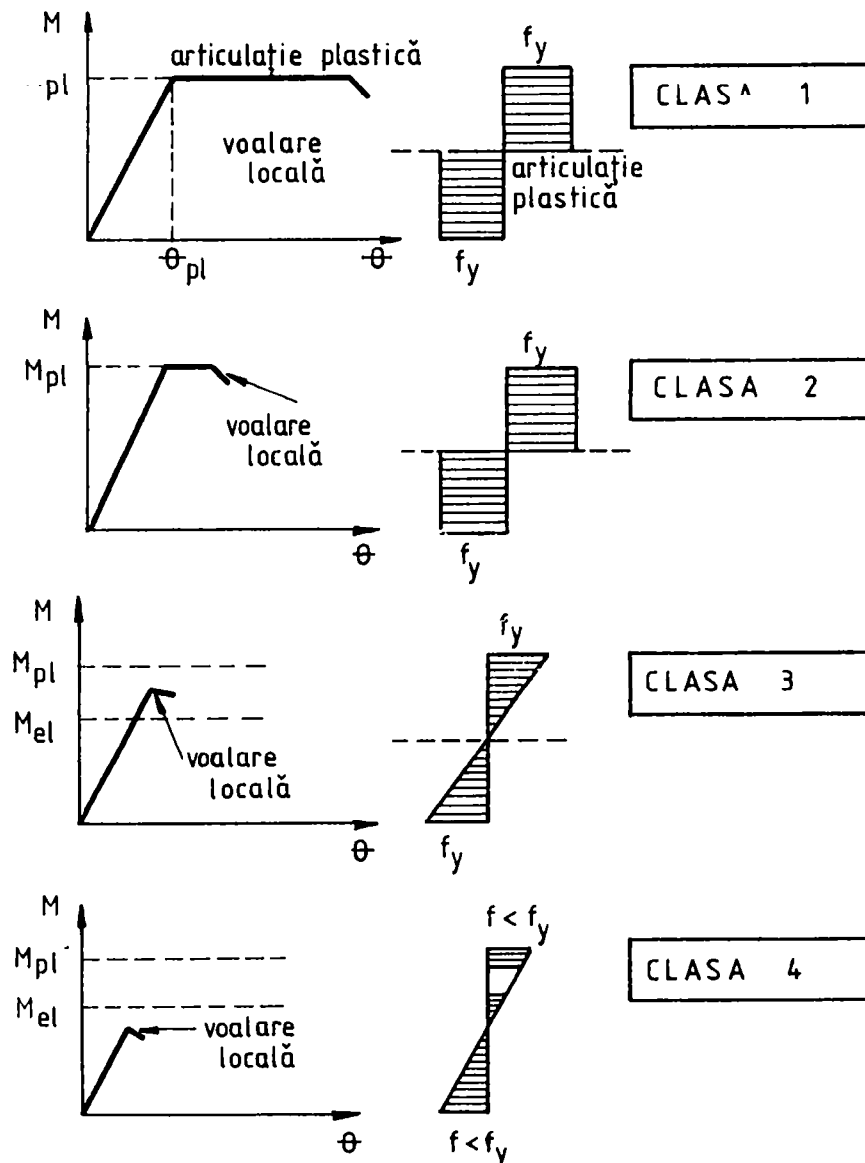


Fig. 1.2.15 Clasificarea secțiunilor încovoiate

Metoda de calcul a structurii si de verificare a capacitatii de rezistenta a elementelor se stabilește, in consecința, funcție de clasa secțiunii transversale. Se deosebesc, astfel, patru metode diferite [RON92]:

Metoda I: Presupune determinarea eforturilor printr-o analiza plastica si determinarea rezistentei ultime a secțiunii folosind modulul de rezistenta plastica a secțiunii. Aceasta presupune efectuarea unui calcul plastic, cu formarea succesiva a articulațiilor plastice in structura, si cu redistribuirea in consecința a eforturilor. Starea limita este atinsa in momentul in care articulațiile plastice in structura formează o configurație de mecanism parțial sau global.

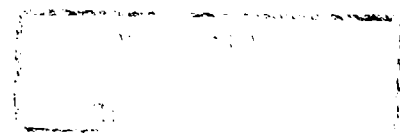
Metoda II: Presupune determinarea eforturilor printr-o analiza elastica si determinarea rezistentei ultime a secțiunii folosind modulul de rezistenta plastica a secțiunii. Starea limita este atinsa in momentul plastificarii secțiunii celei mai solicitate.

Metoda III: Presupune determinarea eforturilor printr-o analiza elastica si determinarea rezistentei ultime a secțiunii folosind modulul de rezistenta elastica a secțiunii. Starea limita apare in momentul atingerii limitei de curgere in fibra cea mai solicitata a unui element.

Metoda IV: Presupune determinarea eforturilor printr-o analiza elastica si determinarea rezistentei ultime a secțiunii folosind modulul de rezistenta elastica a secțiunii, tinind cont de voalarea pereților secțiunii in cazul structurilor alcătuite din profile cu pereți subțiri. Starea limita este atinsa in momentul in care efortul unitar obținut in fibra cea mai solicitata a unui element, calculat pe baza caracteristicilor eficace ale secțiunii transversale este egal cu limita de curgere.

Astfel, pentru barele cu pereți subțiri, in general fiind secțiuni de clasa 4, se va folosi metoda IV de calcul, folosind secțiunile reduse datorita voalării.

Studii recente efectuate de către Moldovan si Gioncu [MOL99] au arătat, pe baza simulărilor cu un program propriu, dedicat calculului capacitatii de rotire a elementelor încovoiate (DUCTROT), ca secțiunile de clasa IV prezinta, totuși, o anumita ductilitate. Secțiunile transversale considerate au fost secțiuni dublu - T compuse din profile U si C, secțiuni cheson si secțiuni dublu - T sudate. Concluziile acestei cercetări sunt ca, pentru calculul seismic al structurilor alcătuite din profile cu secțiune de clasa IV, poate fi acceptat un coeficient de reducere $\psi=0.6$, in conformitate cu standardul romanesc actual de seism [NOR92]. Aceasta concluzie este întărita si de alura curbelor moment - rotire determinate experimental pentru profile U de către De Martino si colaboratorii [DEM92]. Evident, inasa, ca stabilirea ductilitatii secțiunilor de clasa IV trebuie sa se bazeze pe un program experimental si de simulări numerice mai amplu.



1.3 MIJLOACE DE ÎMBINARE ALE PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI

Îmbinările utilizate în structurile alcătuite din elemente cu pereți subțiri pot fi îmbinări uzuale, cum sunt îmbinările cu șuruburi, nituri sau sudura, sau specifice acestor tipuri de elemente, cum sunt îmbinările cu șuruburi autofiletante sau autoperforante, îmbinările cu adezivi sau îmbinările prin stanțare.

1.3.1 Importanța standardizării îmbinărilor

Un parametru care guvernează costul unei structuri metalice este raportul între costul manoperei și cel al materialului. Acest raport a crescut în mod continuu în Europa de Vest și în țările dezvoltate începând cu sfârșitul celui de-al doilea război mondial, ajungând ca prețul mediu al unei ore de manopera să reprezinte aproximativ prețul a 40kg de oțel. În Marea Britanie, chiar, o ora de manopera reprezintă prețul a 75 kg de oțel. Astfel, în cazul țărilor dezvoltate, costul manoperei reprezintă aproximativ 60-80% din costul total al structurii. Consecința acestei situații este ca factorul predominant în dimensionare devine minimizarea manoperei necesare în procesul de fabricație în comparație cu reducerea greutății structurii. Din păcate, în țara noastră, acest raport este subunitar, și de aceea greutatea reprezintă, încă, factorul hotărâtor în determinarea prețului; într-o evoluție normală a lucrurilor, însă, este de așteptat ca ponderea manoperei să crească.

Studii relativ recente [FEW93][RHO82] au arătat că din procentul total alocat manoperei, circa 50% este consumată pentru executarea îmbinărilor, restul fiind consumat pentru manipulare. În practica uzinării construcțiilor metalice, timpul pentru manipulări poate fi ușor dublat sau înjumătățit în funcție de tipul îmbinărilor și de repetitivitatea acestora. Deci, cel puțin jumătate din timpul și din costul manipulărilor depinde de asemenea de îmbinări. Se ajunge, astfel, ca valoarea îmbinărilor, împreună cu manipulările dependente de acestea să dețină o pondere de aproximativ 40% din costul total al construcției; nu există nici un motiv pentru care acest procentaj să fie mai mic în cazul profilelor cu pereți subțiri formate la rece [RHO82]. Devine evidentă, în acest context, o raționalizare și simplificare a îmbinărilor construcțiilor metalice, ceea ce conduce la un grad înalt de repetitivitate și uniformitate. Este dificil să se modifice greutatea unei construcții prin procesul de proiectare cu mai mult de 10%, însă costul execuției și montajului unei construcții metalice poate fi mărit cu mai mult de 50%, dacă se prevăd prea multe rigidizări locale sau prea multe tipuri de șuruburi la montaj.

Din ce în ce mai mult, pe plan mondial, îmbinările cu șuruburi tind să înlocuiască soluția sudată. Soluțiile de îmbinări moderne, caută, pe cât posibil, să realizeze detalii care să permită sudura doar în ateliere, iar pe șantier asamblarea să se efectueze cu șuruburi.

1.3.2 Îmbinări mecanice

Îmbinările mecanice ale profilelor cu pereți subțiri se pot executa cu șuruburi clasice, cu piulița, cu șuruburi autofiletante și/sau autoperforante, cu bolțuri sau cu nituri. Studiul îmbinărilor cu șuruburi cu piulița și tijă filetată până la cap cu dimensiuni M6 până la M16, folosite la îmbinarea tablelor subțiri cu groase și subțiri cu subțiri, care face de fapt subiectul acestei teze, va fi efectuat pe larg în capitolul 3.

Șuruburile autofiletante cu filet refulant, arătate in Figura 1.3.1, pot fi utilizate pentru legarea a doua table subțiri (Tipul A), pentru îmbinarea unei table subțiri cu o tabla mai groasa de 2 mm (Tipul B), sau pentru îmbinarea unei table subțiri cu o tabla mai groasa de 4 mm (Tipul C).

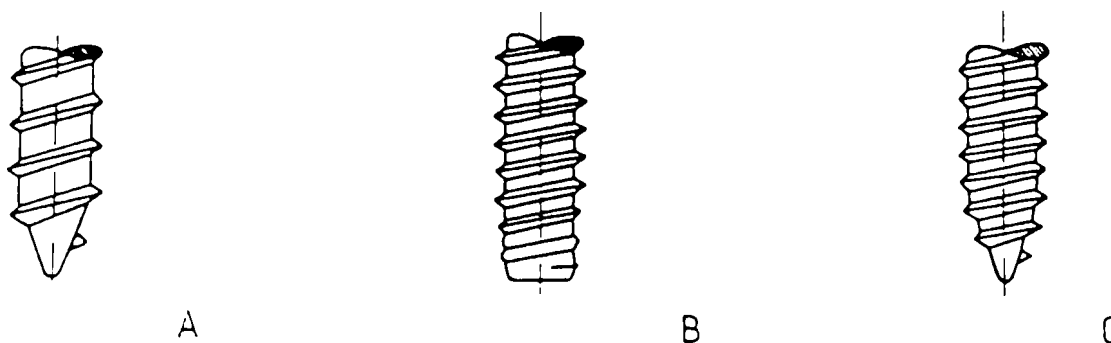


Fig. 1.3.1 Șuruburi autofiletante cu filet refulant

Șuruburile autofiletante cu filet tăietor, de diverse tipuri, așa cum se prezintă in Figura 1.3.2 sunt utilizate in general pentru legarea unei table subțiri de un element de grosime mare.

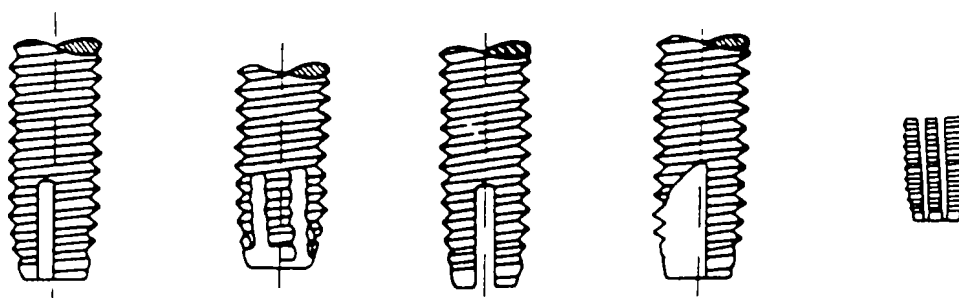


Fig. 1.3.2 Șuruburi autofiletante cu filet tăietor

Șuruburile autoperforante si autofiletante, arătate Figura 1.3.3, isi forează si filetează gaura in cadrul aceleiași operațiuni.

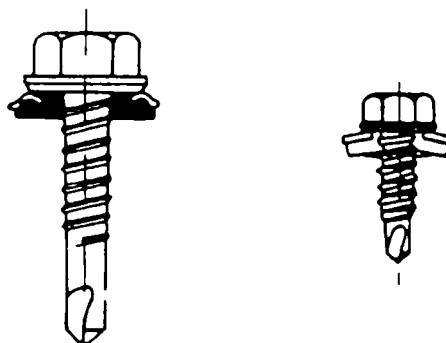


Fig. 1.3.3 Șuruburi autoperforante si autofiletante

Bolțurile, arătate in Figura 1.3.4, sunt proiectate prin impuscare prin grosimea tablelor.

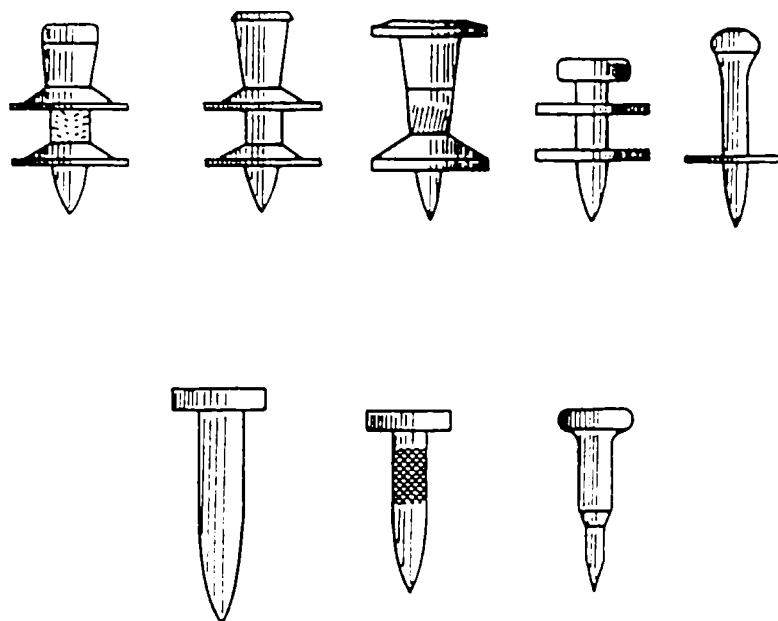


Fig. 1.3.4 Bolțuri

Niturile oarbe, arătate in Figura 1.3.5, permit asamblarea a doua table subțiri la care accesul nu este permis decit pe o parte.

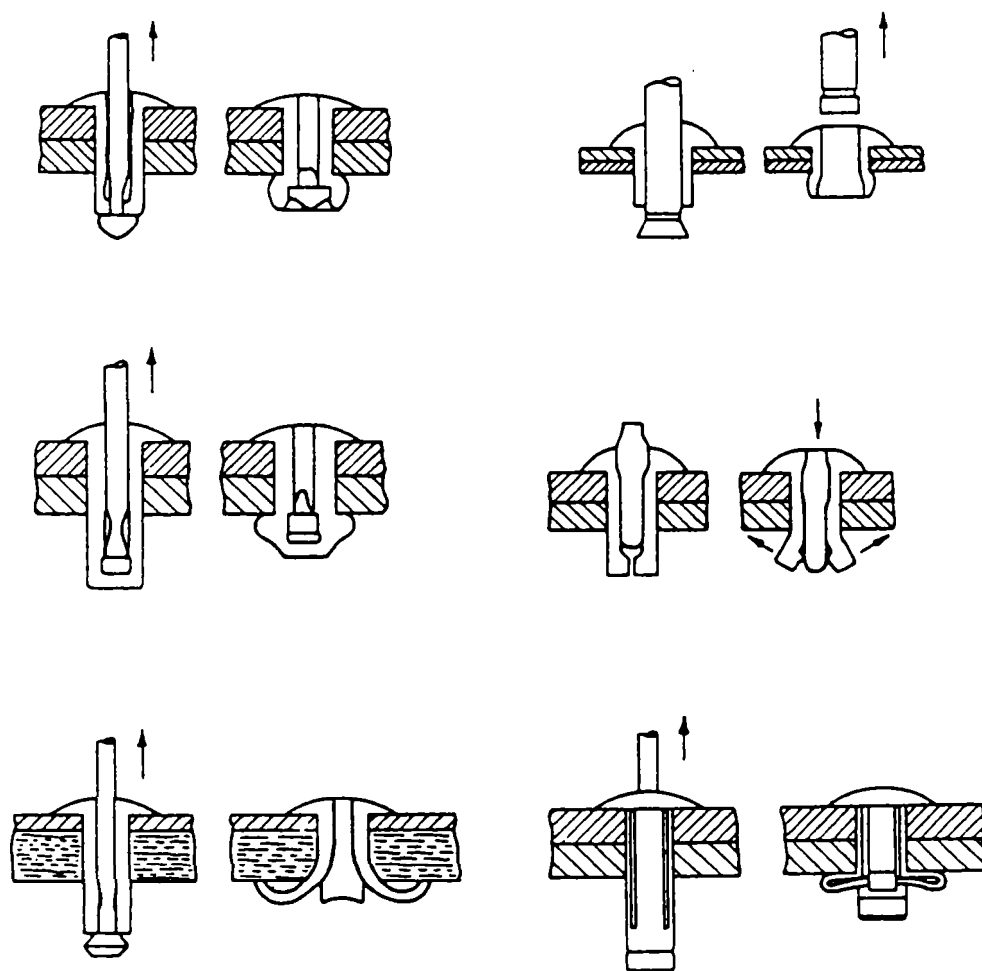


Fig. 1.3.5 Nituri oarbe

1.3.3 Îmbinări sudate

Sudarea profîlelor cu pereți subțiri se poate face prin puncte, prin cusătura continuă, de colt, sau prin dopuri circulare.

Sudura prin puncte, arătata Figura 1.3.6, se face în linie, prin rezistența electrică, cu ajutorul a doi electrozi dispuși succesiv în zona de suprapunere a tablelor.

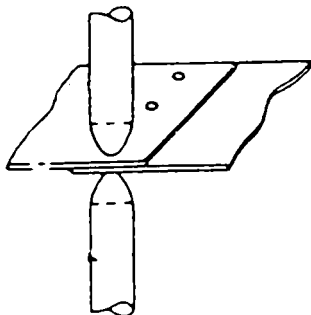


Fig. 1.3.6 Sudura prin puncte

Pentru cusătura de sudura, arătata în Figura 1.3.7, la fel ca în cazul precedent, procedeul folosit este rezistența electrică, dar se execută continuu, prin intermediul unor role.

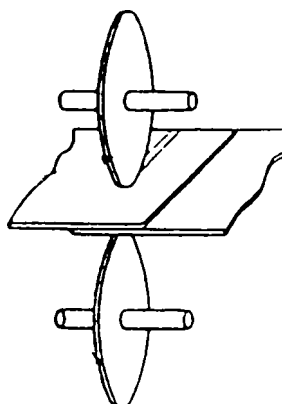


Fig. 1.3.7 Cusătura de sudura

Sudura de colt se execută ca în cazul profilelor laminate la cald, prin suprapunerea tablelor.

Sudura prin dopuri circulare, arătata în Figura 1.3.8, folosește procedeul prin arc electric și este destinată de a prelua doar forfecare.

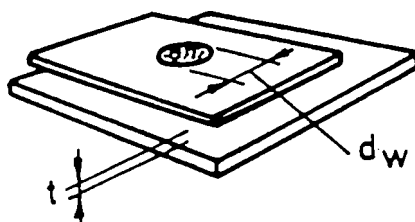


Fig. 1.3.8 Sudura prin dopuri circulare

Sudura prin dopuri alungite, arătata în Figura 1.3.9, este asemănătoare cazului precedent, diferența constând în alungirea dopului de sudură în scopul preluării unor eforturi mai mari.

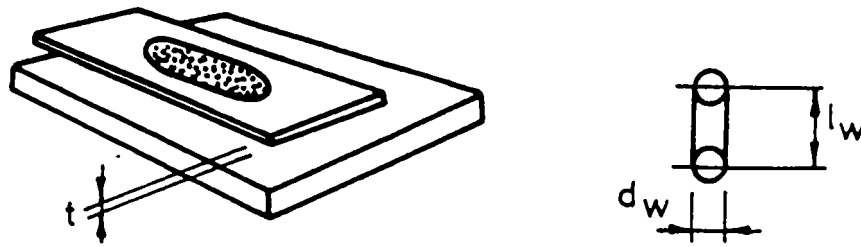


Fig. 1.3.9 Sudura prin dopuri alungite

1.3.4 Îmbinări specifice

Profilele cu pereți subțiri se pot îmbina și prin mijloace specifice, cu adezivi sau prin stanțare.

Îmbinările cu adezivi folosesc rasini epoxidice sau adezivi acrilici. Avantajul îmbinărilor cu adezivi sunt o bună repartizare a eforturilor în zona îmbinării, însă necesită o tratare prealabilă a suprafețelor îmbinate, și timp de întărire a adezivului. Prezintă o rezistență bună la solicitări de forfecare însă sunt slabe pentru solicitări de întindere, așa cum se arată în Figura 1.3.10.

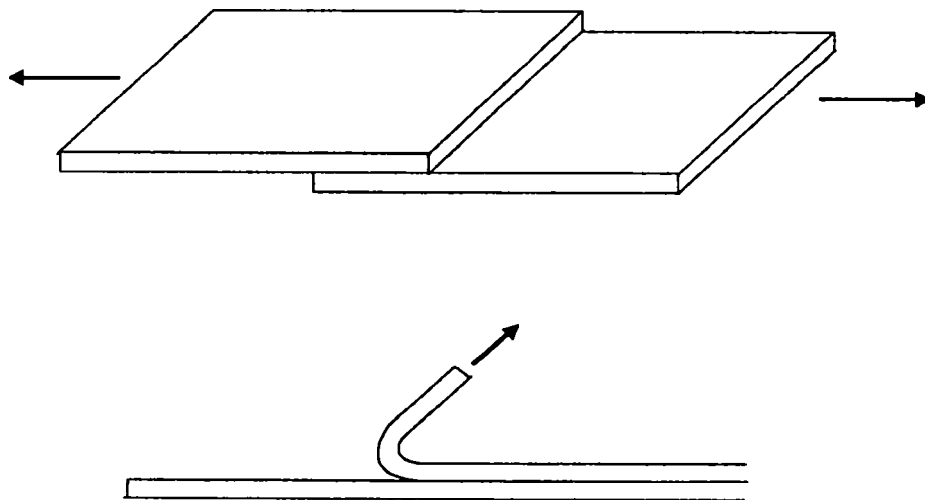


Fig. 1.3.10 Forfecare și întindere la elemente îmbinate cu adezivi

Îmbinările prin stanțare (Rosette - joint system) reprezintă o metodă nouă de îmbinare a profilelor cu pereți subțiri. Procedul de îmbinare este prezentat în Figura 1.3.11.

Pentru realizarea îmbinării, se execută pe unul dintre elemente o gaură circulară, iar pe celălalt o gaură circulară cu guler. În aceasta este introdus capul dispozitivului special, după care se împinge înapoi cu forța hidraulică, realizând îndoirea gulerului.

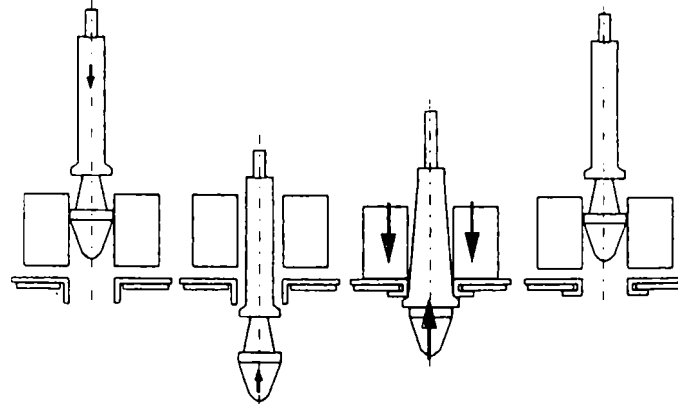


Fig. 1.3.11 Îmbinare prin stanșare

Pot exista și îmbinări speciale, specifice anumitor tipuri de structuri, cum ar fi structurile de depozitare, la care grinzile de susținere a platformelor de depozitare au la capete dispozitive speciale de agatare, așa cum se arată în Figura 1.3.12. La aceste tipuri de structuri, în general, stâlpii sunt alcatuiți din profile cu găuri, pentru a permite agatarea grinzilor la diverse nivele.

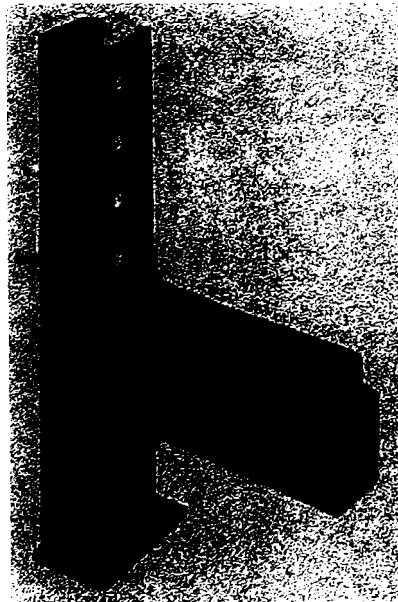


Fig. 1.3.12 Îmbinări speciale pentru sisteme de depozitare

1.4 STRUCTURI ALCATUITE DIN ELEMENTE CU PEREȚI SUBȚIRI FORMATE LA RECE

În construcții, domeniile principale de aplicare ale profilelor cu pereți subțiri formate la rece sunt împartite în: elemente de închidere, structuri de rezistență pentru clădiri și structuri pentru depozitare.

1.4.4. Elemente de închidere

Elementele de închidere reprezintă cel mai vechi domeniu de aplicare al elementelor cu pereți subțiri formate la rece, din această categorie făcând parte paneele pentru acoperiș și riglele de perete. În prezent, paneele Z cu pereți subțiri formate la rece cu înălțimi de secțiune între 100mm și 300mm, pot fi utilizate la deschideri între 4 și 15m. Paneele se realizează ca grindă continuă, prin suprapunere, așa cum se arată în Figura 1.4.1.

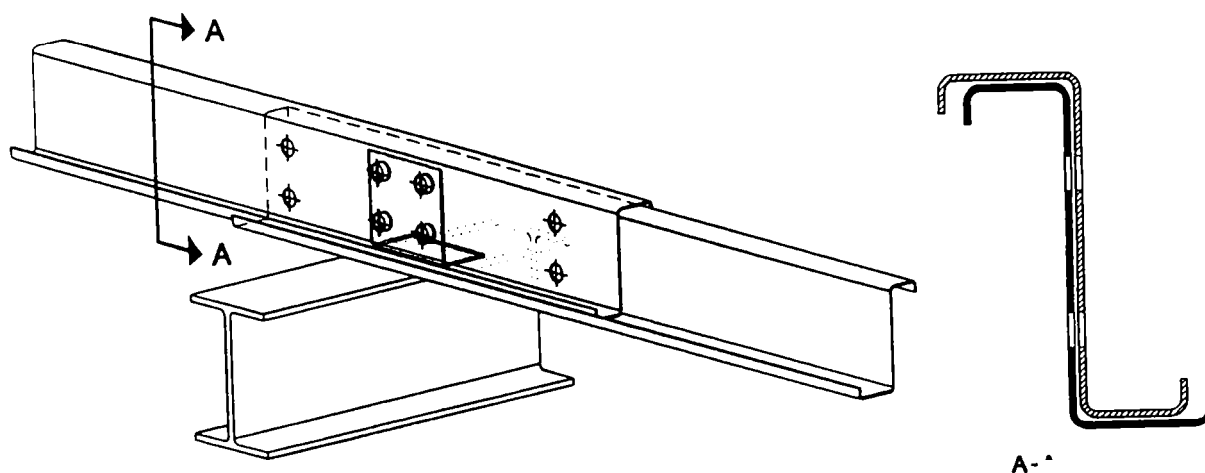


Fig. 1.4.1 Pana Z pentru susținerea acoperișului

Prin acest mod de prindere se mărește rigiditatea la încovoiere pe rezem și se pot acoperi deschideri relativ mari folosind secțiuni de pană modeste, și se pot reduce semnificativ valorile sagetilor paneelelor în cimp. Interesant este aici, de studiat rigiditatea la rotire a prinderii cu șuruburi; considerarea acestui fenomen conduce la redistribuirea eforturilor, descărcând rezemele și măbind momentele în cimp.

1.4.2 Structuri pentru depozitare

În domeniul structurilor pentru depozitare, elementele cu pereți subțiri formate la rece își găsesc o largă aplicare ca elemente ale structurii de rezistență. Rafturile sunt utilizate în depozite, magazine, sau clădiri cu caracter industrial având montanții și polițele executate din elemente cu secțiune închisă sau deschisă. Înălțimile acestora pot să varieze, funcție de destinație, de la câțiva metri pentru sistemele de depozitare a mărfurilor în magazine, pînă la câțiva zeci de metri, pentru sistemele speciale folosite în industrie. Figura 1.4.2 arată elementele principale care compun o structură de acest tip, iar în Figura 1.4.3 sunt arătate două exemple de sisteme de depozitare, folosite pentru magazine și în industrie.

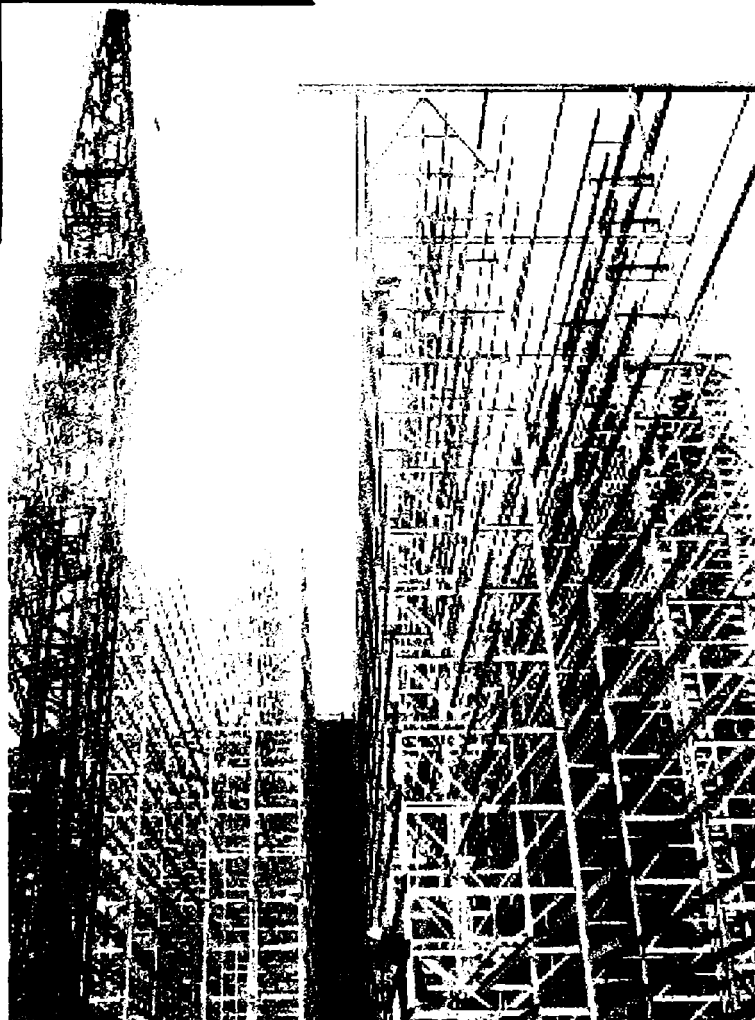
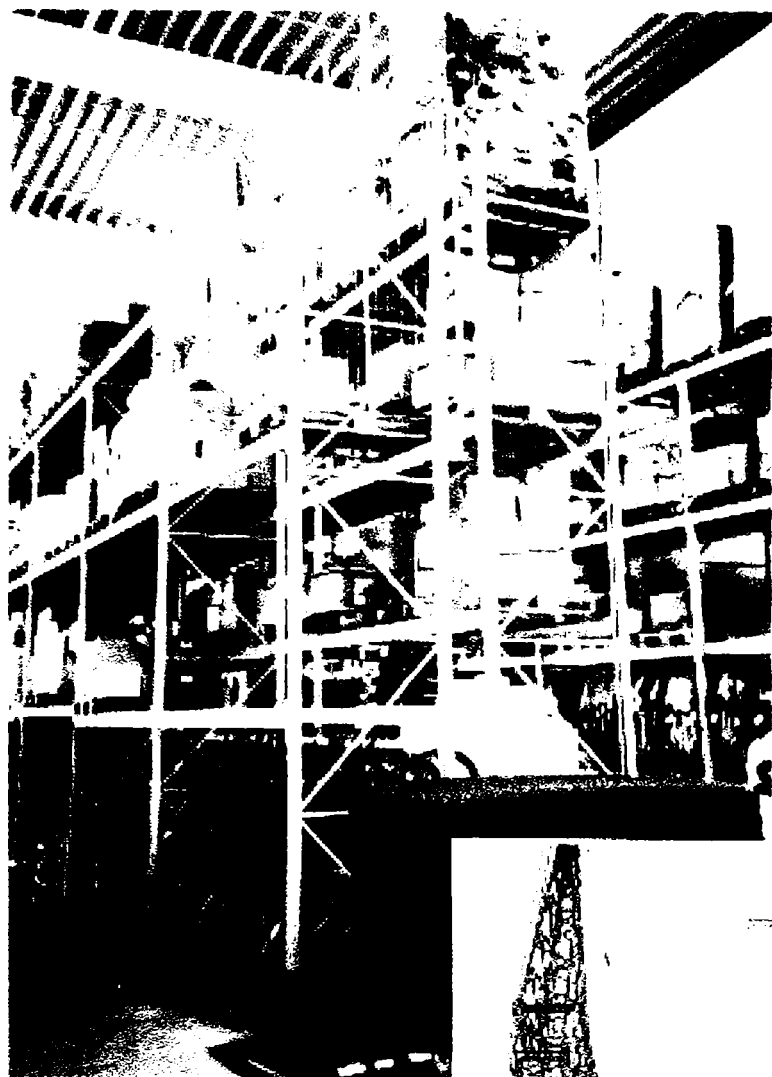


Fig. 1.4.3 Sisteme de depozitare

O cerința expresă în cazul acestor tipuri de structuri este ca îmbinările să fie demontabile și ușor de executat. Sistemul uzual pentru îmbinări al acestor tipuri de structuri este sistemul de tip special 'clip attachment' arătat în Figura 1.3.12. Sunt de actualitate cercetările pentru determinarea caracteristicilor de rigiditate la rotire a acestor tipuri de îmbinări, în scopul efectuării unor calcule precise pentru aceste tipuri de structuri.

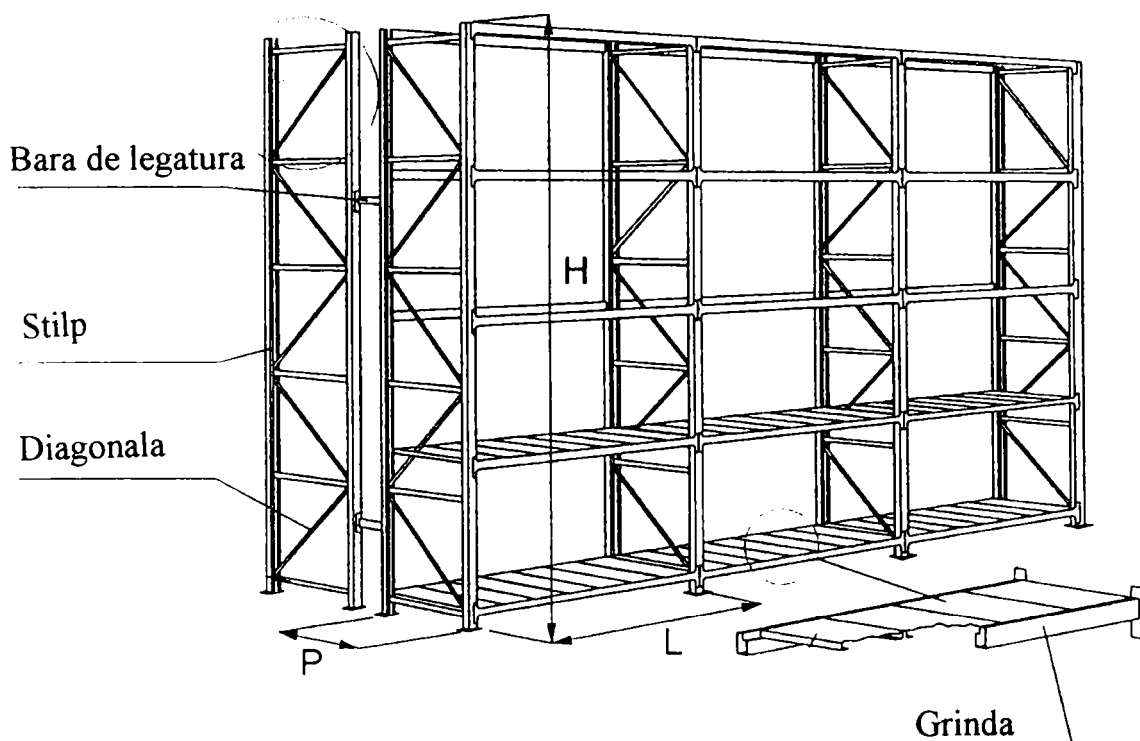


Fig. 1.4.2 Elementele unui sistem de depozitare alcătuit din profile cu pereți subțiri

1.4.3 Structuri de rezistență pentru clădiri

În cadrul structurilor de rezistență sunt incluse cadrele cu unul sau mai multe niveluri, fermele și cadrele cu zăbrele și structurile pentru locuințe individuale.

1.4.3.1 Ferme

În ultimii ani, tot mai mulți producători execută grinzi sau alte sisteme cu zăbrele din elemente cu pereți subțiri. Prinderea diagonalelor și montanților se poate face cu sudură în puncte sau de colț; există însă, tot mai accentuat, tendința de a înlocui îmbinările sudate prin îmbinări cu șuruburi, având în vedere posibilitatea găuririi automate a benzilor din care se execută profilele.

Fermele alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece fac, de fapt, obiectul acestei teze, în care se demonstrează caracterul semirigid al îmbinărilor și impactul acestui fenomen asupra siguranței acestor tipuri de structuri. Prezentarea, pe larg a acestui tip de structură este făcută în Capitolul IV.

1.4.3.2 Cadre

Acest paragraf prezintă două exemple de structuri în cadre, cu structura metalică alcătuită din profile cu pereți subțiri.

Primul exemplu este Hala Termoindustrială, cu destinația de termocentrală, care face parte din complexul de clădiri a Fabricii de Bere ARBEMA -Arad. În Figura 1.4.4 este arătat un cadru curent al structurii de rezistență, împreună cu dimensiunile principale.

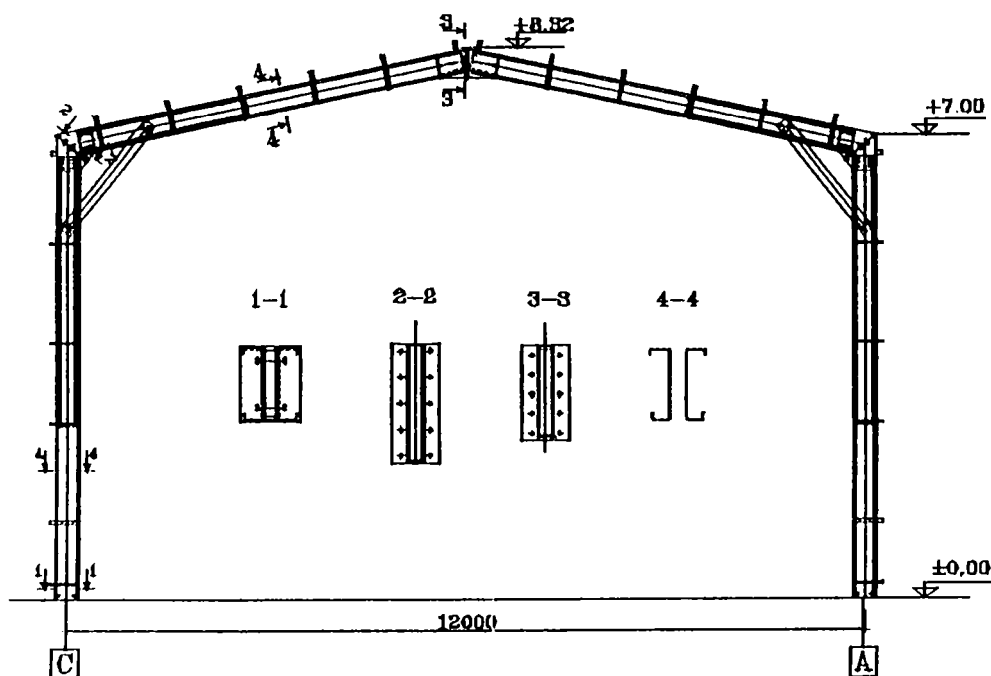


Fig. 1.4.4 Hala Termoindustrială - cadru transversal curent

Una din cerințele impuse de beneficiar a fost utilizarea oțelului galvanizat, pentru a asigura o bună protecție împotriva coroziunii. Din acest motiv, s-a ales soluția alcătuirii structurii de rezistență din profile formate la rece zincate. Stâlpii și riglele sunt realizate cu secțiuni compuse, C350/3 și C300/3, solidarizate prin cupoane din profile U80x45x3. Cupoanele sunt solidarizate cu șuruburi M12 de fiecare ramură a elementului structural (stâlp sau grindă). Îmbinarea subansamblurilor la coama și la streșina se face prin intermediul unor piese din tablă sudate, cu șuruburi M16 gr. 8.8. La colțurile cadrelor sunt prevăzute contrafise alcătuite din profile C200/2.5. Pentru cadrul de fronton, sunt prevăzuți stâlpi de susținere a închiderilor, dispuși la mijlocul deschiderii, alcătuiți din profile C250/3. În planul pereților și acoperișului, într-o travée intermediară sunt prevăzute contravinturi în cruce, din oțel rotund, prevăzute cu șurub întinzător pentru aducerea la poziție. De asemenea, în planul cadrului de fronton sunt prevăzute contravinturi simple. Figura 1.4.5 arată aspecte din timpul montajului acestei structuri, care a durat doar 7 zile.

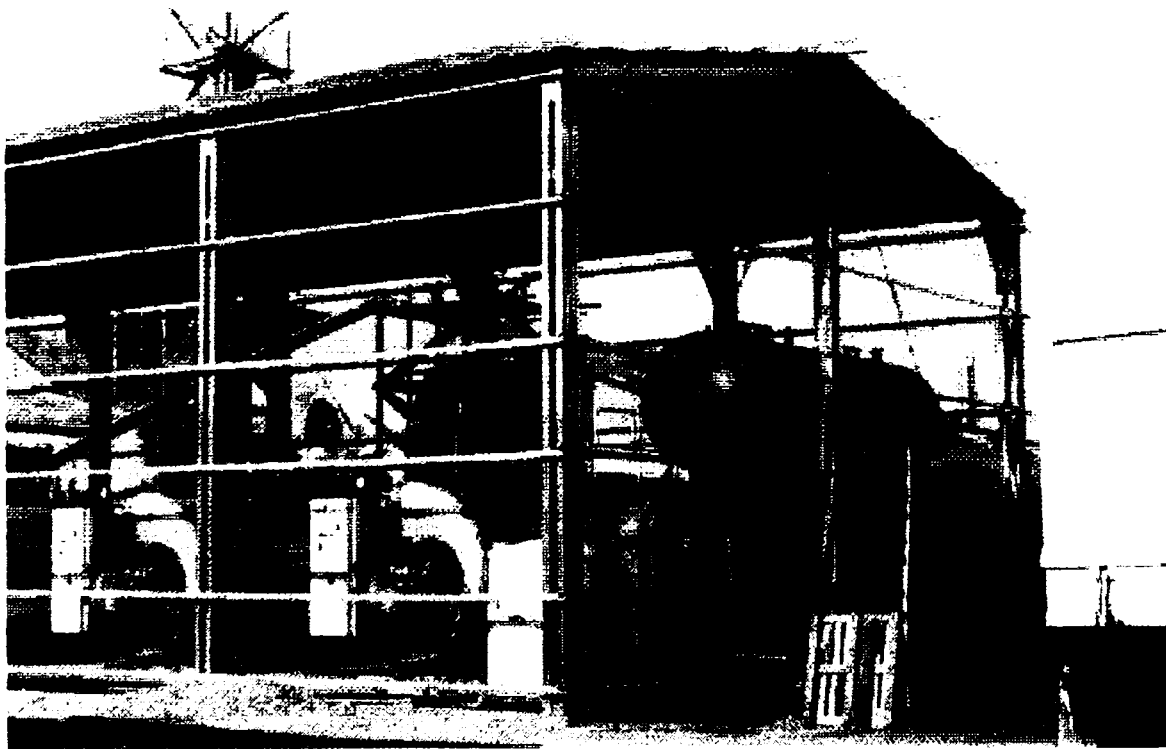
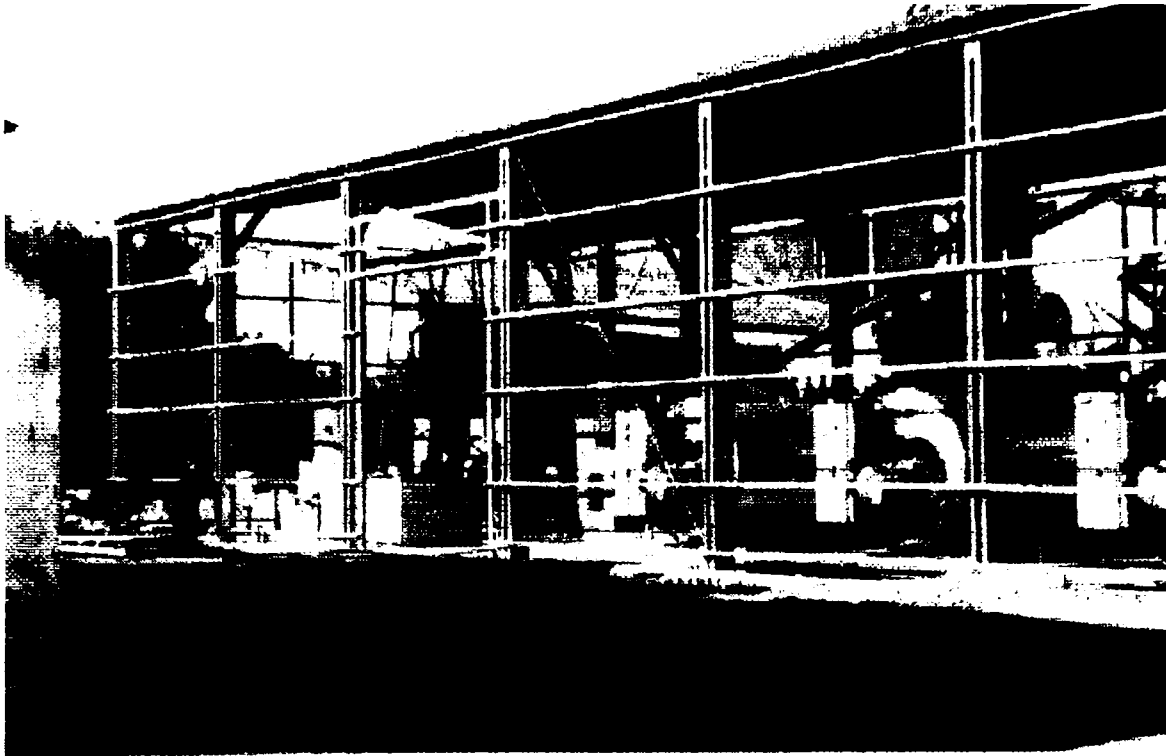


Fig. 1.4.5 Hala Termoindustrial - Arad. Aspecte din timpul montajului

Al doilea exemplu este o structura cu destinația de birouri, construita ca supraetajare la cota +14.00 m peste o construcție existentă în Tirgu Mureș. Marile avantaje ale considerării soluției structurale din profile cu pereți subțiri sunt greutatea redusă și montajul ușor și rapid, ambele deosebit de importante în cazul unei supraetajări; consumul final de oțel s-a situat sub 25kg/m^2 . Structura este alcătuită din cadre transversale cu acoperișul realizat dintr-o grinda cu zăbrele triunghiulară, împreună cu dimensiunile principale, este arătată în Figura 1.4.6.

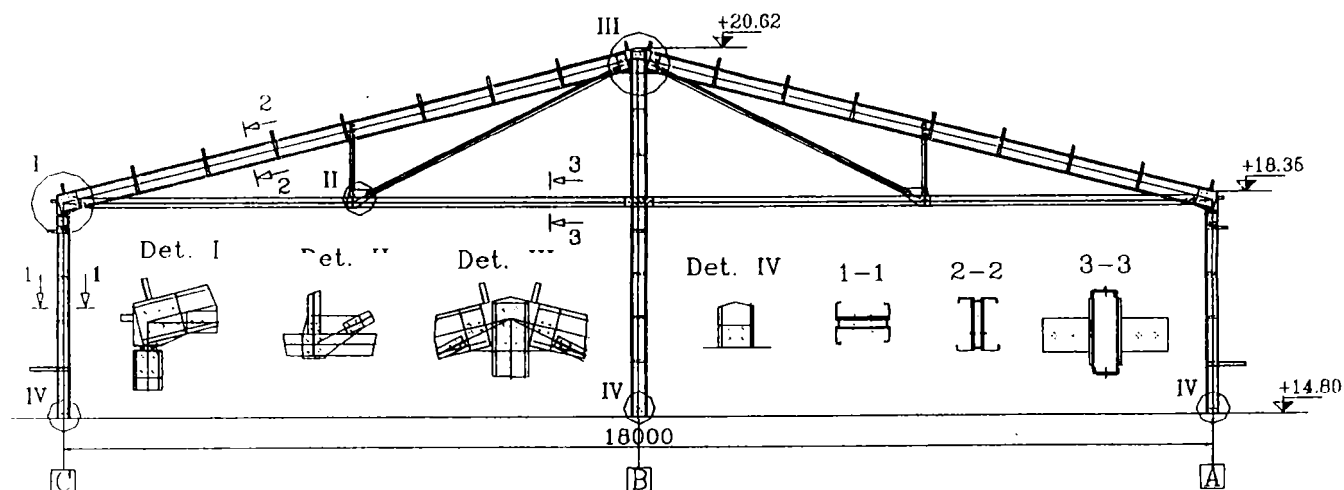


Fig. 1.4.6 Supraetajare Tirgu - Mureș - cadru transversal curent

Stilpii sunt realizați cu secțiuni compuse, din profile cu pereți subțiri formate la rece, produse de firma LINDAB, C200/2.5 și C250/3. Structura de rezistență a acoperișului este realizată dintr-o fermă triunghiulară cu tălpi alcătuite din secțiuni compuse din profile C150/2.5 și C300/2.5 și diagonale alcătuite din secțiuni compuse din profile U50x40x3. Solidarizarea elementelor se face prin cupoane din profile U50x40x4. Cupoanele se solidarizează cu șuruburi M12 de fiecare ramură a elementului structural (stilp sau rigla). Îmbinarea subansamblurilor la coama și la streășina se face prin intermediul unor piese din tablă sudate, cu șuruburi M16 gr. 8.8. În planul pereților și acoperișului, într-o travee intermediară sunt prevăzute contravinturi în cruce, din oțel rotund, prevăzute cu șurub întinzător pentru aducerea la poziție. Figura 1.4.7 arată aspecte din timpul montajului acestei structuri.

Ambele structuri folosesc îmbinări cu șuruburi solicitate la forfecare, iar îmbinările s-au considerat, în mod clasic, ca fiind rigide pentru rotație. Considerarea efectului semirigidității la rotație a acestor îmbinări poate schimba într-o măsură semnificativă starea de eforturi.

În cazul halei Termindustrial, soluția de realizare a coltului cadrului anulează, datorită formei triangulate, efectul semirigidității îmbinărilor de colt, însă considerarea acestui fenomen pentru îmbinarea de la cheie, poate conduce la mărirea sagetii în cimp. În cazul supraetajării de la Tirgu - Mureș, considerarea rigidității la rotație a îmbinărilor diagonalelor fermei, poate avea un efect benefic, conducând la lungimi de flambaj reduse.

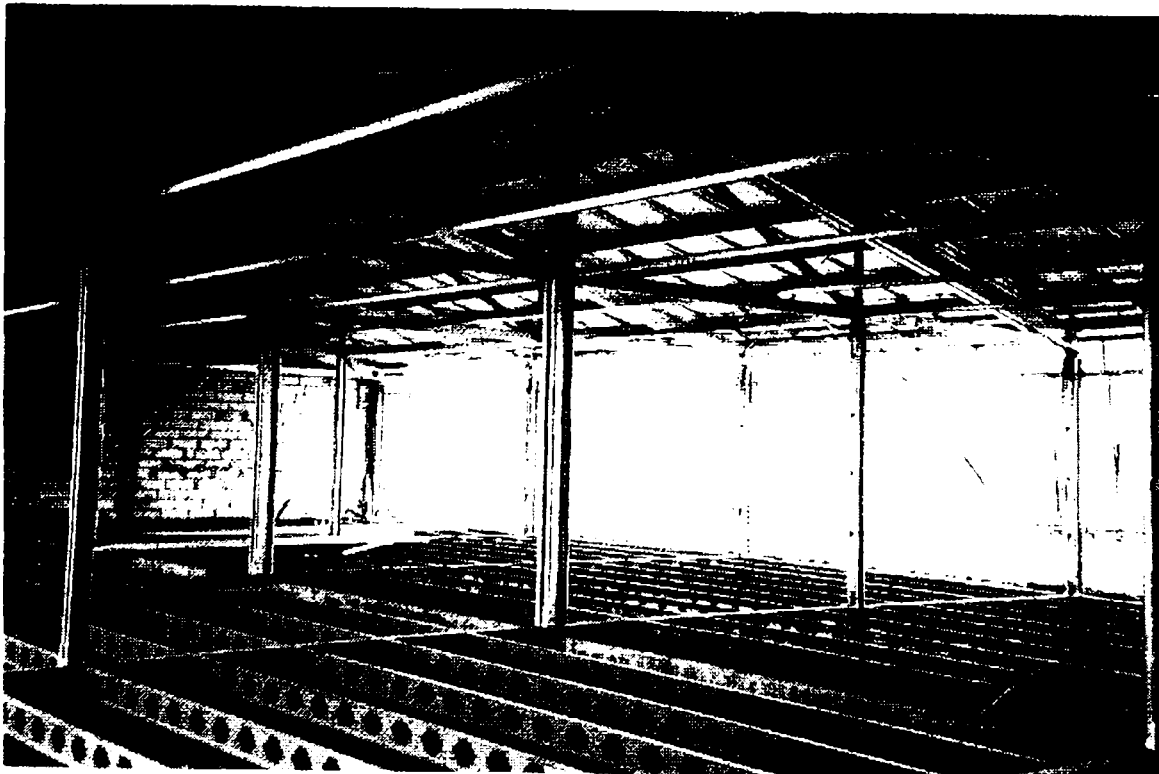
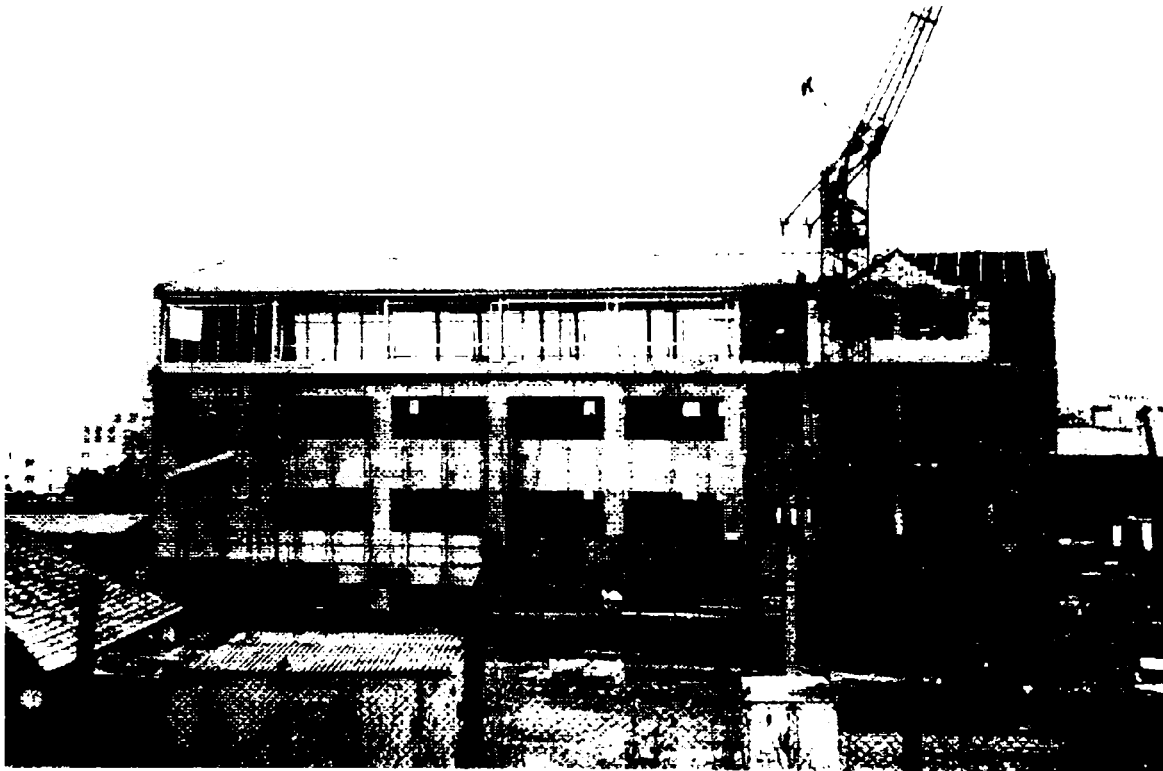


Fig. 1.4.7 Supraetajare - Tirgu Mures. Aspecte din timpul montajului

1.4.3.3 Clădiri de locuit unifamiliale

Casele de locuit unifamiliale cu regim P+M sau P+1+M reprezintă o soluție des utilizată în țări dezvoltate cum sunt Anglia, SUA sau Canada, datorită costurilor reduse și rapidității execuției. În țara noastră, în premieră, s-a construit la Timișoara o casă familială cu regim P+M, având o structură de rezistență alcătuită dintr-un ansamblu spațial de pereți cu montanți deși dispuși la 600mm (sistem 'wall stud') din profile LINDAB cu pereți subțiri formate la rece, cu secțiune C150/2, C200/2, U150/2 și U200/2. Acestea formează structura de susținere a pereților, planșelor și șarpantei. Figura 1.4.8 arată alcătuirea de ansamblu a structurii, împreună cu dimensiunile principale.

Profilele se asamblează între ele și în nodurile structurii cu șuruburi autofiletante. Solidarizarea profilelor ce alcătuiesc elementele structurale cu secțiune compusă se realizează cu plăcuțe prinse de asemenea cu șuruburi autofiletante. Întreg ansamblul se comportă, datorită rigidizărilor și contravintuirilor prevăzute, ca o cutie spațială compartimentată având o bună rezistență la acțiuni verticale și orizontale.

În planul pereților și al planșeului s-a prevăzut un sistem de contravintuiri în cruce din fisii de oțel 150x0.6mm. Acestea se preintind la montaj cu un dispozitiv special. Pentru reducerea lungimii de flambaj a stîlpilor s-au dispus bare alcătuite din profile U la jumătatea înălțimii montanților de perete, iar pentru a evita pierderea stabilității prin încovoiere-răsucire a grinzilor de planșeu, s-a dispus un sistem de benzi de oțel 80x0.6mm, care solidarizează, alternativ, tălpile superioare și inferioare ale profilelor C200/2 care alcătuiesc structura de susținere a planșeului.

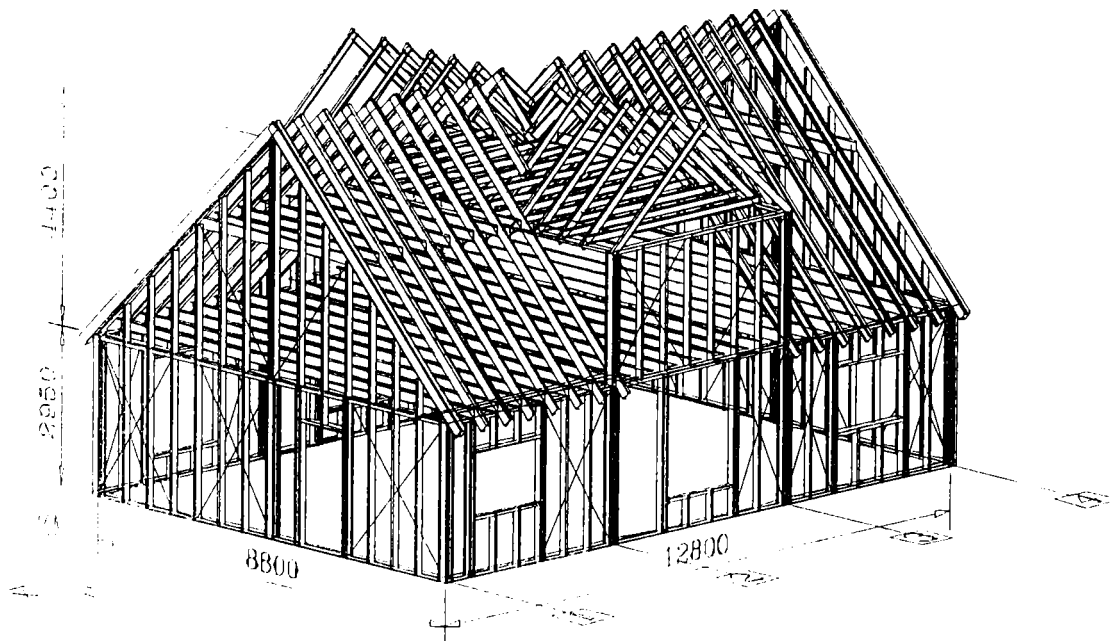


Fig. 1.4.8 Casa unifamilială - Timișoara. Alcătuire constructivă

Prinderea montanților structurii de susținere a pereților se face prin intermediul unui profil U150/2 cu patru șuruburi autofiletante, dispuse câte doua pe fiecare talpa a profilului. Fixarea profilului U de grinzile de fundare se face cu șuruburi de tip HILTI.

Montajul structurii nu a necesitat utilaje grele, întreaga structura metalica fiind ridicata de către o echipa de patru muncitori. Barele care alcătuiesc structura s-au tăiat la fata locului, refacindu-se protecția anticoroziva prin zincare la rece. Ridicarea structurii de rezistenta metalice propriu-zise a durat mai puțin de doua saptamini. In Figura 1.4.9 sunt arătate aspecte din timpul montajului structurii.

Este interesant de menționat, aici, ca in modelarea numerica s-a considerat o prindere articulata a montanților de profilul din fundație, si ca, in cazul considerării unei semirigiditati la rotire a îmbinării cu șuruburi autofiletante, s-ar putea reduce lungimea de flambaj a montanților in planul peretelui. Considerarea comportamentului semirigid pentru îmbinările stlpilor si riglelor nu prezintă importanta pentru aceasta structura; tinind cont de alcătuirea structurii, îmbinările din planul pereților sunt sollicitate in principal la forța tăietoare si forța axiala. O importanta aparte o constituie, pentru acest tip de structuri, modul de realizare a sistemului de contravintuire. S-a demonstrat pe cale numerica [DUB99] eficienta contravintuirilor in cruce realizate din fisii de otel.

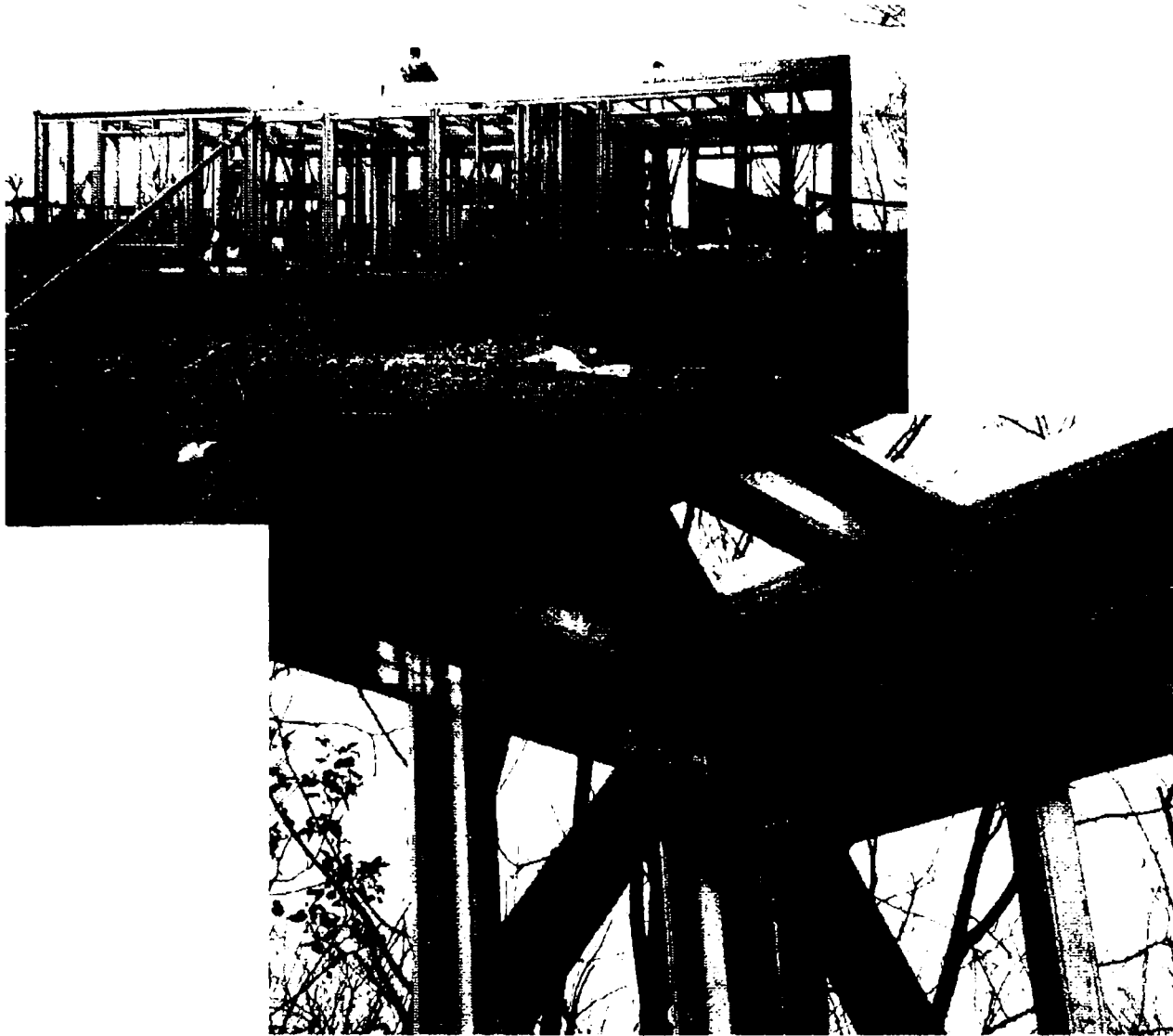


Fig. 1.4.9 Casa unifamiliala - Timisoara. Aspecte din timpul montajului

1.5. TENDINTE ACTUALE ALE CERCETĂRII ÎN DOMENIUL PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI

Utilizarea profilelor formate la rece cu pereți subțiri în domeniul structurilor pentru construcții a atins deja vîrsta maturității. Producerea unor oțeluri speciale, cum sunt oțelurile patinabile și oțelurile inoxidabile, au dat răspunsuri interesante problemelor legate de arhitectura și coroziune, sporind domeniile de utilizare ale profilelor formate la rece. Oțelurile cu rezistențe ridicate devin din ce în ce mai utilizate, în general, precum și în producerea acestui tip de profile.

Utilizarea oțelurilor cu rezistențe ridicate și secțiuni zvelte, conduce, însă, în mod inevitabil, la probleme de calcul și proiectare complexe, în mod particular în domeniul calculului de stabilitate și al îmbinărilor.

Două foarte interesante rapoarte ale stadiului actual al cercetării în aceste domenii, pentru structurile alcătuite din elemente cu pereți subțiri formate la rece, au fost prezentate recent [HAN97] [RON99].

Din punct de vedere al stabilității, așa cum s-a arătat în paragraful 1.2, profilele cu pereți subțiri pot prezenta trei moduri distincte de instabilitate: locală, distorsională și globală, prin încovoiere sau încovoiere - răsucire. Fenomenele de pierdere a stabilității locale și globale sunt, la ora actuală, suficient de bine stăpînite și sunt acoperite în normele de proiectare, prin considerarea secțiunilor efective și al interacțiunii între aceste moduri. Instabilitatea distorsională este însă mai puțin cunoscută și joacă un rol tot mai important odată cu utilizarea de secțiuni tot mai zvelte, în condițiile utilizării oțelurilor cu rezistențe ridicate. Se pare că acest fenomen a fost evidențiat pentru prima oară de către Takahashi [TAK78] care a publicat o lucrare asupra acestui subiect. Cele mai recente formule de proiectare pentru fenomenul distorsiunii sunt bazate pe cercetările efectuate de către Hancock și Davies [HAN87][DAV96].

Tot mai multe aplicații, cum ar fi montanții pentru pereți, grinzile de planșeu sau elementele care compun stîlpii sistemelor de depozitare, se execută, din rațiuni tehnologice, ca elemente cu secțiuni deschise cu găuri pe înimi sau tălpi. Normele de proiectare actuale nu iau în considerare influența acestor găuri asupra rezistenței elementelor. Studii de actualitate [BAL98][LAB99] au subliniat că cercetarea acestui fenomen este departe de a fi încheiată.

Odată cu dezvoltarea capacității de calcul a calculatoarelor și dezvoltarea metodelor numerice de calcul, simulările numerice au devenit tot mai agreate în mai toate domeniile de cercetare și în particular și pentru studiul comportamentului elementelor cu pereți subțiri. Acuratețea modelării, însă, este dependentă, în mod esențial, de către datele de intrare; pînă acum, nu există nici un consens în privința distribuției și magnitudinilor imperfecțiunilor și a tensiunilor reziduale, pentru a putea efectua o modelare cit mai apropiată de realitate [SCH98]. Colectarea și analiza datelor existente, avînd ca obiectiv definirea de recomandări pentru modelarea imperfecțiunilor geometrice și a tensiunilor reziduale este, cu siguranță, o necesitate pentru anii viitori.

Performanțele aplicațiilor structurale ale profilelor cu pereți subțiri depind, în mod esențial, pe lîngă prevenirea fenomenului de instabilitate și în directă relație cu acesta și de

comportamentul îmbinărilor. Așa cum s-a arătat în paragraful 1.3.1, îmbinările mecanice (cu șuruburi obișnuite sau autofiletante și îmbinările speciale) tind tot mai mult să înlocuiască soluția sudată, și de aceea, cercetările recente se concentrează în special pe aceste tipuri de îmbinări.

Cu privire la îmbinările de tip special, rezultate ca o consecință a nevoii de diversificare a tehnicilor de îmbinare, adaptate mai bine anumitor aplicații, se menționează cercetările recente [DAV96][MAK99] asupra capacităților de rezistență ale îmbinărilor prin amprentare sau de tip "Rosette joint".

O îmbinare într-o structură trebuie să satisfacă cerințe structurale și nestructurale [RHO82]. Cerințele structurale (Fig. 1.5.1) se referă la rezistență, rigiditate și capacitate de deformare (ductilitate).

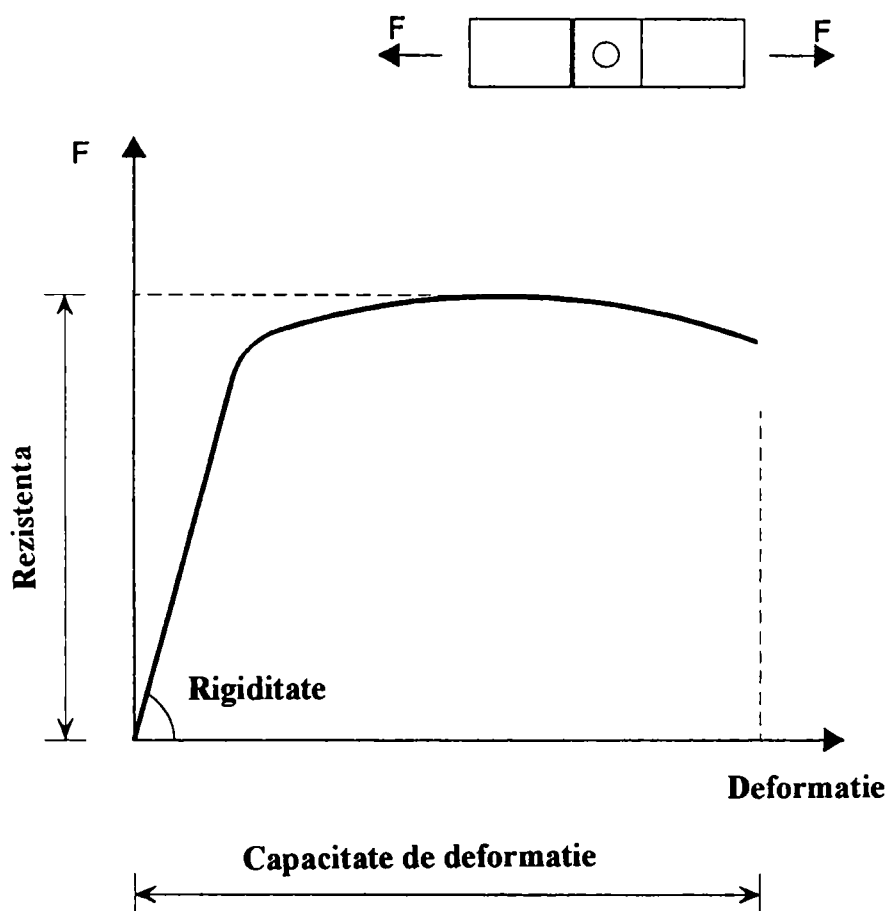


Fig. 1.5.1 Caracteristici structurale ale unei îmbinări

Aceste caracteristici ale îmbinării sunt importante, mai ales atunci când fenomene ca efectul de diafragma sunt luate în considerare în calculul unei structuri [DAV82]. Ca rezultat al cercetărilor din ultimii ani, normele moderne de proiectare au stabilit, pentru îmbinările șuruburilor autofiletante și autoperforante valori ale rezistențelor precum și valori ale rigidităților acestor tipuri de îmbinări [EEC95][AUS95][AIS93]. Studii recente [FAN96] au arătat că în general, aceste norme oferă valori conservative, dar pentru anumite cazuri, au tendința de a da valori însecuritate. Mai mult, acest studiu a arătat că, pentru cazuri încărcărilor reversibile, îmbinarea trebuie controlată nu doar din punct de vedere al rezistenței

ultime, ci și prin deformație. O deformație excesivă în domeniul plastic poate strica etanșeitatea unei învelitori, sau, mai grav, în cazul considerării efectului de diafragma al învelitorii, acesta este eficient în cazul primului seism; pentru solicitări reversibile ulterioare, datorită ovalizării găurilor tablei învelitorii, aceasta nu mai lucrează ca o diafragma. În această idee, se propune [FAN96] calibrarea unei rezistențe 'de exploatare' a îmbinărilor cu șuruburi autofiletante, care să păstreze comportamentul sub acțiunea încărcărilor reversibile în domeniul elastic. Corespunzător acestei rezistențe, se calibrează și o rigiditate a îmbinării, pentru a fi considerată în calculul rigidității de ansamblu a învelitorii.

Este evidentă importanța aplicării rezultatelor acestor tipuri de studii asupra calculului structurilor amplasate în zone seismice, cu încărcări reversibile importante.

Este de remarcat că, dacă cercetări asupra rigidității îmbinărilor cu șuruburi autofiletante au fost efectuate încă din anul 1976 [TNO76] și așa cum s-a arătat anterior au fost elaborate norme în care au fost incluse rezultatele acestor cercetări, cercetările cu privire la rigiditatea îmbinărilor cu șuruburi sunt de data relativ recentă și nici o normă de proiectare nu conține, încă, date referitoare la evaluarea acesteia. Mai mult decât atât, dacă pentru îmbinările șuruburilor autofiletante supuse la forfecare, unele norme, în spiritul celor discutate mai sus, recomandă valori ale capacității de rezistență a îmbinărilor care păstrează comportamentul acesteia în domeniul elastic, pentru șuruburile obișnuite, în general, formulele de calcul conduc la deformații importante în domeniul plastic.

Pentru prima dată, în 1991 [ZAD91] prin experimente similare celor pentru determinarea rigidității îmbinărilor cu șuruburi autofiletante [TNO76][FAN96], se stabilește o formulă pentru determinarea flexibilității la tracțiune a tablelor îmbinate cu un șurub. Cercetarea s-a limitat, însă, la folosirea unui singur diametru de șurub, pentru o toleranță a diametrului găurii de 2mm.

Calibrarea rigidității la rotire a îmbinărilor cu șuruburi în cazul profilelor formate la rece este deosebit de importantă având în vedere particularitățile acestui tip de îmbinare. Împreună cu penetrarea șurubului în tabla subțire, se produce o deformare a găurilor, de unde rezulta, pe ansamblu, deformații importante chiar în domeniul elastic. Acesta conduce la un comportament al îmbinărilor sub acțiunea momentului încovoietor de tip semirigid, în sensul acceptat de EUROCODE 3 [EUR92]. Comportamentul semirigid al îmbinărilor în cazul elementelor cu pereți subțiri formate la rece influențează în mod direct siguranța structurilor care folosesc aceste elemente. Considerarea comportamentului real al îmbinărilor în cazul structurilor de tip cadru alcătuite din profile cu pereți subțiri conduce la slăbirea rigidității de ansamblu și deci la mărirea deplasărilor, în comparație cu ipoteza clasică a îmbinărilor rigide. Considerarea acestui fenomen, în cazul fermelor cu zăbrele alcătuite din profile cu pereți subțiri poate determina apariția de momente încovoietoare importante pe diagonalele considerate în mod clasic ca fiind articulate, însă în același timp, reduce lungimile de flambaj ale elementelor.

Este de actualitate deci, cercetarea comportamentului îmbinărilor cu șuruburi, la elementele cu pereți subțiri formate la rece, atât pentru determinarea rigidității acestor îmbinări ținând cont de toți parametri care intervin într-o îmbinare, cât și pentru calibrarea unei formule pentru o rezistență 'de exploatare' a îmbinărilor, care să păstreze comportamentul acestora în domeniul elastic.

Din punct de vedere al importanței studierii comportamentului semirigid al îmbinărilor structurilor alcătuite din elemente cu pereți subțiri formate la rece, se menționează ca fiind de actualitate studiile recente [BAL99] asupra comportamentului structurilor de depozitare. În aceste studii, efectuate pe cale numerică, s-au determinat în prealabil, pe cale experimentală caracteristicile de rezistență și rigiditate a îmbinărilor de tip 'clip attachment', specifice acestor structuri. Deși există norme de proiectare pentru structurile de depozitare, acestea nu dau informații cu privire la evaluarea rigidității îmbinărilor, făcând însă recomandări cu privire la calibrarea pe cale experimentală a acestora.

Baza de date utilizată pentru dezvoltarea formulelor de proiectare a îmbinărilor la profile cu pereți subțiri formate la rece este bazată în principal pe diverse programe experimentale. Acestea pot fi, parțial, înlocuite prin simulări numerice, prin utilizarea unor programe de calcul capabile să conducă o analiză neliniară geometrică și de material, cu elemente speciale de contact. Lucrări recente [FAN97][CHU99] au arătat utilitatea acestor simulări numerice în înțelegerea mai bună a comportamentului îmbinărilor.

În concluzie, se poate spune că ultimii zece ani au adus contribuții importante la cunoașterea și stăpânirea comportamentului elementelor și structurilor cu pereți subțiri formate la rece. Din punct de vedere al comportamentului de stabilitate cercetările cu privire la aspectele principale își găsesc aplicarea în normele de calcul. Din punct de vedere al calculului îmbinărilor, însă, normele nu prevăd formule de proiectare pentru cuantificarea tuturor fenomenelor, importante, care trebuie luate în considerare, iar cercetările sunt încă în plină dezvoltare.

Din aceste motive, din punct de vedere al siguranței structurilor alcătuite din profile formate la rece și al siguranței structurilor în general, propuneri recente aparute în cadrul Comisiei de Validare a EUROCODE 3 Partea 1.1, recomandă ca în calculul la stări limită de rezistență și stabilitate să se folosească coeficientul de calcul $\gamma_m = 1$, iar pentru calculul îmbinărilor să se utilizeze coeficientul de calcul $\gamma_R = 1.25$.

Pentru calibrarea coeficienților de calcul corespunzători unui anumit nivel de siguranță, pentru stabilirea rezistenței îmbinărilor, normele moderne care utilizează metoda stărilor limită recomandă un nivel țintă al siguranței (indice de fiabilitate β) cuprins între 3 și 4. Pekoz [PEK90] a arătat că un nivel țintă al siguranței $\beta = 4$ este de preferat, având în vedere că cedarea unei îmbinări poate provoca ruina structurii. Standardul american [AIS97] recomandă un coeficient $\beta = 3.5$ în timp ce standardul canadian [CSA94] recomandă utilizarea $\beta = 4$ pentru solicitări speciale. Pentru stabilirea coeficienților de calcul ai îmbinărilor, norma europeană EUROCODE 1 [EUR94] propune utilizarea unui coeficient $\beta = 3.8$. Capitolul 2 al tezei prezintă modul de evaluare al nivelului de siguranță pentru modele de calcul inginerești, introducându-se noțiunile de bază necesare stabilirii formulelor de calcul pentru proiectare cu metoda Anexei Z [ANZ94] a normei europene [EUR96]. Această metodă este folosită în cadrul tezei, pentru calibrarea rezultatelor experimentale efectuate de către autor.

1.6 SCOPUL TEZEI DE DOCTORAT

În paragrafele anterioare ale acestui capitol au fost subliniate avantajele oferite de utilizarea profilelor metalice cu pereți subțiri formate la rece, care permit o manipulare ușoară și un înalt grad de industrializare prin utilizarea benzilor de tablă zincate și perforate în prealabil. Tehnologiile moderne de protecție anticorozivă înlătură pericolul diminuării secțiunii profilului prin coroziune și contribuie de asemenea la aspectul estetic al structurii. În contextul dinamicii actuale a sistemelor de producție, care reclamează soluții constructive flexibile, ușor de modificat și reutilizabile, soluțiile constructive care utilizează profile formate la rece cu îmbinări mecanice sunt deosebit de performante.

Îmbinările de tip mecanic ale profilelor formate la rece permit un montaj rapid și dau un caracter demontabil întregii structuri. Mai mult decât atât, dacă găurirea se face pe linia de laminare, aceste tipuri de îmbinări nu distrug stratul de protecție anticorozivă și înlătură dezavantajul tensiunilor reziduale provocate de sudură.

Teza de doctorat își propune studiul îmbinărilor cu șuruburi ale profilelor metalice cu pereți subțiri formate la rece, în special determinarea și efectul rigidității la rotație și a rigidității axiale a acestui tip de îmbinări.

Structurile metalice alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece îmbinate cu șuruburi de tipul grinzilor cu zăbrele, cistigă tot mai mult teren în țările puternic industrializate, reprezentând o soluție deosebit de eficientă din punct de vedere tehnic și economic, îmbinând avantajele oferite de utilizarea profilelor formate la rece cu cele oferite de utilizarea îmbinărilor cu șuruburi. Din aceleași motive, structurile de tipul caselor metalice precum și soluțiile de închidere a fațadelor clădirilor cu sisteme de tip 'wall studs' se folosesc tot mai des în detrimentul soluțiilor clasice. Considerarea comportamentului de tip semirigid al îmbinărilor pentru aceste elemente conduce la reducerea lungimilor de flambaj a acestora, față de considerarea ipotezei clasice de prindere articulată, folosită în cazul acestor structuri. Mai mult decât atât, considerarea prinderilor semirigide pentru sistemele de închidere cu panouri de tablă, contribuie în plus la efectul de diafragma, considerat în calcule.

Teza urmărește să demonstreze, pe cale experimentală, caracterul semirigid al nodurilor de ferma alcătuite din profile cu pereți subțiri îmbinate cu șuruburi, precum și să stabilească formule de calcul pentru evaluarea acestei semirigidități. Scopul este de a determina influența comportamentului real al îmbinărilor în verificarea de rezistență și stabilitate pentru aceste tipuri de structuri, însă concluziile studiului, precum și formulele propuse pot fi folosite la determinarea caracteristicilor de rigiditate a îmbinărilor pentru orice tip de structură alcătuite din elemente cu pereți subțiri formate la rece.

Considerarea comportamentului real al îmbinărilor, într-o verificare de stabilitate și rezistență a elementelor, conduce astfel la sporirea gradului de siguranță a structurilor alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece.

Teza este impartita in 7 capitole, după cum urmează:

Capitolul 1: ‘Utilizarea profilelor cu pereți subțiri formate la structurile metalice pentru construcții’ prezintă considerații generale asupra utilizării profilelor formate la rece în construcții. Se prezintă problemele specifice care apar în exploatare și în calculul acestor elemente, mijloacele de îmbinare folosite, precum și câteva exemple de structuri pentru construcții. Capitolul face o trecere în revista a problemelor actuale ale cercetării în domeniul barelor cu pereți subțiri, subliniind, în acest context, actualitatea studiului întreprins în cadrul tezei de doctorat.

Capitolul 2: ‘Evaluarea siguranței modelelor inginerești’ arată principiile de calcul ale metodei stărilor limita, pentru evaluarea, în particular, a siguranței structurilor pentru construcții. Capitolul introduce noțiunile de baza necesare stabilirii formulelor de calcul pentru proiectare cu metoda Anexei Z a EUROCODE, care reprezintă un instrument modern de calibrare a rezultatelor experimentale, utilizat în teza, ulterior, în Capitolul 5.

Capitolul 3: ‘Îmbinări cu șuruburi’ prezintă stadiul actual al cercetărilor cu privire la rezistența și rigiditatea îmbinărilor profilelor cu pereți subțiri cu șuruburi obișnuite și cu șuruburi autofiletante, solicitate la forfecare. Capitolul concluzionează necesitatea păstrării în domeniul elastic al comportamentului îmbinării și calibrarea unei formule pentru rigiditatea îmbinărilor cu șuruburi.

Capitolul 4: ‘Firme metalice din profile formate la rece cu îmbinări mecanice’ prezintă particularități ale analizei locale ale barelor acestor tipuri de firme. În continuare, se efectuează un studiu parametric pentru stabilirea topologiei firmei care să conducă la un consum minim de material și manopera, în condițiile unui număr redus de tipuri de secțiuni transversale și tipodimensiuni de șuruburi.

Capitolul 5: ‘Program experimental pentru determinarea caracteristicilor de comportare a îmbinărilor cu șuruburi’ conține cele trei programe experimentale efectuate în cadrul tezei. Primul program experimental se referă la determinarea caracteristicilor de rigiditate a 10 noduri tipice de ferma. Se demonstrează, aici, caracterul semirigid al nodurilor de ferma și se stabilesc parametrii care afectează acest comportament; se considera, pentru programele experimentale ulterioare, ca parametrii importanți grosimea tablei, diametrul șurubului și toleranța găurii șurubului. În continuare se prezintă programul experimental pentru determinarea rigidității îmbinărilor tablelor subțiri cu un șurub, solicitate la forfecare. Pe baza formulei acestei rigidități, calibrate cu ajutorul Anexei Z a EUROCODE 3, se stabilesc și se validează prin încercările pe noduri, modele de calcul a rigidității la rotire a îmbinărilor. Capitolul prezintă și considerații privind realizarea unui model numeric pentru determinarea rigidității la rotire a oricărei configurații de șuruburi. În ultima parte a acestui capitol, este validat, pe cale experimentală și numerică, comportamentul unui tronson de ferma, utilizând pentru analiza numerică formulele rigidităților la rotire și ale rigidităților axiale determinate anterior.

Capitolul 6: ‘Analiza comportării firmelor metalice din profile formate la rece cu noduri semirigide’ stabilește o formulă de calcul a lungimii de flambaj a diagonalelor firmei ținând cont de rigiditatea la rotire a îmbinărilor. Pe baza acestei formule și pe baza unei analize statice comparative este arătată influența considerării comportamentului real al îmbinărilor

asupra verificării de rezistență și stabilitate și a verificării de zveltețe a elementelor, în comparație cu ipoteza clasică a nodurilor articulate.

Capitolul 7: ‘Concluzii finale’ subliniază concluziile cercetării și evidențiază contribuțiile originale ale autorului.

BIBLIOGRAFIE

[AIS93] Subcommittee 3 on Connections of the AISI Committee on Specifications, AISI Specifications for screw connections, CCFSS Technical Bulletin, 1993

[AIS97] American Iron and Steel Institute, 1996 Edition of the Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members, Washington DC, USA, 1997

[ANZ94] Annex Z - Determination of Design Resistance from Tests - EUROCODE 3 Part 1.1: 1992/prA2: 1994

[AUS95] Standards Australia and Standards New Zealand, Cold Formed Steel Structures, 1995

[BAL98] Baldassio N., Bernuzzi C., Zandonini R., Experimental and numerical studies on pallet racks, Prof. Otto Halasz Memorial Session, Budapest, 1998

[BAL99] Baldassio N., Hancock G., Distorsional buckling of cold formed steel rack sections including perforations, Light Weight Steel and Aluminium Structures, Elsevier, 1999

[BRY93] Bryan E.R., The design of bolted joints in cold-formed steel section, Thin-Walled Structures, 1993

[CHU99] Chung K.F., Ip K. H., Finite element modelling of cold-formed steel bolted connections, Eurosteel '99, Prague, 1999

[COS86] Costa Ferreira C.M., Rondal J., Influence of Flexural Residual Stresses on the Stability of Compressed Angles, International Conference on Steel Structures, Budva, 1986

[CSA94] Canadian Standards Association, Cold - formed Steel Structural Members, S136, Ontario, Canada, 1994

[DAV82] Davies J.M., Bryan E.R., Manual of Stressed Skin Diaphragm Design, Granada, 1982

[DAV96] Davies J.M., Jiang C., Design of thin-walled columns for distorsional buckling, II'nd International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures, Liege, 1996

[DAV96] Davies R., Pedreschi R., Sinha B.P., The shear behaviour of press - joining in cold - formed steel structures, Thin-Walled Structures, 1996

[DUB93] Dubina D., Calculation of internal forces and moments, Classification of sections, Seminar on EUROCODE 3: Design of Steel Structures, Timișoara, 1993

[DUB97] Dubina D., Zaharia R., Goina D., Ungureanu V., Experimental calibration of numerical models for coupling instabilities of thin-walled steel members, International Conference on Experimental Model Research and Testing of Thin-Walled Steel Structures, Prague, Czech Republic, 1997

[DUB99] Dubina D., Fulop L., Zaharia R., Optimisation of bracing system of steel framed houses, Eurosteel '99, Prague, 1999

[EEC95] ECCS Committee TC7, TWG 7.5, European recommendations for the Application of Metal Sheeting action as a Diaphragm, 1995.

[EUR92] EUROCODE 3, Part 1.1, 'General Rules and Rules for Buildings', 1992

[EUR96] European Convention for Standardisation, EUROCODE 3 Design of steel structures Part 1.3 General rules, Supplementary rules for cold formed thin gauge members and sheeting, Brussels, Belgium, 1996

[FAN96] Fan L., Contribution to steel sheet connections of screws, blind rivets and cartridge fired pins, PhD Thesis, Universite de Liege, 1996

[FAN97] Fan L., Rondal J., Cescotto S., Finite element modeling of single lap screw connections in steel sheeting under static shear, Thin-Walled Structures, 1997

[FEW91] Fewster S. M., Girrardier E. V., Economic Design and Importance of Standardised Connections, 1991

[GAL91] Galea Y., Lequien P., Application de l'Eurocode 3: Resistance de section en I de classe 4 comprimées - flechies sans interaction avec le cisaillement, Construction Metallique, 1991.

[GAR86] Gardner M.J., The effect of residual stresses on the column behaviour of cold-formed steel hollow sections, International Conference on Steel Structures, Budva, 1986

[HAN87] Hancock G.J., Lau S.C.W., Distorsional buckling formulas for channel columns, Journal of Structural Engineering, 1987

[HAN97] Hancock G.J., Light gauge construction, Progress in Structural Engineering and Materials, 1987

[IVA78] Ivan M., Gioncu V., Consideratii privind comportarea neliniară a structurilor, Sesiune Stiintifică a Inst. Politehnic Cluj - Napoca, 28 - 29. X. 1978. Sectia Metode de calcul ale constructiilor

[IVA83] Ivan M., Gioncu V., Bazele calculului structurilor la stabilitate. Editura Facla, Timisoara, 1983

- [IVA84] Ivan M. , Gioncu V., Teoria comportării critice si postcritice a structurilor elastice. Editura Academiei Române. 1984
- [IVA85] Ivan M., Bazele calculului liniar al structurilor, Editare Facla, Timisoara, 1985
- [IVA94] Ivan M., Zaharia R., Comparison aspects between EUROCODE 3 and the Romanian code for steel structures - STAS 10108/78 VII-th International Conference on Steel Structures Timisoara 29-30 September 1994
- [LAB99] LaBoube R.A., Yu W.W., Deshmukh S.U., Uphoff C.A., Crippling capacity of web elements with openings, Journal of Structural Engineering, 1999
- [LIN] LINDAB Coverline, Catalog produse de tabla cutata
- [LIN75] Lind N.C., Schroff D.K., Utilization of Cold Work in Cold-formed Steel, ASCE, Journal of Structural Division, 1975
- [MAK99] Makelainen P., Kresti J., Advanced method for lightweight steel joining, Journal of Constructional Steel Research, 1999
- [MOL99] Moldovan A., Petcu D., Gioncu V., Ductility of thin-walled members, Stability and Ductility of Steel Structures, SDSS'99, Timișoara, Romania, 1999
- [NOR92] Normativ pentru proiectarea antiseismica a construcțiilor de locuințe, social culturale, agrozootehnice si industriale, Indicativ P100-92.
- [PEK90] Pekoz T., Design of cold - formed steel screw connections, X'th International Specialty Conference on cold - formed steel structures, University of Missouri - Rolla, USA, 1990
- [RON92] Rondal J., Dubina D., Structures en Profils a Froid en Acier, Cours, Universite de Liege, 1992
- [RHO82] Rhodes J., Walker A.C., Developments in Thin-Walled Structures - 1, Applied Science Publishers, 1982.
- [SCH98] Schafer B.W., Pekoz T., Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses, Journal of Constructional Steel Research, 1998.
- [SCI92] The Steel Construction Institute, Design of Structures using Cold-formed Steel Sections, 1992
- [TAH78] Takahashi K., Mizuno M., Distorsion of Thin-Walled open section members, Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers, 1978
- [TNO76] TNO Delft, Research Report BI-76-78: Connections in cold- rolled sections, 1976
- [ZAD91] Zadanfarrokh, F. 'Analysis and design of bolted connections in cold formed steel members' PhD thesis, University of Salford, 1991

2. SIGURANTA MODELELOR DE CALCUL INGINERESTI

2.1 ELEMENTE DE ANALIZĂ A SIGURANȚEI STRUCTURILOR

Asa cum s-a aratat in Capitolul 1, calibrarea coeficientilor de calcul corespunzatori unui anumit nivel de siguranta, in metoda starilor limita, se face stabilind un anumit nivel tinta al sigurantei (indice de fiabilitate β). Pekoz [PEK90] a aratat ca un nivel tinta al sigurantei $\beta=4$ este de preferat pentru stabilirea valorilor de calcul a rezistentei imbinarilor, avand in vedere ca cedarea unei imbinari poate provoca ruina structurii. In acest capitolul se prezinta modul de evaluare al nivelului de siguranta pentru modele de calcul ingineresti, introducandu-se notiunile de baza necesare stabilirii formulelor de calcul pentru proiectare cu metoda Anexei Z [ANZ94] a normei europene EUROCODE 3 [EUR92] metoda folosita pentru calibrarea rezultatelor experimentale efectuate in cadrul tezei.

2.1.1 Nivelul «tintă» (β)

Funcția de siguranță la solicitări simple a unei structuri, notată cu 'E', se definește prin una din relațiile care definesc trei modele de bază [LUN82] și anume:

$$\text{- modelul diferență} \quad E = S - R = 0 \quad (2.1.1)$$

$$\text{- modelul raport} \quad E = \frac{S}{R} - 1 = 0 \quad (2.1.2)$$

$$\text{- modelul logaritmic} \quad E = \ln \frac{S}{R} = 0 \quad (2.1.3)$$

În aceste relații, 'R' este capacitatea portantă a structurii la solicitarea simplă considerată, iar 'S' se refera la efectul încărcării (solicitarea) de aceeași natură cu 'R'. Modelele sunt frecvent utilizate pentru analiza inginerescă a siguranței elementelor, secțiunilor, structurilor și materialelor structurale. Modelele se mai numesc și modele de calcul de tip «moment de ordinul doi» deoarece variabilele aleatoare care intervin în problemă sunt descrise numai prin valori medii și valori ale abaterilor standard (sau ale coeficienților de variație), iar marimile respective se definesc drept momente statistice de ordinul doi. Procedura de evaluare a nivelului de siguranta a unui model ingineresc descrisa in Anexa Z a EUROCODE 3, utilizata in Capitolul V al acestei teze, foloseste modelul logaritmic. In continuare se va dezvolta teoria doar pentru acest model.

Funcția $E=E(S,R)=0$ exprimă granița sau limita aleatoare dintre domeniul- comportării sigure D_S și domeniul D_f de pierdere a capacității portante a unui element, secțiune sau material în cazul unei solicitări oarecare, simplă sau compusă. Funcția $E(S,R)$ se numește 'funcție de siguranță'. În cazul solicitărilor simple, variabilele aleatoare S și R ale funcției de siguranță sunt independente. Media și abaterea standard a funcției $E(S,R)$ se calculează din dezvoltarea sa în serie Taylor în punctul de medie al variabilelor.

Media funcției E este egală cu valoarea funcției, calculată cu valorile medii ale variabilelor

$$m_E = E(m_S, m_R) \quad (2.1.4)$$

Pătratul abaterii standard a funcției E este egal cu suma produselor dintre pătratul abaterii

standard a fiecărei variabile și pătratul derivatei parțiale a funcției E în raport cu această variabilă, calculată pentru valorile medii (m) ale variabilelor

$$\sigma_E^2 = \left(\frac{\partial E}{\partial S} \right)_m^2 \cdot \sigma_S^2 + \left(\frac{\partial E}{\partial R} \right)_m^2 \cdot \sigma_R^2 \quad (2.1.5)$$

Aplicând formulele de mai sus asupra modelului logaritmic, rezultă următoarele expresii pentru media și abaterea standard a funcției de siguranță [LUN82]:

- valoarea medie $m_E = \ln \frac{m_S}{m_R}$ (2.1.6)

- abaterea standard: $\sigma_E^2 = \sigma_{\ln S}^2 + \sigma_{\ln R}^2 = V_S^2 + V_R^2$ (2.1.7)

Având cunoscute mediile și abaterile standard ale variabilei E pentru fiecare caz, se poate defini 'indicele de reliabilitate' sau 'indicatorul țintă' (β) al solicitării simple, prin relația:

$$\beta_E = -\frac{1}{V_E} = -\frac{m_E}{\sigma_E} \quad (2.1.8)$$

Coeficientul central de siguranță al solicitării simple 'C' se definește ca raportul între media capacității portante secționale (m_R) și media solicitării (m_S)

$$C = \frac{m_R}{m_S} \quad (2.1.9)$$

Expresiile indicelui de reliabilitate ca funcții de 'C' și de coeficienții de variație, se obțin prin identificarea unor rapoarte de tipul $\left(\frac{m_R}{m_S} \right)$, astfel:

$$\beta_E = -\frac{m_{E3}}{\sigma_{E3}} \quad (2.1.10)$$

$$\beta_E = f(C) = \frac{\ln C}{\sqrt{V_R^2 + V_S^2}} \quad (2.1.11)$$

Rezolvând în raport cu C ecuațiile de tip $\beta_E = f(C)$, se obține expresia coeficientului central de siguranță al solicitării simple funcție de indicelui de reliabilitate (β_E) și de coeficienții de variație ai variabilelor R și S

$$C = \exp\left(\beta_{E3} \cdot \sqrt{V_R^2 + V_S^2}\right) \quad (2.1.12)$$

Indicelui de reliabilitate (β_E) i se atribuie o semnificație fizică precisă, de natură probabilistică, aratata în Figura 2.1.1 pe graficul de repartiție al funcției de siguranță E. Acest indicator reprezintă distanța măsurată în abateri standard (σ_E) între punctul având abscisa egală cu media ($E=m_E$) și punctul având abscisa egală cu zero ($E=0$), punct aflat pe granița între domeniul comportării sigure și cel al pierderii capacității portante cu o anumită probabilitate (P_f). Valoarea acestei probabilități depinde de mărimea adoptată pentru (β_E).

În consecința, între indicele de reliabilitate (β_E) al funcției de siguranță E și probabilitatea de pierdere a capacității portante $P_f = P(E > 0)$ se poate stabili o corespondență biunivocă, dacă funcția $E = \ln \frac{S}{R} = \ln S - \ln R$ are o repartiție normală, respectiv variabilele (S) și (R) sunt lognormal repartizate. Ca atare, indicele (β_E) mai este denumit și 'nivel țintă al siguranței'.

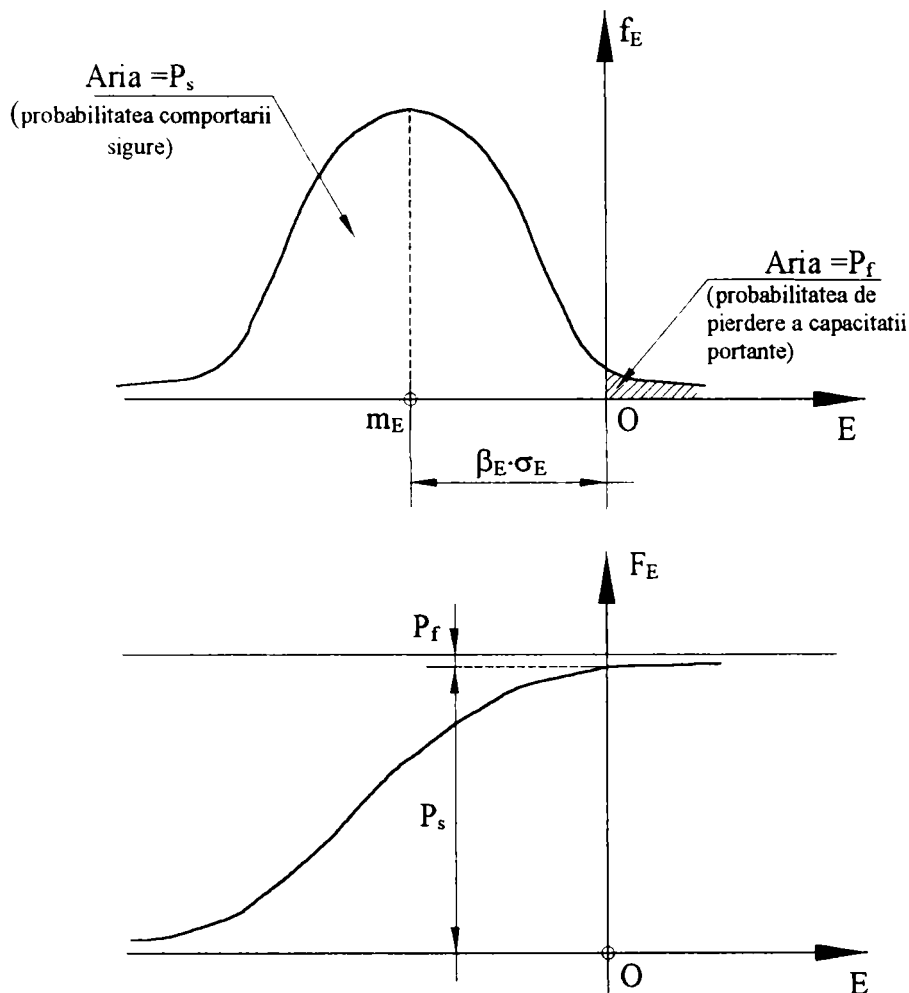


Figura 2.1.1 – Semnificația probabilistică a indicelui de reliabilitate (β_E)

2.1.2 Alegerea nivelului țintă al siguranței

Alegerea nivelului țintă al siguranței necesită în realitate investigații de nivel înalt [AUG84]. Aceste investigații se situează de obicei fie la limita fie mult dincolo de limita științelor ingineresti. Mai mult, la ora actuală nici nu există un consens între specialiști în legătură cu criteriile de alegere a unei funcții obiectiv optime. Din acest motiv, nivelul acceptabil de risc pentru atingerea unei stări limită poate fi stabilit doar în raport cu criterii de ordin social. Se propune următoarea formula [AUG84] pentru obținerea valorilor de referință (\bar{P}_f) ale probabilității de cedare a unei structuri oarecare, din orice cauză, pe durata ei de viață

normată:

$$\bar{P}_f = \frac{10^{-4} \cdot \xi_s \cdot T}{L} \quad (2.1.13)$$

- unde:
- ξ_s este coeficientul criteriului social, prezentat în Tabelul 2.1.1;
 - T este durata de viață normată a structurii, exprimată în ani;
 - L este numărul mediu de oameni aflați în interiorul sau în preajma construcției în perioada de risc.

Aplicarea metodelor de tip probabilistic utilizate pentru stabilirea nivelului țintă al siguranței pot conduce la rezultate nesatisfăcătoare în ceea ce privește calibrarea coeficienților parțiali de siguranță, deoarece aceste metode au un caracter pur teoretic. În calculul probabilității teoretice (P_f) de cedare a unei structuri, aceste metode țin cont doar de caracterul aleator al încărcărilor și rezistențelor. Ele neglijează însă anumite surse de cedare cum ar fi neglijența umană sau erorile apărute pe parcursul proiectării, montajului sau exploatării construcției.

Tab. 2.1.1 –Valorile coeficientului criteriului social

Nr.	Tipul construcției	Coeficient ξ_s
1	Locuri de reuniune publică, baraje	0,005
2	Clădiri de locuit, birouri, spații pentru comerț și industrie	0,05
3	Poduri	0,5
4	Turnuri, piloni, platforme petrolifere marine	5

De aceea, probabilitatea efectivă de cedare (P_f'') este mult mai mare decât probabilitatea teoretică (P_f). În plus, relația dintre aceste două variabile nu este liniară, deci o creștere a valorii teoretice (P_f) nu înseamnă neapărat o creștere comparabilă pentru (P_f''). La nivelul actual de cunoaștere, această problemă este încă deschisă. Se propune, cu caracter absolut orientativ și ca regulă simplă, următoarea relație între probabilitatea efectivă și probabilitatea teoretică de cedare.

$$P_f'' = 10 \cdot P_f \quad (2.1.14)$$

Substituind această relație în relația (2.1.13), probabilitatea teoretică de cedare devine:

$$\bar{P}_f \cong \frac{10^{-5} \cdot \xi_s \cdot T}{L} \quad (2.1.15)$$

Cu această formulă se stabilește nivelul teoretic țintă pentru siguranța structurii. Există și posibilitatea evaluării directe a probabilității teoretice de cedare. Se recomandă [LUN82] valorile probabilității de cedare funcție de gradul de importanță al construcției din Tabelul 2.1.2.

Tab. 2.1.2 Nivele ale probabilității de cedare a structurii funcție de gradul ei de importanță

Nr. crt.	Gradul de importanță al construcției	Probabilitatea de cedare (P_f)
1	Construcții de importanță excepțională	$10^{-8} \dots 10^{-10}$
2	Construcții de importanță deosebită	$10^{-6} \dots 10^{-8}$
3	Construcții de importanță medie	$10^{-5} \dots 10^{-4}$
4	Construcții de importanță secundară	$10^{-3} \dots 10^{-4}$
5	Construcții neimportante	$10^{-2} \dots 10^{-3}$

Calculul se efectuează în următoarele etape:

Etapa 1: Se impune nivelul siguranței prin valoarea probabilității de pierdere a capacității portante (P_f). Aceasta se face punând în corelație gradul de importanță al construcției respective cu probabilitatea de pierdere a capacității portante.

Etapa 2: Cu valoarea probabilității P_f impusă, rezultă valoarea indicatorului de reliabilitate necesar $\beta_E = \beta_E(P_f)$.

Etapa 3: Ecuația (2.1.7) de definiție a coeficientului central de siguranță se pune sub forma:

$$m_R = C \cdot m_S \quad (2.1.16)$$

denumită 'ecuație de dimensionare'. Introducând în aceasta relație expresiile coeficientului central de siguranță, stabilite pentru fiecare model prin relația (2.1.12), se obține:

$$m_R = \exp\left(\beta_{E3} \sqrt{V_R^2 + V_S^2}\right) \cdot m_S \quad (2.1.17)$$

Relațiile obținute se utilizează astfel:

- a) Se determină valoarea necesară a coeficientului central de siguranță C funcție de:
 - probabilitatea de pierdere a capacității portante P_f respectiv indicatorul de reliabilitate β_E stabilit funcție de importanța construcției;
 - coeficientul de variație al solicitării V_S (dată inițială a problemei);
 - coeficientul de variație V_R al capacității portante care trebuie estimat funcție de tipul solicitării.
- b) Cunoscând media m_S a solicitării și valoarea C rezultă media m_R a capacității portante.

2.1.3 Exprimarea coeficienților de siguranță semi-probabilistici cu ajutorul linearizării

Utilizarea modelelor prezentate pentru calibrarea coeficienților de siguranță semi-probabilistici implică necesitatea unor linearizări în expresiile lui β_E . Această linearizare a fost

realizată de Lind [LUN82] care a arătat că funcția de forma:

$$\alpha(t) = \frac{\sqrt{1+t^2}}{1+t} \quad (2.1.18)$$

pentru $t \geq 0$ ia valori numai în intervalul $\left[\frac{\sqrt{2}}{2}; 1\right]$ iar pentru variabila t cuprinsă între limitele $\left[\frac{1}{3}; 3\right]$ funcția devine practic constantă $\alpha \cong 0.75$ cu o eroare de sub 5%. Prin substituțiile $t = \frac{\sigma_R}{\sigma_S}$, respectiv $t = \frac{V_R}{V_S}$ utilizate în cadrul relației de mai sus se obțin următoarele linearizări:

$$\begin{cases} \sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} = \alpha(\sigma_R + \sigma_S) \\ \sqrt{V_R^2 + V_S^2} = \alpha(V_R + V_S) \end{cases} \quad (2.1.19a,b)$$

Înlocuind radicalii din membrul stâng al relațiilor cu expresiile lor linearizate, ecuația care ofera coeficientul central de siguranță se modifică după cum urmează

$$C = \frac{m_R}{m_S} = \exp(\alpha \cdot \beta_{E3}(V_R + V_S)) \quad (2.1.20)$$

Ecuația se poate separa prin rearanjare elementelor care caracterizează variabila R de elementele care caracterizează variabila S

$$m_R \cdot \exp(-\alpha \cdot \beta_{E3} V_R) = m_S \cdot \exp(\alpha \cdot \beta_{E3} V_S) \quad (2.1.21)$$

Se fac următoarele notații:

$$\begin{cases} \Phi = \exp(-\alpha \cdot \beta_{E3} \cdot V_R) \leq 1,0 \\ n = \exp(\alpha \cdot \beta_{E3} \cdot V_S) \geq 1,0 \end{cases} \quad (2.1.22a,b)$$

Cu aceste notații, condiția de siguranță la limită a secțiunii s-a transformat în următoarea formă factorizată în raport cu mediile:

$$\Phi \cdot m_R = n \cdot m_S \quad (2.1.23)$$

unde Φ și n sunt *coeficienți de siguranță parțiali*, aplicați separat mediei capacității portante secționale (m_R) și respectiv mediei solicitării (m_S).

În lucrarea [LUN82] sunt furnizate tabele cu valorile coeficientului parțial de siguranță (Φ) al mediei m_R , pentru diverse probabilități P_f și pentru diverse valori ale coeficientului de variație V_R , precum și valorile coeficientului parțial de siguranță (n) în raport cu media m_S pentru diverse probabilități P_f și pentru diverse valori ale coeficientului de variație V_S . Aceste valori au fost calculate cu $\alpha=0,75$ pentru ipoteza repartiției lognormale a variabilelor aleatoare R și S. Așa cum s-a arătat anterior, utilizarea modelului logaritmic implică punerea în evidență a unor repartiții lognormale pentru variabilele R și S. Aceste repartiții sunt nesimetrice și de

regulă mai apropiată ca formă de repartiții reale ale încărcărilor (deci implicit de efectul lor secțional S) respectiv ale rezistențelor materialelor (deci implicit capacității portante secționale). Din acest motiv, în calculele practice este de preferat utilizarea modelului logaritmic.

Se constată că pentru o probabilitate de pierdere a capacității portante fixată la valoarea $P_f=10^{-4}$ și pentru valori ale coeficientului de variație al capacității portante cuprinse în intervalul $V_R=0,10...0,25$ rezultă valorile coeficientului de siguranță parțial în raport cu media capacității portante (m_R):

$$\Phi \approx 0,75...0,50 \quad (2.1.24)$$

Pentru aceeași probabilitate de pierdere a capacității portante și pentru coeficientul de variație al solicitării cuprins în intervalul $V_S=0,05...0,30$ se obțin valorile coeficientului de siguranță parțial în raport cu media solicitării (m_S):

$$n \cong 1.2...2.5 \quad (2.1.25)$$

Intervalele de valori prezentate mai sus pentru coeficienții parțiali de siguranță, furnizează o idee asupra *ordinului de mărime* al acestora, care trebuie să rezulte în cursul procedurilor practice de analiză aplicate.

2.2 EVALUAREA COEFICIENȚILOR DE SIGURANȚĂ ÎN CADRUL PROCEDURII SEMI-PROBABILISTE

Metodele de calcul semi-probabiliste utilizate în practica actuală nu folosesc valorile medii ale rezistențelor materialelor (capacității portante secționale) sau ale încărcărilor (efectelor secționale ale acestora). În locul valorilor medii se utilizează:

- fie valori caracteristice (normate) reprezentând fractili inferiori ai repartiției statistice a rezistențelor (respectiv capacității portante secționale) sau fractili superiori ai repartiției statistice a încărcărilor (respectiv efectul lor secțional);
- fie valori de calcul, obținute prin înmulțirea fractililor cu factori deterministici având următoarele valori:
 - factori subunitari în cazul rezistențelor (capacității portante);
 - factori supraunitari în cazul încărcărilor (efectul încărcărilor).

În consecință, procedura de calibrare prezentată trebuie aplicată pe modele probabilistice. În cadrul acestor modele, valorile coeficienților deterministici obținute în final, sunt utilizate pentru transformarea valorilor caracteristice sau normate în valori de calcul.

Pentru inițierea calibrării coeficienților de siguranță este necesară definirea coeficientului convențional de siguranță, prin raportul între un fractil inferior (R_p) al repartiției statistice a capacității portante și un fractil superior (S_q) al repartiției statistice a efectului încărcării. Fractilii menționați se definesc probabilistic astfel:

$$\begin{cases} P(R \leq R_p) = p < 0,5 \\ P(S \leq S_q) = q > 0,5 \end{cases} \quad (2.2.1a,b)$$

Relația de definiție a coeficientului convențional de siguranță rezultă

$$C_c = \frac{R_p}{S_q} \quad (2.2.2)$$

În relația de mai sus, fractilii R_p și S_q pot fi exprimați funcție de valorile medii și abaterile standard sau coeficienții de variație ai variabilelor R și S

$$\begin{cases} R_p = m_R - K_R \cdot \sigma_R = m_R(1 - K_R \cdot V_R) \\ S_q = m_S + K_S \cdot \sigma_S = m_S(1 + K_S \cdot V_S) \end{cases} \quad (2.2.3)$$

Valorile factorilor K_R și K_S depind de tipul repartiției statistice a variabilelor R și S , respectiv de probabilitățile p și q prin care se definesc fractilii.

Folosind relațiile de mai sus, coeficientul de siguranță convențional C_c poate fi exprimat funcție de coeficientul de siguranță central $C = m_R / m_S$ astfel:

$$C_c = \frac{R_p}{S_q} = \frac{m_R(1 - K_R \cdot V_R)}{m_S(1 + K_S \cdot V_S)} = C \cdot \frac{1 - K_R \cdot V_R}{1 + K_S \cdot V_S} \quad (2.2.4)$$

sau coeficientul central poate fi exprimat funcție de coeficientul convențional astfel

$$C = C_c \cdot \frac{1 + K_S \cdot V_S}{1 - K_R \cdot V_R} \quad (2.2.5)$$

Înlocuind valoarea astfel exprimată a lui C în membrul stâng al relației se obține, pentru modelul logaritmic, următoarea ecuație

$$\frac{R_p}{S_q} \cdot \frac{1 + K_S \cdot V_S}{1 - K_R \cdot V_R} = \exp(\alpha \cdot \beta_{E3} \cdot (V_R + V_S)) \quad (2.2.6)$$

În cadrul modelului logaritmic se introduc notațiile:

$$\Phi_p = \frac{\exp(\alpha \cdot \beta_{E3} \cdot V_R)}{1 - K_R \cdot V_R} = \frac{\Phi}{1 - K_R \cdot V_R} \quad (2.2.7)$$

$$n_q = \frac{\exp(\alpha \cdot \beta_{E3} \cdot V_S)}{1 + K_S \cdot V_S} = \frac{n}{1 + K_S \cdot V_S} \quad (2.2.8)$$

Folosind notațiile introduse mai sus, condiția de siguranță la limită a secțiunii se poate aduce la o formă factorizată în raport cu fractilii R_p și S_q astfel

$$\boxed{\Phi_p \cdot R_p = n_q \cdot S_q} \quad (2.2.9)$$

unde Φ_p și n_q sunt coeficienții de siguranță parțiali aplicați separat fractilului inferior (R_p) al capacității portante secționale și respectiv fractilului superior (S_q) al efectului secțional al încărcării (solicitării). Acești coeficienți depind de:

- coeficienții de variație ai capacității portante secționale și efectului încărcărilor pe secțiune V_R și V_S ;
- probabilitatea de pierdere a capacității portante a secțiunii P_f prin intermediul indicatorului de fiabilitate β , aflat în relație biunivocă cu P_f ;
- probabilitățile (p) și (q) prin care se definesc fractilii R_p și S_q în raport cu care se determină coeficienții parțiali (Φ_p) și (n_q).

Pentru calibrarea efectivă cu modelul semi-probabilistic a coeficientului de siguranță, ca fractil (R_p) al capacității portante se alege $R_{0,05}$ cu probabilitatea $P(R \leq R_{0,05}) = 5\%$ iar valoarea fractilului se determină cu relația

$$R_{0,05} = m_R (1 - 1,65 \cdot V_R) \quad (2.2.10)$$

Ca fractil (S_q) al efectului secțional al încărcării (al solicitării) se alege $S_{0,95}$ cu probabilitatea $P(S \leq S_{0,95}) = 95\%$, iar valoarea fractilului se determină cu relația

$$S_{0,95} = m_S \cdot (1 + 1,65 \cdot V_S) \quad (2.2.11)$$

Condiția de siguranță exprimată prin relația (2.2.9) devine

$$\Phi_{0,05} \cdot R_{0,05} = n_{0,95} \cdot S_{0,95} \quad (2.2.12)$$

Coeficienții de siguranță parțiali în raport cu fractilii utilizați, în modelul logaritmic, se scriu:

$$\begin{cases} \Phi_{0,05} = \frac{\Phi}{1 - K_R \cdot V_R} = \frac{\exp(\alpha \cdot \beta_{E3} \cdot V_R)}{1 - 1,65 \cdot V_R} \\ n_{0,95} = \frac{n}{1 + K_S \cdot V_S} = \frac{\exp(\alpha \cdot \beta_{E3} \cdot V_S)}{1 + K_S \cdot V_S} \end{cases} \quad (2.2.13)$$

Valorile coeficienților de siguranță parțiali în raport cu fractilii de 5% ai capacității portante secționale și de 95% ai solicitării, calculate pentru ipoteza lognormală de repartiție a variabilelor R și S, sunt furnizate în [LUN82]. Pentru o probabilitate $P_f \approx 10^{-4}$ de pierdere a capacității portante, $\beta_{E1}=3,72$ respectiv $V_R = 0,1 \dots 0,2$ se obțin următoarele valori ale coeficientului parțial de siguranță în raport cu fractilul $R_{0,05}$

$$\Phi_{0,05} = 0,863 \dots 0,659 \quad (2.2.14)$$

Deasemenea, pentru aceeași probabilitate de pierdere a capacității portante, în condiții normale de variabilitate statistica a încărcărilor respectiv a solicitărilor $V_S=0,1 \dots 0,4$, coeficienții parțiali aferenți fractilului $S_{0,95}$ rezultă în intervalul:

$$n_{0,95} = 1,1 \dots 1,3 \quad (2.2.15)$$

Estimările valorice de mai sus au rolul de a informa asupra ordinului de mărime al coeficienților parțiali menționați, în condiții *uzuale* de calibrare.

Ca urmare a linearizării calculelor pe modele moment de ordinul doi, coeficienții parțiali de siguranță $\Phi_{0,05}$ și $n_{0,95}$ sunt *intercalibrați*, la fel ca și coeficienții « Φ » și « n ». Aceasta este consecința faptului că, pentru o probabilitate P_f fixată inițial, ambele valori nu se calculează independent ci în funcție de aceeași probabilitate P_f corelată biunivoc cu o valoare β a indicelui de reliabilitate.

2.3 COEFICIENTUL DE SIGURANȚĂ STABILIT CONFORM ANEXEI Z A EUROCODE 3

Anexa Z a EUROCODE 3- ENV 1993-1-1 / prA2:1994 [ANZ94] este un îndrumător specializat pentru evaluarea încercărilor de laborator efectuate în domeniul construcțiilor metalice, în conformitate cu prevederile ENV 1991-1 EUROCODE 1 - Partea 1. În particular, anexa furnizează informații suplimentare în legătură cu determinarea valorii de calcul a rezistențelor pe baza de încercări experimentale. Anexa Z prezintă o procedură standard pentru determinarea valorilor caracteristice și a valorilor de calcul ale rezistențelor, precum și a coeficienților de siguranță pe baza rezultatelor obținute în cadrul încercărilor experimentale.

Pe baza analizei comportării elementului pe durata încercării, și a unor considerații teoretice, se propune un "model de calcul". Prin "model de calcul" în accepțiunea acestei anexe, se înțelege formula de calcul a unei mărimi de tip rezistență. Eficiența modelului propus se verifică prin interpretarea statistică a rezultatelor experimentale disponibile. Modelul de calcul va fi adaptat până se ajunge la o bună corelație între rezultatele teoretice și rezultatele încercărilor experimentale. Tot folosind încercările experimentale se evaluează abaterea modelului de calcul. Această abatere se combină cu abaterile altor variabile ale funcției rezistență și anume:

- abateri ale caracteristicilor de material sau rigidităților;
- abateri ale caracteristicilor geometrice.

Pentru modelarea distribuției statistice a funcției de tip rezistență, este folosită distribuția log-normală. Adoptarea acestui tip de distribuție, pentru variabilele de tip geometric, are avantajul că în calcule nu pot apărea valori negative pentru acestea, ceea ce este corect din punct de vedere fizic.

Pentru a putea aplica procedura Anexei Z trebuie îndeplinite următoarele condiții inițiale:

- funcția de tip rezistență propusă trebuie să fie o funcție de variabile independente;
- s-au efectuat măsurători asupra tuturor caracteristicilor corespunzătoare variabilelor funcției propuse;
- toate variabilele sunt distribuite log-normal;
- nu există o corelație (dependență statistică) între variabilele funcției.

Se face observația că pentru distribuția statistică a mărimilor de tip geometric, aceasta este de tip log-normal, fapt demonstrat de studii recente [SED89] [NET95][BYF96].

În cadrul procedurii pas cu pas din Anexa Z, se determină fractilul de 5% pentru valoarea caracteristică a funcției rezistență (r_k). O dată cunoscută această valoare, este posibil ca evaluarea efectuată să se extindă și asupra valorii de calcul a rezistenței, determinând fractilul de 5% al acesteia (r_d) cu aceeași formulă, în cadrul căreia se înlocuiește coeficientul fractilului valorii caracteristice (k_s) prin coeficientul fractilului valorii de calcul (k_d). Ambii fractili corespund unei anumite valori impuse pentru indicele de fiabilitate β (în norma europeană $\beta=3,8$ [EUR94])

Valoarea coeficientului de siguranță (γ_M) se obține din următoarea relație

$$\gamma_M = \frac{r_k}{r_d} \quad (2.3.1)$$

Valoarea lui (k_d) se exprima prin ecuația

$$k_d = 0,8 \cdot \beta \quad (2.3.2)$$

Valoarea k_d rezultă dintr-o separare artificială a termenilor de solicitare (S) și respectiv de rezistența (R) în cadrul ecuației $E=E(S,R)=0$ care exprimă granița sau limita aleatoare dintre domeniul comportării sigure D_S și domeniul D_f de pierdere a capacității portante a unui element, secțiune sau material în cazul unei solicitări oarecare, simplă sau compusă.

Această separare se prezinta in Figura 2.3.1, fiind acoperitoare într-un larg domeniu de aplicare. In aceasta figura, coeficienții $\tilde{\alpha}_R$ și $\tilde{\alpha}_S$ se numesc 'coeficienți de senzitivitate'. Ei fac parte din familia factorilor de linearizare introduși de Lind [LUN82] având următoarele valori:

$$\begin{cases} \tilde{\alpha}_R = -0,8 \\ \tilde{\alpha}_S = +0,7 \end{cases} \quad (2.3.3)$$

In Figura 2.3.1 s-a folosit relația

$$R_d = m_R - k_d \cdot \sigma_R = m + \tilde{\alpha}_R \cdot \beta \cdot \sigma_R = m + 0,8 \cdot \beta \cdot \sigma_R \quad (2.3.4)$$

in care pentru exprimarea coeficientului fractilului valorii de calcul a rezistenței s-a folosit relația (2.3.2).

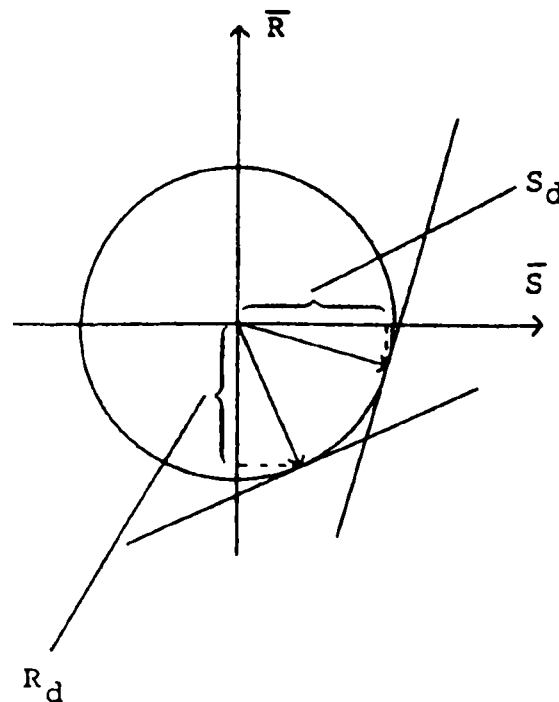


Fig. 2.3.1 – Fractilul valorii de calcul a rezistenței

În mod normal, funcția care exprimă o rezistență are forma

$$r = g_R(X) \quad (2.3.5)$$

unde 'X' este vectorul variabilelor de bază ale modelului utilizat. În practica inginerescă se lucrează cu valorile nominale (tabelate) X_k ale variabilelor de bază. (de exemplu valoarea nominală a limitei de curgere f_y sau valorile nominale ale dimensiunilor geometrice).

$$r_{ik} = g_R(X_k) \quad (2.3.6)$$

Se definește coeficientul (Δ_k) al diferenței dintre valoarea rezistenței calculată cu variabilele nominale (r_{ik}) și valoarea caracteristică (fractilul de 5%) a rezistenței calculată cu variabilele măsurate (r_k), prin relația:

$$\Delta_k = \frac{r_{ik}}{r_k} \quad (2.3.7)$$

Se disting două cazuri:

- cazul în care ($\Delta_k \leq 1$) $\Rightarrow r_{ik} \leq r_k$, deci valorile r_{ik} sunt acoperitoare;
- cazul în care ($\Delta_k > 1$) $\Rightarrow r_{ik} > r_k$, deci valorile r_{ik} sunt ne-acoperitoare (insecuritare) și trebuie corectate.

Procedura pas cu pas de corectare prescrisă de Anexa Z este următoarea:

- 1) se determină valoarea nominală a rezistenței respective (r_{ik}) pe baza valorilor nominale ale variabilelor modelului;
- 2) se determină fractilul de 5% al rezistenței respective, notat cu (r_k) (valoarea caracteristică a rezistenței);
- 3) se calculează raportul între valoarea nominală și cea caracteristică a rezistenței cu formula (2.3.7);
- 4) se determină valoarea de calcul a rezistenței;
- 5) se determină coeficientul de siguranță al modelului cu formula (2.3.1);
- 6) dacă ($\Delta_k > 1$), se determină valoarea corectată a coeficientului de siguranță

$$\gamma_{Mk} = \frac{r_{ik}}{r_d} = \gamma_M \Delta_k \quad (2.3.8)$$

Aceeași procedură de corecție se aplică și în cazul în care, în locul valorii caracteristice s-a lucrat cu valoarea nominală r_{ik} a funcției rezistență.

BIBLIOGRAFIE

[ANZ94] Annex Z - Determination of Design Resistance from Tests - EUROCODE 3 Part 1.1: 1992/prA2: 1994

- [AUG84] Augusti G., Baratta A., Casciatti F., Probabilistic methods in structural engineering, Chapman and Hall Lth., 1984
- [BYF96] Byfield M.P., Steel design and reability using EUROCODE 3, PhD thesis, University of Nottingham, 1996
- [EUR94] European Convention for Standardisation, EUROCODE 1: Basis of Design and Actions on Structures, Part 1: Basis of Design, Brussels, belgium, 1994
- [EUR96] European Convention for Standardisation, EUROCODE 3 Design of steel structures Part 1.3 General rules, Supplementary rules for cold formed thin gauge members and sheeting, Brussels, Belgium, 1996
- [LUN82] Lungu D., Ghiocel D., Metode probabilistice in calculul constructiilor, Ed. Tehnica, Bucuresti, 1982
- [NET95] Nethercot D.A., Byfield M.P., An improved method for calculating partial safety factors, Seventh International Conference on Application of Statistics and Probability, Paris, 1995
- [PEK90] Pekoz T., Design of cold - formed steel screw connections, X'th International Specialty Conference on cold - formed steel structures, University of Missouri - Rolla, USA, 1990
- [SED89] Sedlacek G., Spangemacher R., Hensen W., Backroun document for the justification of a safety factor of 1.00 for beams in bending about the strong axis made of rolled section, Backround Document 5.01 for Chapter 5 of EUROCODE 3, RTWH Aachen, 1989

3. IMBINARI CU SURUBURI

3.1 MODURI DE CEDARE A ÎMBINĂRILOR CU ȘURUBURI SUPUSE LA FORFECARE

Așa cum s-a arătat în Capitolul 1, o îmbinare într-o structură trebuie să satisfacă câteva cerințe structurale, referitoare la rezistență, rigiditate și capacitate de deformare (ductilitate). Aceste caracteristici sunt importante pentru îmbinările cu șuruburi ale tablelor subțiri, mai ales când fenomene cum este spre exemplu efectul de diafragma a panourilor de învelitoare sunt luate în considerare în calculul de rezistență al structurii. Rezistența și ductilitatea unei îmbinări sunt, într-o anumită stare de sollicitare, condiționate de modul specific de cedare. În cadrul tezei, se vor analiza modurile de cedare pentru îmbinările cu șuruburi obișnuite și pentru îmbinările cu șuruburi autofiletante și autoperforante sollicitate la forfecare.

Cercetări experimentale asupra comportamentului îmbinărilor cu șuruburi cu piuliță și șuruburi autofiletante sau autoperforante ale elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece, au condus la identificarea a șapte moduri distincte de cedare, pe baza cărora s-au elaborat formulele de calcul incluse în diferite standarde [DUB97].

Tip I - Cedarea prin presiune pe gaura (strivirea tablei) (Fig. 3.1.1)

În cadrul acestui tip de cedare, se poate plastifica tabla cea mai subțire din îmbinare, sau ambele table, dacă grosimile acestora sunt comparabile.

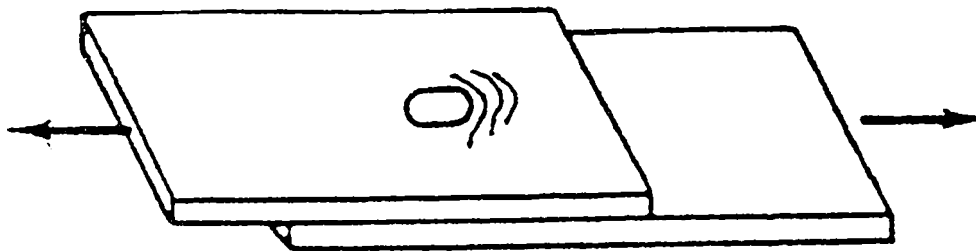


Fig. 3.1.1 Cedarea prin strivirea tablei

Din diagrama forță - deplasare determinată experimental, prezentată în Figura 3.1.2, se observă că o îmbinare care cedează în acest mod, datorită capacității de deformare plastică, este caracterizată de o mare ductilitate.

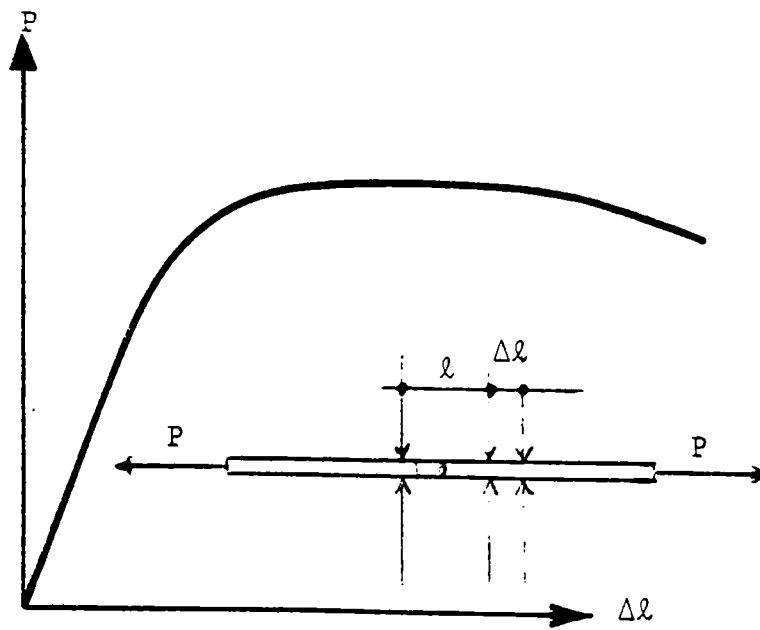


Fig. 3.1.2 Diagrama forța - deplasare pentru cedarea prin plastificarea tablei (Tip I)

Tip II- Spintecarea tablei (Fig. 3.1.3)

Apare în cazul în care distanța de la gaura șurubului pînă la marginea tablei, pe direcția aplicării încărcării, este relativ redusă. Se manifestă prin forfecarea tablei în lungul a două linii paralele la o distanță aproximativ egală cu diametrul șurubului.



Fig. 3.1.3 Spintecarea tablei

Din diagrama forța - deplasare determinată experimental, prezentată în Fig. 3.1.4, se observă că o îmbinare care prezintă acest tip de cedare, este ductil, posedând însă o capacitate de deformare și o rezistență mai mică decât în cazul cedării de Tip I.

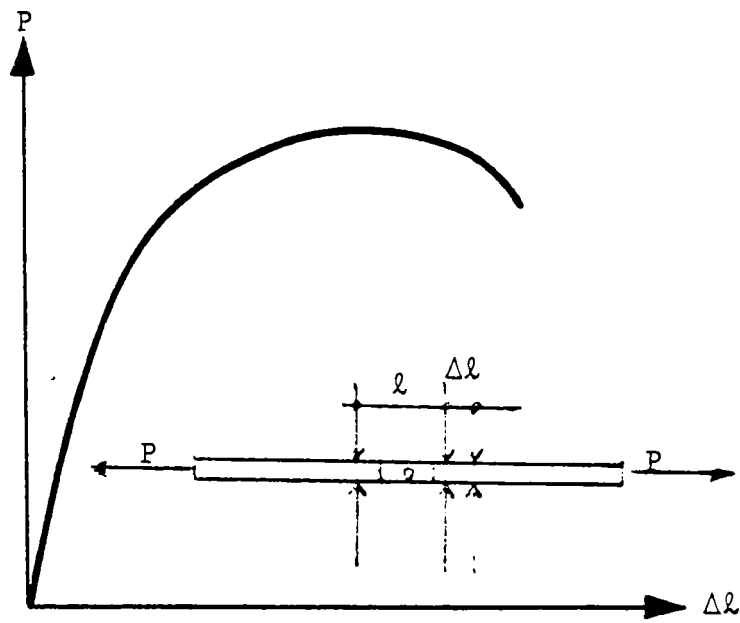


Fig. 3.1.4 Diagrama forța - deplasare pentru cedarea prin forfecarea tablei (Tip II)

Tip III - Ruperea tablei în secțiunea neta (Fig. 3.1.5)

Acest mod se referă la cedarea secțiunii neta a tablei în zona îmbinării.

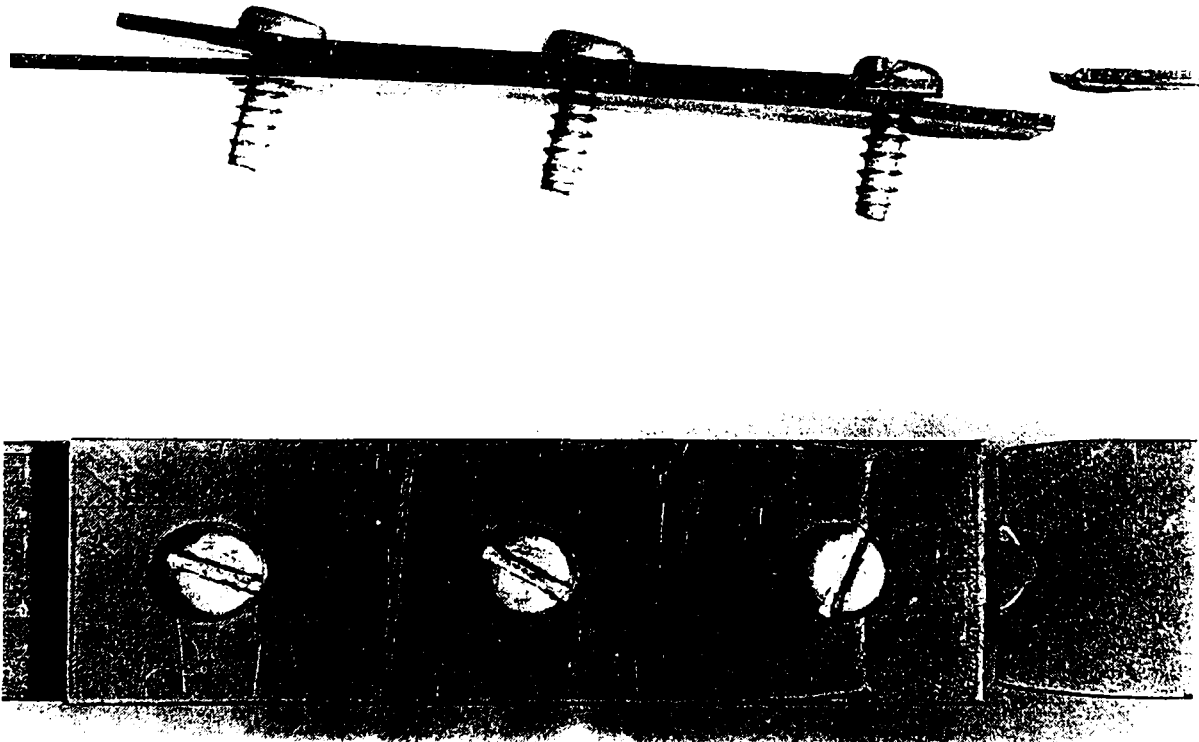


Fig. 3.1.5 Rupere în secțiunea neta

Din diagrama forța - deplasare determinată experimental, prezentată în Fig. 3.1.6, se observă că o îmbinare care prezintă acest tip de cedare, este de asemenea ductil, posedând însă, la fel ca

in cazul tipului II de cedare, o capacitate de deformare si o rezistenta mai mica decât in cazul tipului I.

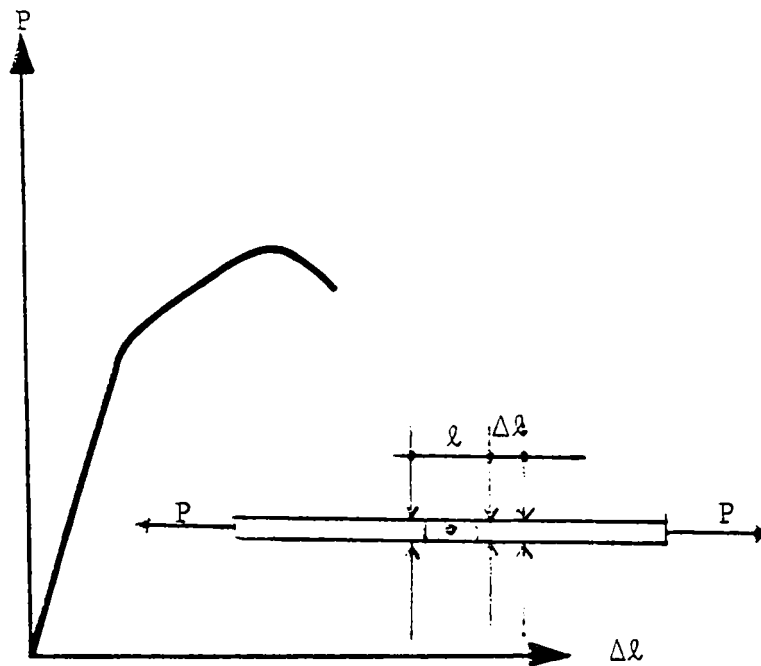


Fig. 3.1.6 Diagrama forța - deplasare pentru cedarea prin secțiunea neta a tablei (Tip III)

Tip IV - Forfecarea șurubului (Fig. 3.1.7)

Acest tip de cedare apare când rezistența la forfecare a șurubului este mai mica decât rezistența la plastificare/ forfecare a tablei, sau rezistența în secțiune neta.

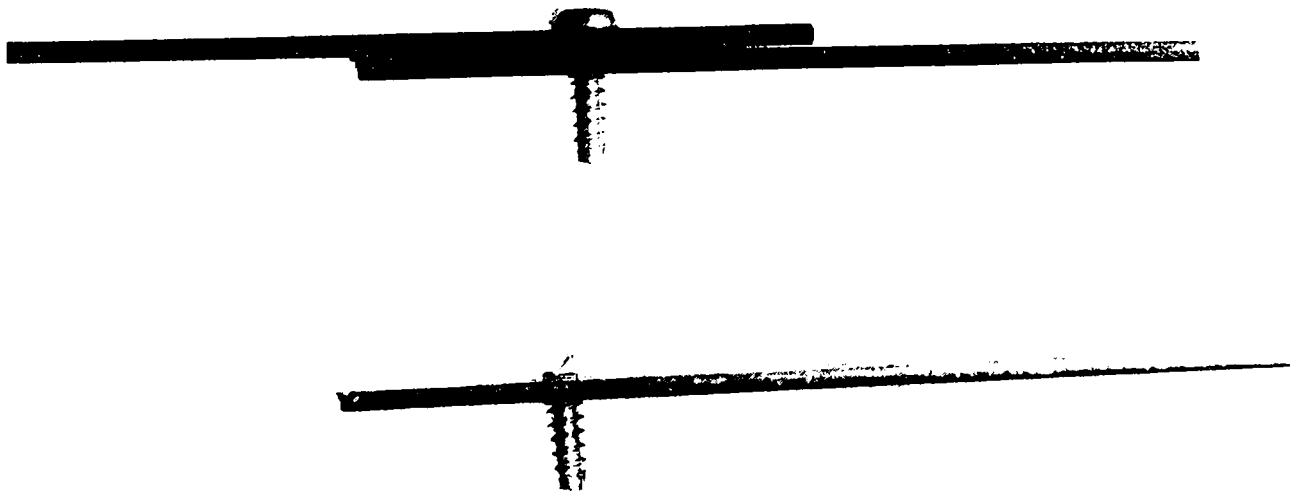


Fig. 3.1.7 Forfecarea șurubului

Din diagrama încărcare -deformație determinate experimental rezulta ca o îmbinare care prezintă acest tip de cedare nu posedă capacitate de deformare (Fig. 3.1.8); acest tip de cedare nu este ductil.

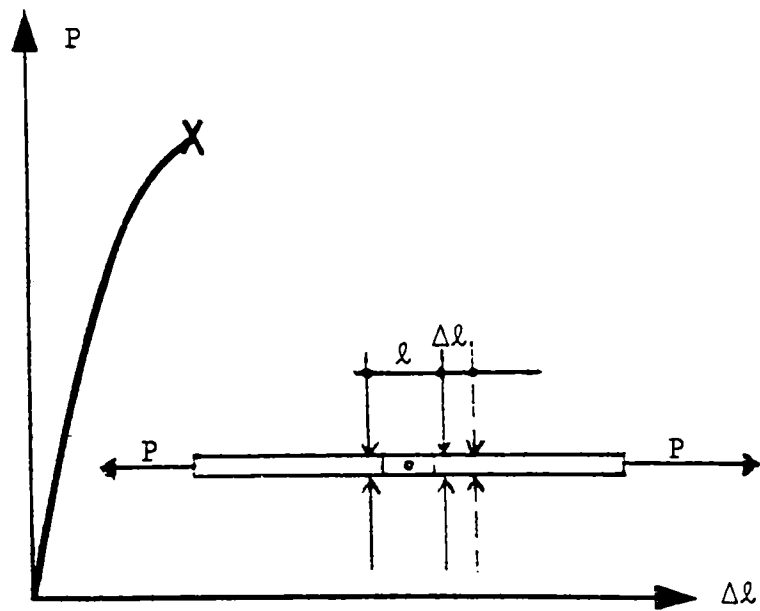


Fig. 3.1.8 Diagrama forța - deplasare pentru cedarea prin forfecare a șurubului (Tip IV)

Tip V - Rupere 'in bloc' a unei porțiuni de tabla (Block Shear) (Fig. 3.1.9)

Acest tip de cedare evidențiat de către Hancock (1998) se produce prin ruperea unei porțiuni de tabla. Acest tip de cedare presupune o combinație de cedare prin forfecare a tablei în direcție paralela cu direcția încărcării și o plastificare/ rupere a tablei în direcție perpendiculară pe direcția încărcării. Deși ruperea apare printr-o secțiune netă, aceasta se deosebește de tipul III prin faptul că nu este în întregime perpendiculară pe direcția încărcării. Este de asemenea o cedare ductilă, dar asemănător tipurilor II și III, cu o capacitate de deformare redusă față de tipul I. Se face observația că, în cazul îmbinărilor între elemente, acestea au marginile rigidizate și acest fenomen este mai puțin probabil să se producă.

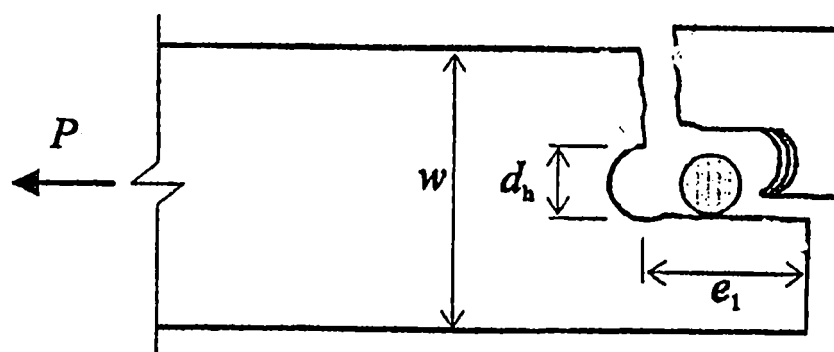


Fig. 3.1.9 Rupere in bloc a unei porțiuni de tabla (Tip V)

Tip VI - Cedarea prin înclinarea/ smulgerea șurubului (Fig. 3.1.10)

Acest tip de cedare, specific șuruburilor autofiletante sau autoperforante, apare ca urmare a înclinării excesive a conectorului. Spre deosebire de cazul îmbinărilor tablelor subțiri cu șuruburi cu piulița, la care fenomenul de înclinare a conectorului este de asemenea prezent, dar într-o mai mică măsură, cedarea se poate produce prin smulgerea conectorului.



Fig. 3.1.10 Cedarea prin smulgerea conectorului

Din diagrama forța -deformație determinate experimental rezulta ca o îmbinare care prezintă acest tip de cedare este ductila (Fig. 3.1.11) dar cu capacitate de deformare inferioară tipului I. Spre deosebire însă de celelalte tipuri de cedare, diferite de tipul I, în cazul șuruburilor fără piuliță, acesta nu poate fi evitat impunând condiții constructive.

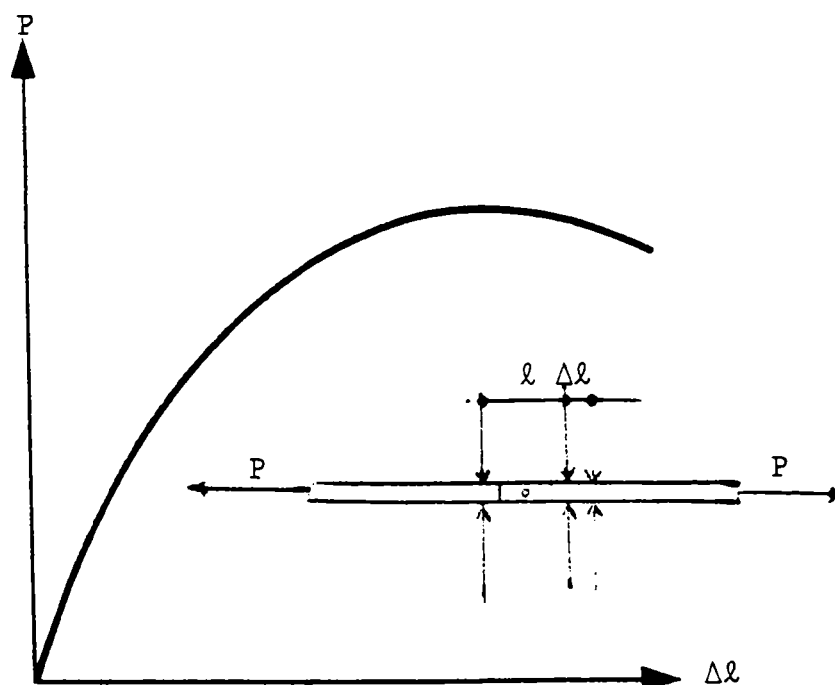


Fig. 3.1.11 Diagrama încărcare - deplasare pentru cedarea prin înclinarea/ smulgerea conectorului (Tip VI)

Tip VII - Cedarea prin voalarea plastica a tablei (Fig. 3.1.12)

Acest tip de cedare, rar intilnit, a fost evidențiat de către Yu și Mosby [YUW76] și se caracterizează prin rotirea excesiva a șurubului, datorita voalării plastice a marginii tablei. Apare doar în combinație cu modurile I, II și III, având o capacitate de deformare comparabila cu acestea. De remarcat ca în cazul îmbinărilor între elemente, acestea au marginile rigidizate, și acest fenomen nu se poate produce. Acest tip de cedare poate apărea, pentru îmbinările cu șuruburi cu piulița în cazul tablelor foarte subțiri (sub 1mm) [HAN98] și în cazul șuruburilor autofiletante și autoperforante, în cazul în care tabla mai subțire nu este plasata sub capul conectorului. În acest ultim caz, înclinarea conectorului nu influenteaza decisiv rezistenta îmbinării.

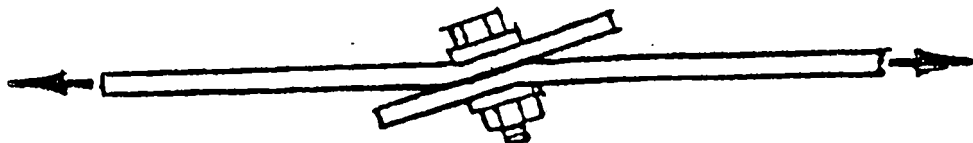


Fig. 3.1.12 Cedare prin voalarea plastica a tablei

Din studiul modurilor de cedare a îmbinărilor profilelor cu pereți subțiri cu șuruburi obișnuite sau speciale prezentate, se evidentiaza doua surse de deformabilitate:

- 1) lucrul șurubului pe gaura - penetrare șurub (plasticizare și alungire gaura)
- 2) înclinarea șurubului

Înclinarea șurubului este evident mai pronunțata în cazul șuruburilor autofiletante și autoperforante, fara piulița. În ceea ce privește deformabilitatea elementelor din îmbinare aceasta poate proveni dintr-o voalare plastica a acestora în dreptul îmbinării (cedare tip VII în cazul șuruburilor speciale și asemănător, în cazul tablelor foarte subțiri (<1mm) și la șuruburile obișnuite).

Cu privire la cedările de tip II și III, care se refera la cedarea tablei, se pot face următoarele observații:

- cedarea de tip II, prin spintecarea marginii tablei, poate fi evitata impunând în mod constructiv o distanta adecvata a șurubului pana la marginea tablei pe direcția forței, astfel încat acest tip de cedare sa nu se mai producă sau sa nu mai interactioneze cu cedarea prin plastificarea găurii șurubului.
- cedarea de tip III poate fi evitata, dimensionând în mod corespunzător secțiunea neta a elementelor în dreptul îmbinării.

Prin aceste masuri, ar ramane ca singur mod de cedare a tablei îmbinărilor cu șuruburi solicitate la forfecare, cedarea de tip I, prin plastificarea găurii, care prezintă o ductilitate

sporita fata de celelalte moduri si cedarea prin smulgerea conectorului, doar pentru cazul șuruburilor autofiletante si autoperforante.

Cu privire la cedarea de tip IV, trebuie subliniat ca majoritatea normelor si studiilor existente asupra îmbinărilor cu șuruburi la profilele cu pereți subțiri formate la rece impun evitarea cedării prin forfecarea șurubului, datorita faptului ca aceasta cedare se produce brusc, odată cu atingerea rezistentei ultime, fara a avea capacitate de deformare. EUROCODE 3 /1.3[EUR96], norma europeana unificata pentru construcții metalice, precum si norma romaneasca adaptata după norma europeana [NPO97] realizează acest deziderat prin impunerea unei clase de calitate pentru șurub, a cărei rezistenta la forfecare sa fie cu 20% mai mare decit efortul corespunzător plastificarii tablei:

$$F_{V,Rd} > 1.2 F_{b,Rd}$$

O condiție similara est impusa in AISI [AIS96] pentru cazul șuruburilor speciale, rezistenta la forfecare a conectorului fiind in acest caz cu 25% mai mare decât efortul corespunzător cedării prin plastificarea tablei. Aceasta condiție conduce chiar la folosirea de șuruburi de grupa 8.8 si peste aceasta. In condițiile in care tendința actuala in tarile dezvoltate este de a reduce numărul de tipodimensiuni de șuruburi, acesta este un argument suplimentar pentru susținerea criteriului unic de cedare prin plastificarea tablei. In acest fel, cedarea prin forfecare a șurubului, in cazul profilelor formate la rece devine un fenomen de evitat, pe lângă cedarea prin spintecarea tablei si ruperea in secțiunea nete a îmbinării.

De remarcat, pentru cazul șuruburilor autofiletante si autoperforante, fara piulița, ca cedarea prin înclinarea șurubului nu poate fi evitata impunind condiții constructive. Cedarea îmbinării depinde într-o mai mare măsura de înclinarea șurubului cind îmbinarea este compusa din table cu aceeași grosime. Cind se folosesc in îmbinare table cu grosimi diferite, cedarea este mai probabil sa se producă prin presiune pe gaura [HAN98]. Acest fenomen este luat in considerare in norme, așa cum se va arata in continuare, funcție de raportul grosimilor tablelor din îmbinare.

3.2 REZISTENTA ÎMBINĂRILOR CU ȘURUBURI SOLICITATE LA FORFECARE

Rezistența unei îmbinări este condiționată, într-o anumită stare de solicitare, de modul specific de cedare. Din studiul modurilor de cedare a îmbinărilor profilelor cu pereți subțiri cu șuruburi obișnuite sau speciale, se evidențiază ca surse de deformabilitate lucrul șurubului pe gaura asociată cu înclinarea șurubului. Așa cum s-a arătat în paragraful anterior, cedarea prin plastificarea găurii oferă rezistența și ductilitatea cea mai ridicată, dintre toate modurile de cedare. În continuare se prezintă relațiile existente în normele actuale de calcul precum și cercetări recente efectuate pentru determinarea rezistenței prin plastificarea găurii în cazul îmbinărilor cu șuruburi cu piuliță și șuruburilor autofiletante și autoperforante solicitate la forfecare.

3.2.1 Rezistența îmbinărilor cu șuruburi cu piuliță în norme de calcul și cercetări recente

3.2.1.1 CSA - 1994 Canadian Standards Association: 'Cold - Formed Steel Structural Members' [CSA94]

Relațiile pentru calculul rezistențelor îmbinărilor cu șuruburi solicitate la forfecare sunt valabile pentru grosimi ale tablelor mai mici decât 4.5mm. Standardul canadian oferă următoarea relație pentru calculul rezistenței normate la presiune pe gaura a îmbinărilor cu șuruburi:

$$B_r = C d t F_u \quad (3.2.1)$$

în care C este funcție de raportul diametru șurub/ grosime tabla, după cum urmează:

$$\begin{array}{ll} d/t < 10 & C = 3 \\ 10 < d/t < 15 & C = 30 t/d \\ d/t > 15 & C = 2 \end{array}$$

Coeficientul precizat de norma pentru rezistența de calcul este $\phi = 1.33$.

3.2.1.2 AISI -1996 American Iron and Steel Institute: 'Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural members' [AIS96]

Relațiile de calcul pentru rezistența la presiune pe gaura a îmbinărilor cu șuruburi date în această normă sunt valabile pentru grosimi ale tablelor mai mici decât 4.76mm. Rezistența normată la presiune pe gaura se definește conform Tabelului 3.2.1 și Tabelului 3.2.2.

Tab. 2.3.1 Rezistența normată pentru îmbinările cu șaibe
sub capul șurubului și sub piulița

Tip îmbinare	Limita de rupere / Limita de curgere (F_u / F_y)	Rezistența normată (P_n)	Coefficient calcul (ϕ)
Tabla interioară în îmbinare cu 2 planuri de forfecare	> 1.08	$3.33 F_u d t$	1.82
	< 1.08	$3.00 F_u d t$	1.54
Tabla în îmbinare cu un plan de forfecare sau tabla exterioară în îmbinare cu 2 planuri de forfecare	Fără limite	$3.00 F_u d t$	1.66

Tab. 2.3.2 Rezistența normată pentru îmbinările fără șaibe
sau cu o singură șaibă

Tip îmbinare	Limita de rupere / Limita de curgere (F_u / F_y)	Rezistența normată (P_n)	Coefficient calcul (ϕ)
Tabla interioară în îmbinare cu 2 planuri de forfecare	> 1.08	$3.00 F_u d t$	1.54
Tabla în îmbinare cu un plan de forfecare sau tabla exterioară în îmbinare cu 2 planuri de forfecare	> 1.08	$2.22 F_u d t$	1.43

3.2.1.3 Cercetări efectuate la Universitatea Missouri-Rolla, SUA - 1995

În cadrul Universității Missouri - Rolla, SUA, în 1994 a fost finalizat un program experimental [LAB95] în scopul actualizării formulelor de calcul pentru îmbinările cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri din normele americane existente. S-a studiat influența folosirii oțelurilor cu ductilitate redusă și de asemenea, s-a urmărit stabilirea unei formule care să limiteze deformația găurii îmbinării, cunoscând faptul că, la atingerea rezistenței ultime a îmbinării, apar deformații mari ale găurii.

In acest scop, au fost efectuate 102 teste, in 5 configurații de șuruburi, utilizând grosimi ale tablelor de la 1mm la 3mm. Diametrul șurubului a fost același in toate cazurile, de 12.7mm (A325T) cu o gaura de 14.3mm. Pentru fiecare configuratie, au fost testate 2 specimene identice. In cazul in care, la atingerea incarcarii ultime de cedare au fost constatate diferențe mai mari de 10% intre specimene, s-a efectuat si al treilea test identic.

Concluziile in ceea ce privește utilizarea otelurilor cu ductilitate redusa se regăsesc in norma AISI, prezentata in paragraful anterior.

In ceea ce privește limitarea deformației găurii, stabilita la 0.25inch (6.35mm), a fost stabilita următoarea formula

$$P_n = C d t F_u \quad (3.2.2)$$

in care parametrul C este funcție de grosimea tablei

$$C = 4.64 t + 1.53 \leq 2.4 \quad [\text{inch}] \quad (3.2.3)$$

Aceasta formula corectează relația pentru limitarea defomatiei găurii existenta in AISC - 1994, prezentata la paragraful 1.4.1.5, printr-un coeficient care tine seama de grosimea tablei. De precizat, inasa, ca diametrul șurubului (12.7mm) si toleranta găurii (1.6mm) au fost aceleași in toate testele efectuate. Se propune un coeficient pentru rezistenta de calcul de 2.22.

3.2.1.4 Cercetări efectuate la Universitatea din Salford, Marea Britanie - 1991

In cadrul Universitatii din Salford, Anglia, in 1991 a fost finalizat un program experimental [ZAD91] pentru stabilirea unor expresii simple si definitive pe care proiectanții sa le poată folosi in determinarea caracteristicilor îmbinărilor cu șuruburi a profilelor cu pereți subțiri. In acest scop, au fost efectuate 228 de teste in cadrul Universitatii, împreuna cu aproximativ alte 700 teste similare efectuate anterior in alte instituții britanice sau europene. In toate cazurile s-au folosit specimene din doua platbenzi suprapuse îmbinate cu un singur șurub, solicitate la forfecare, așa cum se arata in Figura 3.2.1.

Formula finala, stabilita pentru cedarea prin presiune pe gaura tine cont de influenta diametrului, a grosimii tablelor si de distanta pina la capătul liber in direcția aplicării incarcarii, la fel ca majoritatea formulelor stabilite de norme. Pe lingă acestea, s-a mai analizat si influenta folosirii șaiabelor prin numărul si poziția acestora, efectul forței de stingere a șurubului si efectul folosirii șuruburilor cu sau fara întreaga tija filetata. Pentru fiecare configuratie s-au efectuat minimum trei teste identice.

S-a ajuns la concluzia ca încărcarea ultima atinsa nu este proporționala cu diametrul șurubului, așa cum precizează practic toate normele existente, ci cu rădăcina pătrata a acestuia. Considerind diametru de 16mm ca referința (formula finala fiind calibrata pe acest diametru) s-a stabilit ca pentru alte dimensiuni de șurub rezistenta sa fie proporționala cu

$$d (16 / d)^{0.5} \quad [\text{mm}]$$

La fel ca in cazul diametrului, s-a găsit ca pentru grosimi de 1 - 3 mm rezistenta nu creste liniar cu grosimea tablei; doar pentru grosimi mai mari de 3mm se poate presupune o relație aproximativ liniara. Explicația consta in faptul ca la tablele subțiri cedarea prin presiune pe gaura este insotita si de voalarea tablei in dreptul îmbinării.

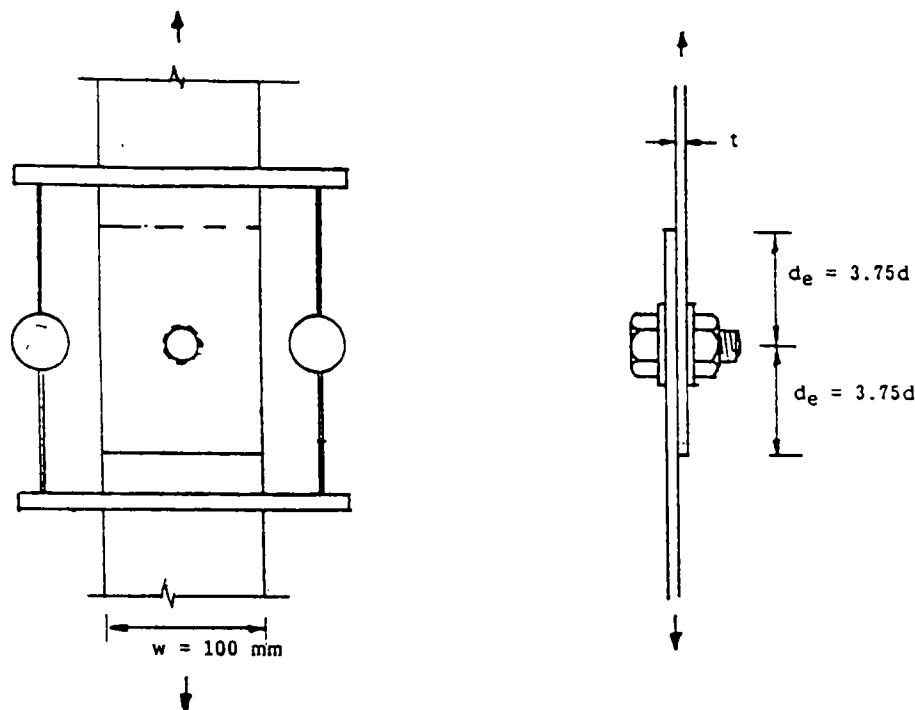


Fig. 3.2.1 Aranjament experimental

S-a găsit deasemenea ca rezistenta ultima este proporționala cu rădăcina pătrata a rezistentei de rupere a materialului, in mod asemănător cu influenta diametrului șurubului. Considerind o rezistenta de referința de 390 N/mm², rezistenta îmbinării este proporționala cu:

$$(390 / f_u)^{0.5}$$

Majoritatea testelor au fost efectuate cu o toleranta a găurii șurubului de 2mm. In citeva teste s-a folosit pentru gaura același diametru ca al șurubului, si a rezultat ca aceasta nu are nici o influenta asupra rezistentei ultime. In toate testele s-a folosit o forța de stingere de 65 N ceea ce a condus in final la o încărcare corespunzătoare alunecării șuruburilor de aproximativ 4KN. S-a concluzionat ca mărimea lunecării sau forța la care aceasta se produce nu au nici o influenta asupra rezistentei ultime. Citeva teste s-au efectuat si cu șuruburi de înalta rezistenta pretensionate, ceea ce a condus in mod evident la incarcarii corespunzătoare alunecării mai mari, dar fara influente semnificative asupra rezistentei ultime. Datorita protecției anticorozive, profile formate la rece prezintă o suprafața cu un coeficient de frecare redus, ceea ce face practic inevitabila lunecarea, chiar folosind acest tip de șuruburi. De aceea s-a concluzionat ca folosirea șuruburilor de înalta rezistenta pretensionate sunt neeconomice in cazul îmbinărilor profilelor cu pereți subțiri.

S-a constatat ca materialul din care sunt confecționate șaibele nu afectează cu nimic rezistenta îmbinării. In ceea ce privește diametrul acestora, folosirea șaiabelor cu diametru mare (34mm) fata de folosirea șaiabelor normale (30 mm) conduce la imbunatatirea rezistentei de pina la 25% in funcție de grosimea tablei. Deasemenea din punct de vedere al poziției si numărului

șaielor folosite s-a constatat că dacă se consideră o valoare de 100% a rezistenței pentru cazul folosirii a două șaibe (sub capul șurubului și sub piulița), aproximativ 80% din această rezistență se obține în cazul folosirii unei singure șaibe, indiferent de poziție, respectiv 70% pentru cazul în care nu sunt utilizate șaibe.

S-a constatat că rezistența ultimă crește pe măsura creșterii distanței la capătul liber. Aceasta, deoarece la distanțe între 1.5 - 2.5d se produce o cuplare a plasticizării tablei cu forfecarea tablei. Sub 1.5d se produce doar forfecarea tablei, iar peste 2.5d, practic, distanța pînă la capătul liber nu mai are nici un efect asupra rezistenței.

S-a constatat că folosirea întregii tije filetate scade rezistența ultimă, cu un factor egal cu raportul între diametrul efectiv la baza filetelor și diametrul nominal al șurubului.

Astfel, luînd în considerare toți factorii considerați mai sus, formula finală pentru rezistența ultimă la forfecare la cedarea prin presiune pe gaura este:

$$P_{bs} = k_1 k_2 k_3 k_4 k_5 k_6 k_7 d t f_u \quad [\text{N}; \text{mm}] \quad (3.2.4)$$

în care:

$$\begin{aligned} k_1 &= (16/d)^{0.5} \\ k_2 &= 1.9 + 0.2t \quad \text{pentru } 1 < t < 3 \text{ mm} \\ &= 2.5 \quad \text{pentru } 3 < t < 8 \text{ mm} \\ k_3 &= (390/f_u)^{0.5} \\ k_4 &= 1 \text{ pentru șaibe de diametru normal} \\ &\text{pentru șaibe de diametru mare} \\ &= 1.15 \text{ pentru } t < 2 \text{ mm} \\ &= 1.05 \text{ pentru } 2 < t < 3 \text{ mm} \\ &= 1 \text{ pentru } t > 3 \text{ mm} \\ k_5 &= 1 \text{ două șaibe} \\ &= 0.8 \text{ o șaibă} \\ &= 0.7 \text{ fără șaibe} \\ k_6 &= \min(e / 2.5d; 1) \text{ cu } (e/d)_{\min} = 1.5 \\ k_7 &= 1 \text{ pentru șuruburi cu întreaga tija filetată} \\ &= 1.15 \text{ șurub cu porțiuni nefiletate în îmbinare} \end{aligned}$$

Cercetările efectuate la universitatea din Salford au condus la corectarea formulei pentru rezistența normată la presiune pe gaura a îmbinărilor cu șuruburi solicitate la forfecare din EUROCODE 3 Part 1.3 [EUR96] prezentată în continuare. Aceasta corectură nu a inclus, însă, și efectul prezentei sau nu a șaielor, și nici efectul considerării tijei filetate sau nefiletate în porțiunea îmbinării. De asemenea, relația existentă în EUROCODE 3 consideră o variație liniară a rezistenței funcție de diametrul șurubului.

3.2.1.5 EUROCODE 3: 'Design of Steel Structures' Part 1.3: 'Cold-Formed Thin-Walled Members and Sheeting' [EUR96] - Normativ pentru calculul elementelor din otel cu pereți subțiri formate la rece. Indicativ NPO 12-1997 [NPO97]

EUROCODE 3/1.3 este norma europeană unificată de construcții metalice alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece și relațiile existente în această normă pentru calculul

îmbinărilor cu șuruburi cu piulița sunt valabile pentru grosimi ale tablelor mai mari decât 1.25mm. Relația pentru calculul rezistenței normale la presiune pe gaura a îmbinărilor cu șuruburi este:

$$F_{b,Rd} = 2.5 \alpha f_u d t \quad (3.2.5)$$

in care $\alpha = \min(1; e/3d)$
 e - distanța de la axul șurubului la marginea tablei, pe direcția forței.

Coeficientul precizat de norma pentru rezistența de calcul este $\phi = 1.25$.

Normativul românesc pentru calculul elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece, NPO 12-1997, adoptă aceeași formulă de calcul a îmbinărilor cu șuruburi pentru rezistența la presiune pe gaura, fiind o adaptare a EUROCODE 3/1.3. Acest normativ, înlocuiește STAS 10108/2-83: ‘Calculul elementelor din oțel alcătuite din profile cu pereți subțiri, formate la rece’ care aplică pentru această rezistență formula din STAS 10108/0-78 ‘Construcții civile, industriale și agricole. Calculul elementelor din oțel’ norma aflată încă în vigoare. Valoarea normată a rezistenței la presiune pe gaura este

$$R_p^n = 1.6 d t f_y \quad (3.2.6)$$

in care f_y este limita de curgere a materialului din îmbinare. Coeficientul de calcul pentru această formulă este coeficientul de calcul al rezistenței materialului, care pentru oțeluri obișnuite este 1.1.

3.2.1.6 Cercetări efectuate la Universitatea din Sydney, Australia - 1998

În cadrul Universității din Sydney, Australia, a fost inițiată o cercetare privind comportamentul îmbinărilor cu șuruburi cu piulița solicitate la forfecare pentru table cu grosimi cuprinse între 0.42mm și 1mm [HAN97]. Au fost considerate diverse configurații de șuruburi și trei calități de oțeluri.

S-a concluzionat că reprezentarea cea mai bună a comportamentului îmbinărilor șuruburilor cu piulița este dată de Standardul canadian, prezentat în paragraful 3.2.1.1, în care relația pentru cedarea îmbinării prin plastificarea găurii a fost modificată după cum urmează:

$$V_b = C t d f_u \quad (3.2.7)$$

in care parametrul C funcție de raportul diametru șurub/ grosime tablă, a suferit următoarele modificări:

$$\begin{array}{ll} d/t < 10 & C = 3 \\ 10 < d/t < 22 & C = 40 - 0.1d/t \\ d/t > 22 & C = 1.8 \end{array}$$

3.2.1.7 Studiu comparativ

În Capitolul 5 este prezentat programul experimental efectuat în scopul determinării rigidității la tracțiune a tablelor îmbinate cu un șurub, cu un montaj experimental asemănător celui din Fig. 3.2.1. În cadrul acestui program s-a efectuat și o încercare a două table cu grosimea de 3.15mm, cu limita de curgere $f_y = 277\text{N/mm}^2$ și limita de rupere $f_u = 392\text{N/mm}^2$, cu un șurub cu piulița M16 cu tija plină și cu două șaibe. Distanța de la axul șurubului la marginea tablei pe direcția forței este $e=3d=36\text{mm}$. Încărcarea s-a limitat la valoarea rezistenței de calcul a îmbinării la cedarea prin plastificarea găurii, în conformitate cu EC 3/1.3 - NPO12/1997. Forțele capabile ale îmbinării, cu valorile normate și de calcul pentru cedarea prin plastificarea tablei, calculate cu formulele prezentate în paragrafele anterioare sunt prezentate în Tabelul 3.2.3, împreună cu valoarea forței ultime, pe baza formulei determinate în cercetările de la Salford și considerată ca valoare de referință. În același tabel se precizează și caracteristica de material utilizată pentru determinarea forțelor capabile (f_u - limita de rupere, f_y - limita de curgere).

Tab. 3.2.3 Comparatie forte capabile imbinare [daN]

Formula	Material	Forța capabila	Coefficient de calcul	Forța de calcul	Forța de calcul/ Cercetări Salford
CSA - Sydney	f_u	5927	1.33	4445	0.785
EC 3/1.3-NPO12/97	f_u	4939	1.25	3951	0.697
AISI	f_u	5927	1.66	3556	0.628
STAS 10108/78	f_y	2232	1.10	2030	0.358
Missouri- Rolla	f_u	4149	2.22	1869	0.330
Salford	f_u	5665	-	-	-

Pentru cazul considerat, formulele oferite de AISI, CSA și Sydney conduc la valori identice la nivelul forțelor capabile normate. Se observă că între valoarea rezistenței normate celei mai mici (Missouri - Rolla) și valoarea cea mai mare obținută (CSA - Sydney - AISI) diferența este de peste 30%. La nivelul forțelor de calcul, formulele oferite de STAS 10108/78 care utilizează pentru caracteristica de material limita de curgere și de cercetările efectuate la Missouri - Rolla, care limitează deformația îmbinării, prezintă valori apropiate, de aproximativ 35% din forța ultimă. Forțele capabile de calcul, pentru celelalte norme, se situează la valori de peste 63% din forța ultimă. Graficul din Figura 3.2.2 arată palierele corespunzătoare forțelor de calcul în conformitate cu EC 3/1.3 - NPO 12/97 și STAS 10108/78, în comparație cu diagrama forța - deplasare experimentală. Așa cum se observă din caracteristica forța - deplasare, cit și din fotografia deformației găurii în urma încercării experimentale, prezentată în Figura 3.2.3, gaura șurubului suferă deformații plastice remanente importante, valoarea forțelor capabile de calcul determinate cu formula EC 3/1.3 - NPO12/97 depășind porțiunea de comportare liniară. În timp ce formula AISI oferă forțe de calcul inferioare cu 10%, formulele CSA - Sydney conduc la valori superioare cu 13% față de EC 3/1.3 - NPO 12/97, rezultând deci deformații plastice finale mai mari.

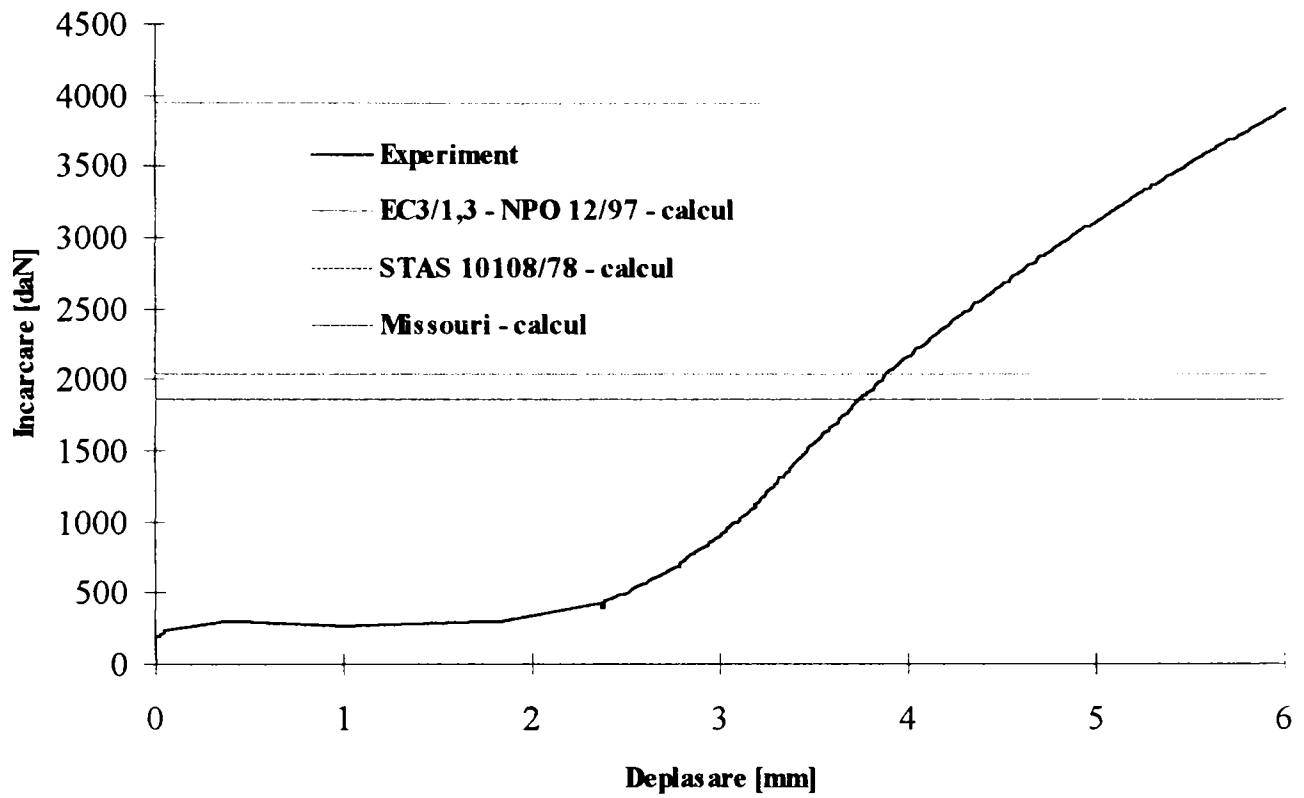


Fig. 3.2.2 Diagrama forta - deplasare experimentală

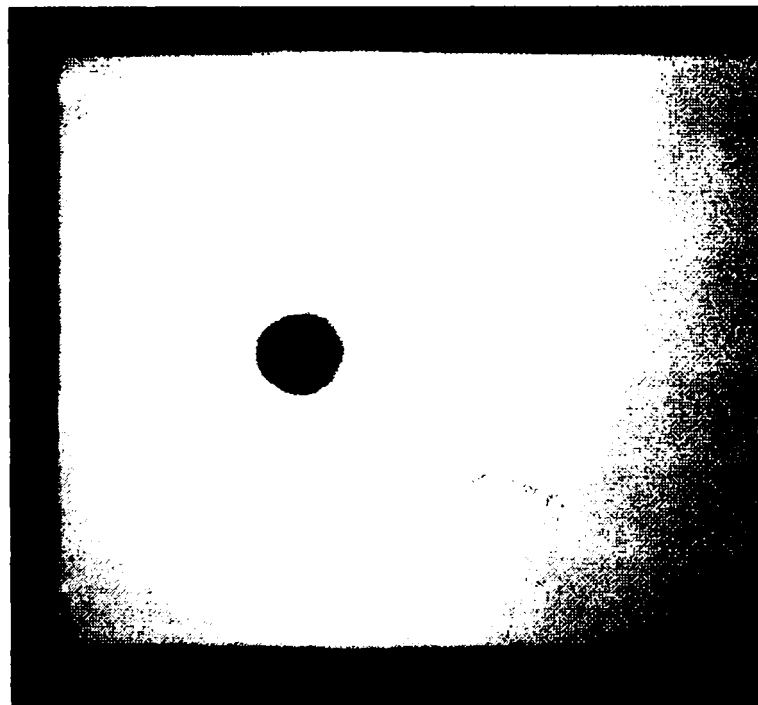


Fig. 3.2.3 Deformatia gaurii surubului

Se observa ca doar formulele STAS 10108/78 si Missouri - Rolla situează forțele de calcul in vecinătatea domeniului comportării elastice. Se face in sa observația ca limitarea deformației la 6.35mm (0.25inch) prin formula Missouri-Rolla nu semnifica neapărat păstrarea îmbinării in domeniul elastic, având in vedere ca aceasta depinde hotărâtor nu numai de grosimea tablei, ci si de toleranta găurii si diametrul șurubului, așa cum se va arata in continuare. Cercetările pe baza cărora a fost stabilita aceasta formula au considerat șuruburi de același tip (12.7mm) si cu același diametru al găurii (14.3mm). Dealtfel, pentru a putea impune o limitare a comportamentului îmbinării in domeniul elastic, expresia forței corespunzătoare ar trebui exprimata funcție de limita de curgere si nu cea de rupere. Se poate folosi, totuși, expresia limitei de rupere, tinind cont si de ductilitatea otelului folosit.

Evident, in sa, comparația la nivelul formulelor afectate de coeficienții de calcul oferă doar o evaluare aproximativa, dimensionarea efectiva a îmbinărilor intr-o structura tinind cont si de coeficienții de calcul ai incarcarilor, diferiți in diversele norme de calcul.

Nu toate standardele iau in considerație efectul prezentei șaibelor, deși acesta a fost demonstrat in mod elocvent de cercetările de la Salford. In cazul in care nu se prevedeau șaibe, valorile rezistentelor calculate conform AISI si Salford se reduceau prin coeficienți cu valori apropiate (AISI - 74% pentru cazul considerat; Salford - 70%). Din studiile efectuate la Salford s-a arătat ca interacțiunea intre cedarea de tip I (plastificare gaura) si de tip II (forfecarea marginii) încetează pentru distante intre șurub si marginea găurii mai mari decât 2.5d pe direcția forței, si nu 3d, așa cum apreciază o parte a normelor. Punând aceasta distanta ca o condiție constructiva, ușor de îndeplinit, dimensionând in mod corespunzător secțiunea neta a elementelor in dreptul îmbinării, si folosind șuruburi cu calitati mecanice superioare, singurul mod de cedare prin forfecare ramane cedarea prin presiune pe gaura, mod de cedare ductil, cu cea mai mare capacitate de deformare.

3.2.2 Rezistenta imbinarilor cu suruburi autofiletate si autoperforante in norme de calcul si cercetari recente

3.2.2.1 CSA - 1994 Canadian Standards Association: 'Cold - Formed Steel Structural Members' [CSA94]

Standardul canadian oferă ca valoare a rezistentei normate la presiune pe gaura a îmbinărilor cu șuruburi autofiletante sau autoperforante următoarea formula:

$$B_r = \min (C d t F_u; C (t + t_1) d F_u) \quad (3.2.8)$$

in care:

t, t_1 -grosimea tablelor din îmbinare (t este grosimea tablei mai subțiri)

$d/t < 10$ $C = 3$

$10 < d/t < 15$ $C = 30 t/d$

$d/t > 15$ $C = 2$

Coeficientul precizat de norma pentru rezistenta de calcul este 1.33.

3.2.2.2 AISI -1996 American Iron and Steel Institute: 'Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural members' [AIS96]

Relațiile pentru rezistența la presiune pe gaura a îmbinărilor cu șuruburi speciale date în această normă sunt valabile pentru diametre ale conectorilor cuprinse între 2.03-6.35mm. Se face diferențierea funcție de raportul grosimilor tablelor după cum urmează:

Pentru $t_2 / t_1 < 1.0$ rezistența normată la presiune pe gaura este minimul dintre:

$$\begin{aligned} P_{ns} &= 4.2 (t_2^3 d)^{0.5} F_{u2} \\ P_{ns} &= 2.7 t_1 d F_{u1} \\ P_{ns} &= 2.7 t_2 d F_{u2} \end{aligned} \quad (3.2.9a,b,c)$$

în care t_1 și F_{u1} reprezintă grosimea, respectiv limita de rupere a tablei în contact cu capul șurubului, iar t_2 și F_{u2} reprezintă grosimea, respectiv limita de rupere a tablei care nu este în contact cu capul șurubului.

Pentru $t_2 / t_1 > 2.5$ rezistența normată la presiune pe gaura este minimul dintre:

$$\begin{aligned} P_{ns} &= 2.7 t_1 d F_{u1} \\ P_{ns} &= 2.7 t_2 d F_{u2} \end{aligned} \quad (3.2.10a,b)$$

Pentru cazul în care raportul grosimilor se situează între 1.0-2.5, rezistența normată la presiune pe gaura se calculează printr-o interpolare liniară între minimul obținut din primul set de relații și minimul obținut în cel de al doilea set de relații.

Coeficientul precizat de normă pentru rezistența de calcul este 2.

3.2.2.3 EUROCODE 3: 'Design of Steel Structures' Part 1.3: 'Cold-Formed Thin-Walled Members and Sheeting' - Normativ pentru calculul elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece. Indicativ NPO 12-1997 [NPO97]

Relațiile existente în norma europeană unificată de construcții metalice alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece și în norma românească, adaptată EUROCODE 3/1.3, pentru calculul îmbinărilor cu șuruburi autofiletante și autoperforante sunt valabile pentru grosimi ale tablelor mai mari decât 0.9mm și diametre ale șuruburilor cuprinse între 3-8mm. În aceste norme se face precizarea că amplasarea capului șurubului trebuie făcută astfel încât acesta să fie în contact cu tabla cea mai subțire. Relația pentru calculul rezistenței normate la presiune pe gaura a îmbinărilor cu șuruburi este:

$$F_{b,Rd} = \alpha f_u d t \quad (3.2.11)$$

în care, prin coeficientul α se ține cont de posibilitatea cedării prin smulgerea conectorului:

$$\begin{aligned} \alpha &= 3.2 (t/d)^{0.5} \text{ pentru } t = t_1 \\ \alpha &= 2.1 \text{ pentru } t > 2.5t_1 \end{aligned}$$

Pentru valori intermediare ale raportului grosimilor, coeficientul α se determina prin interpolare liniara. Coeficientul precizat de norma pentru rezistenta de calcul este 1.25.

3.2.2.4 Cercetări efectuate la Universitatea din Liege, Belgia - 1996

In cadrul Universitatii din Liege, Belgia, a fost finalizat in 1996 un program de cercetare având ca scop studiul îmbinărilor profilelor cu pereți subțiri formate la rece cu șuruburi speciale, bolțuri impuscate si nituri [FAN96]. Au fost efectuate 300 de teste cu îmbinări supuse la forfecare, in regim static, precum si 58 de teste cu îmbinări supuse la forfecare in regim dinamic. S-au considerat 5 grosimi diferite pentru table, si doua calitati de oteluri.

Rezistenta normata la cedare prin presiune pe gaura, pentru cazul șuruburilor autofiletante si autoperforante, este diferențiată funcție de raportul grosimilor tablelor după cum urmează:

$$\begin{aligned} t_m / t_s < 1 & \quad P_n = t_{thin} d f_{u,thin} f_1 \\ t_m / t_s > 1 & \quad P_n = t_{thin} d f_{u,thin} f_1 f_2 \end{aligned} \quad (3.2.12)$$

in care:

t_m - grosimea tablei care nu se afla in contact cu capul conectorului

t_s - grosimea tablei care se afla in contact cu capul conectorului

t_{thin} - valoarea minima dintre t_m si t_s

$$f_1(t_{thin} / d) = -6 (t_{thin} / d)^2 + 5.7(t_{thin}/d) + 0.7 \quad (3.2.13a,b,c)$$

$$f_2(t_m/t_s, t_s) = (t_m/t_s - 1) (0.25t_s^2 - t_s + 1.4) + 1 \quad t_m/t_s < 2.4$$

$$f_2(t_s) = 0.35t_s^2 - 1.4t_s^2 - t_s + 1.4 + 1 \quad t_m/t_s < 2.4$$

Aceste formule sunt valabile pentru grosimi ale tablelor cuprinse intre 0.55-2.2mm si diametre ale conectorilor cuprinse intre 3.4-4.9mm.

Se propune un coeficient pentru rezistenta de calcul similar celui din EC3 / 1.3, $\phi = 0.8$.

O concluzie importanta a cercetării se refera la considerarea unei rezistente corespunzătoare sarcinilor de serviciu (starea limita a exploatării normale). Pentru îmbinări solicitate la incarcarii reversibile importante - spre exemplu îmbinare intr-o învelitoare de tabla cutata, care actioneaza ca o diafragma, pentru ca aceasta sa fie eficienta, comportamentul îmbinărilor trebuie controlat printr-o deformație acceptabila. O alta problema este ca, sub incarcarii ciclice repetate, otelul supus la tensiuni mai mari decât limita de curgere poate ceda. De aceea, se impune limitarea rezistentei de calcul, pentru astfel de situații, intr-un domeniu apropiat de cel elastic.

S-a găsit ca pentru a îndeplini aceasta condiție, rezistenta de calcul pentru starea limita a exploatării normale sa fie limitata la 50% din încărcarea maxima, P_n . Astfel, coeficientul de calcul este 2.

3.2.2.5 Cercetări efectuate la Universitatea din Sydney, Australia - 1997

În cadrul Universității din Sydney, Australia, a fost finalizată în 1997 o cercetare privind comportamentul îmbinărilor cu șuruburi autofiletante și autoperforante solicitate la forfecare pentru table cu grosimi cuprinse între 0.4 - 1mm [HAN97]. Au fost considerate diverse configurații de șuruburi și două calități de oțeluri. S-au ales 8 tipuri diferite de șuruburi speciale; s-a avut în vedere eliminarea posibilității cedării prin forfecare.

În urma prelucrării rezultatelor programului experimental care a conținut 150 de teste, s-au stabilit un set de relații care se bazează pe corectarea relațiilor existente în norma americană AISI, introducând în locul coeficienților constanți din relații, un coeficient care variază funcție de rapoartele între diametrul conectorului și grosimile tablelor, coeficient exprimat în mod asemănător celui existent în norma canadiană.

Astfel, rezistența normată la cedare prin presiune pe gaura este diferențiată funcție de raportul grosimilor tablelor după cum urmează:

Pentru $t_2 / t_1 < 1.0$ este minimul dintre:

$$P_{ns} = 4.2 (t_2^3 d)^{0.5} F_{u2} \quad (3.2.14a,b,c)$$

$$P_{ns} = C_1 t_1 d F_{u1}$$

$$P_{ns} = C_2 t_2 d F_{u2}$$

în care t_1 și F_{u1} reprezintă grosimea, respectiv limita de rupere a tablei în contact cu capul șurubului, iar t_2 și F_{u2} reprezintă grosimea, respectiv limita de rupere a tablei care nu este în contact cu capul șurubului. C_1 și C_2 se calculează funcție de raportul diametru conector/grosime tabla după cum urmează:

$$d/t < 6 \quad C = 2.7$$

$$6 < d/t < 13 \quad C = 3.3 - 0.1 t/d$$

$$d/t > 13 \quad C = 2$$

Pentru $t_2 / t_1 > 2.5$ rezistența normată la presiune pe gaura este minimul dintre:

$$P_{ns} = C_1 t_1 d F_{u1} \quad (3.2.15a,b)$$

$$P_{ns} = C_2 t_2 d F_{u2}$$

Pentru cazul în care raportul grosimilor se situează între 1.0-2.5, rezistența normată la presiune pe gaura se calculează printr-o interpolare liniară între minimul obținut din primul set de relații și minimul obținut în cel de al doilea set de relații. Coeficientul de calcul este 2.

3.2.2.6 Studiu comparativ

Se consideră o îmbinare a două table cu grosimi de 0.6mm (pentru tabla care se află în contact cu capul conectorului) respectiv 1mm (pentru tabla care nu se află în contact cu capul conectorului). Calitatea materialului este aceeași pentru ambele table $f_u = 718 \text{ N/mm}^2$. Prinderea se realizează un șurub autofiletant cu diametrul 4.9mm. Distanța de la axul șurubului la marginea tablei pe direcția forței este $e > 3d = 15\text{mm}$.

Forțele capabile normate și de calcul pentru cedarea prin presiune pe gaura/ înclinare conector sunt prezentate în Tabelul 3.2.4.

Tab. 3.2.4 Comparație forțe capabile [daN]

Formula	Material	Forța capabila	Coefficient de calcul	Forța de calcul
CSA	f_u	422	1.33	316
AISI	f_u	570	2.00	285
EC 3/1.3-NPO12/97	f_u	329	1.25	263
Sydney	f_u	523	2.00	262
Liege	f_u	515	2.00	257

Se observa că între valorile normate minime (EC3/1.3 - NPO12/97) și maxime (AISI) diferența este de peste 40%.

Analizând, valorile de calcul, rezultă că rezultatele obținute cu EC3/1.3 - NPO12/97 sunt apropiate, la diferențe sub 3%, de domeniul comportamentului elastic, determinat de testele efectuate la Liege. Formula AISI depășește cu 10% această valoare în timp ce formula CSA se depărtează semnificativ de domeniul comportării elastice, la diferențe ale forței de calcul de peste 23%.

Aceeași observație trebuie făcută însă, ca în cazul îmbinărilor șuruburilor cu piulița; expresia forței corespunzătoare pentru limitarea comportării îmbinării în domeniul elastic ar trebui exprimată funcție de limita de curgere și nu cea de rupere a materialului, putând fi folosită expresia limitei de rupere, ținând cont și de ductilitatea oțelului folosit. De asemenea, se poate face observația că procedura de limitare a comportamentului îmbinării în domeniul elastic nu trebuie să modifice coeficientul de calcul al formulei inițiale, așa cum s-a făcut în cercetările de la Liege, ci să se bazeze pe calibrarea expresiei normate pe baza studiului comportării curbei forța - deformație a îmbinării.

La fel ca în cazul șuruburilor cu piulița, impunând distanța pînă la marginea elementului, pe direcția forței, ca o condiție constructivă, ușor de îndeplinit, dimensionând în mod corespunzător secțiunea netă a elementelor în dreptul îmbinării, și folosind șuruburi cu calități mecanice superioare, singurul mod de cedare prin forfecare rămâne cedarea prin plastificarea gaurii/ înclinarea conectorului, tip de cedare ductil, cu cea mai mare capacitate de deformare.

Limitarea comportării îmbinărilor cu șuruburi autofiletante și autoperforante în domeniul elastic, reprezintă un aspect deosebit de important, cu precădere în cazul considerării în calculul de ansamblu al structurii al efectului de diafragma al învelitorii de tabla cutată, care contribuie la contravintuirea structurii. Aceasta se prinde de paneele acoperisului și de riglele de perete prin intermediul șuruburilor autofiletante și autoperforante, gaura rezultată în procesul de asamblare avînd același diametru ca cel al șurubului. În cazul depășirii limitei de

comportament elastic al îmbinării, găurile șuruburilor suferă deformatii plastice, care, pentru solicitări ciclice, de tipul seismului, sau pentru unele situații, chiar de tipul vântului, fac inoperant acest efect de contravintuire. In plus, deformațiile plastice ale găurilor îmbinărilor tablelor exterioare înseamnă distrugerea etanșeității învelitorii.

Avind in vedere ca in structurile de rezistenta alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece sunt utilizate îmbinări cu șuruburi sollicitate preponderent la forfecare, limitarea comportamentului in domeniul elastic ar trebui extins si in cazul șuruburilor cu piulița, pe baza aceluiași observații. Pentru o structura de tip cadru (cum este cea prezentata in capitolul 1, spre exemplu) deformarea plastica a găurilor înseamnă, in cazul solicitărilor ciclice, lunecari importante in îmbinări, care pot conduce la depășirea criteriului de dimensionare la starea limita a exploatării normale. Studii recente [KIT96] au arătat ca lunecările inițiale ale îmbinărilor afectează in mod important doar deformabilitatea structurii, nu si forța de cedare. Concluziile acestea sunt insa valabile doar pentru structurile reticulate, pentru care a fost efectuat acest studiu. In cazul structurilor de tip cadru, deplasările sporite datorita lunecărilor inițiale mari pot conduce la efecte de ordinul doi importante, deci la sporuri semnificative ale eforturilor unitare. Mai mult decit atat, pentru îmbinări sollicitate la incarcarii reversibile importante sub incarcarii ciclice repetate, oțelul supus la tensiuni mai mari decât limita de curgere poate ceda. România este o tara cu solicitări seismice importante si de aceea acest aspect trebuie luat in considerare.

3.3 RIGIDITATEA ÎMBINĂRILOR CU ȘURUBURI LA PROFILE CU PEREȚI SUBȚIRI

3.3.1 Conceptul de semirigiditate a îmbinărilor

Așa cum s-a arătat în Capitolul 1, pe parcursul proiectării structurilor este dificil să se modifice greutatea materialelor cu mai mult de 10%, dar este foarte ușor să se revizuiască îmbinările în vederea unei reduceri a costului acestora și evitării unor cheltuieli suplimentare, ca de exemplu pentru rigidizarea locală a elementelor în zona îmbinării, precum și timpul necesar cautării unor șuruburi speciale având ca efect oprirea întregului front de lucru. Soluțiile de îmbinări moderne, caută, pe cât posibil, să realizeze detalii care să permită sudura doar în ateliere, iar pe șantier asamblarea să se efectueze cu șuruburi. Elementul tipic al unei îmbinări cu șuruburi care poate duce la un înalt nivel de productivitate este chiar șurubul. Tendința generală în țările industrializate este actualmente de reducere a tipurilor de șuruburi utilizate, folosind șuruburi cu tija filetată pe toată lungimea și un număr redus de tipodimensiuni.

Ca o consecință a faptului că se încearcă realizarea unor îmbinări cât mai simple, fără utilizarea de rigidizări suplimentare, acestea vor avea o rigiditate mai scăzută la rotire, față de varianta nodului rigid, utilizată în mod uzual în practică, în proiectare fiind necesară considerarea acestui aspect. Față de modelarea tradițională în proiectare a nodurilor, în care îmbinările sunt considerate ca fiind articulate sau rigide, norma europeană unificată pentru construcții metalice, EUROCODE 3 [EUR92], recunoaște conceptul de nod semirigid cu rezistența parțială sau totală. Aceasta se bazează pe observațiile generale efectuate în timpul diverselor programe experimentale în care s-a demonstrat că în realitate comportamentul îmbinărilor metalice se găsește undeva între aceste extreme. Aceasta înseamnă că toate îmbinările vor avea o anumită rigiditate la rotire și o anumită valoare a momentului rezistent. Totuși, în anumite cazuri, valorile momentului rezistent și ale rigidității la rotire pot fi ori foarte mari ori foarte reduse, caz în care este rezonabil, din motive de proiectare, considerarea ipotezei clasice de nod articulat sau rigid; EUROCODE 3 recunoaște aceste posibilități și propune o clasificare a îmbinărilor din punct de vedere al rezistenței și rigidității.

Îmbinările influențează comportamentul structurii prin relația care există între momentul aplicat pe capătul grinzii și rotirea acesteia, care rezultă într-o caracteristică neliniară așa cum se arată în Figura 3.3.1.

Efectul semirigidității îmbinării se poate ilustra prin comportamentul unei grinzi cu o singură deschidere, cu diverse condiții de rezemare, ca în Figura 3.3.2. În cazul în care grinda este dublu articulată, momentul maxim și săgeata maximă se obțin la mijlocul deschiderii. În cazul prinderii dublu încastrate, valoarea maximă a momentului se obține în reazeme, dar reprezintă doar două treimi din valoarea precedentă iar săgeata se reduce la jumătate. Pentru prinderea semirigidă, în funcție de valoarea rigidității, momentul maxim se obține în cimp sau pe reazeme, dar întotdeauna va fi mai mic decât valoarea corespunzătoare grinzii dublu articulate, respectiv dublu încastrate; ideal ar fi obținerea aceluiași moment în cimp ca și în reazem, ceea ce ar conduce la momente de dimensionare mai mici decât în cazurile clasice.

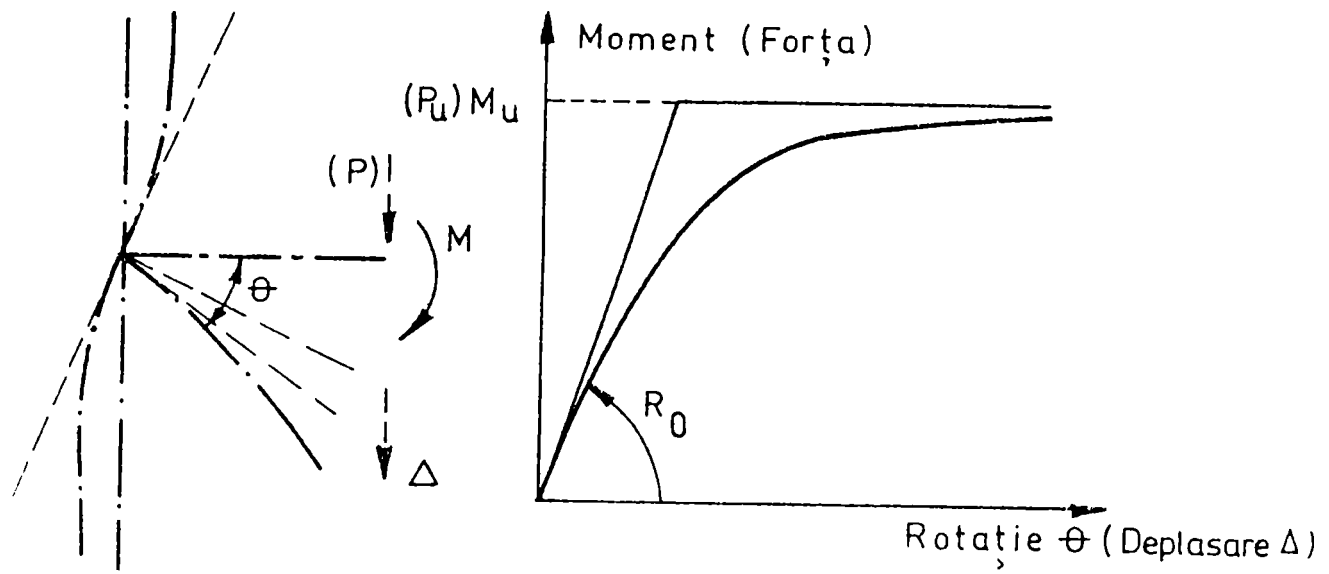


Fig. 3.3.1 Comportarea semirigida

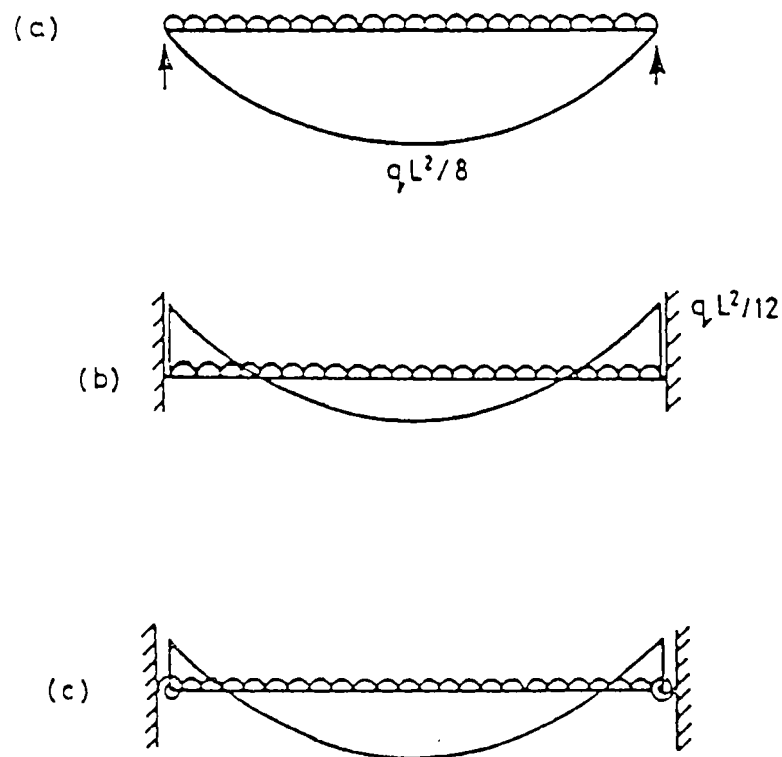


Fig. 3.3.2 Efectul semirigiditatii

Elementul nu se poate, insa, considera in mod separat de structura; acesta trebuie privit in contextul elementelor cu care este in legatura si in functie de aceasta se poate vorbi despre o comportare mai rigida sau flexibila. In Figura 3.3.3 se prezintă variante idealizate ale curbelor moment-rotire aranjate ca perechi ale aceluiași moment rezistent (A-B si C-D).

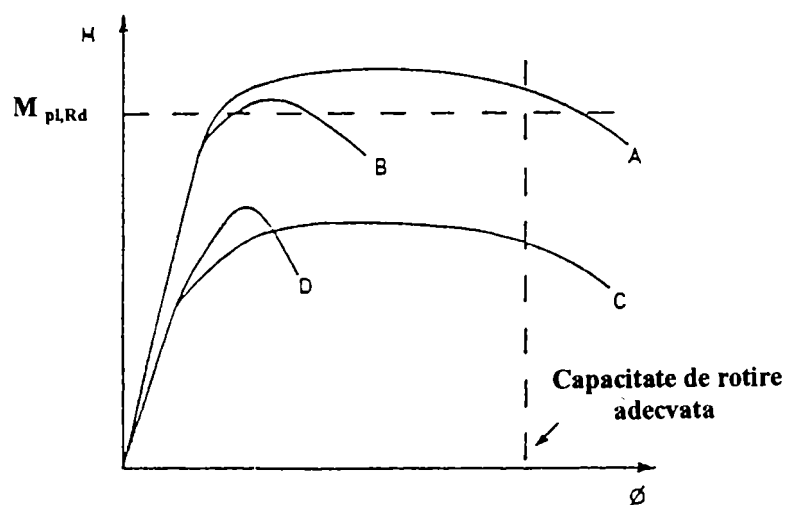


Fig. 3.3.3 Caracteristici moment-rotire idealizate

Curba A - se pretează la orice aplicație; îmbinarea este mai puternică decât grinda și este ductilă, posedând o capacitate de rotație adecvată dezvoltării articulațiilor plastice

Curba B - îmbinarea este mai puternică decât grinda și nu necesită capacitate de rotație mărită, deoarece capacitatea de încărcare a structurii va fi guvernată de dezvoltarea articulațiilor plastice în grindă.

Curba C - îmbinarea cedează înaintea grinzii, dar este ductilă, cu o capacitate de rotație suficientă pentru a permite redistribuirea momentelor care să conducă la mecanismul de cedare

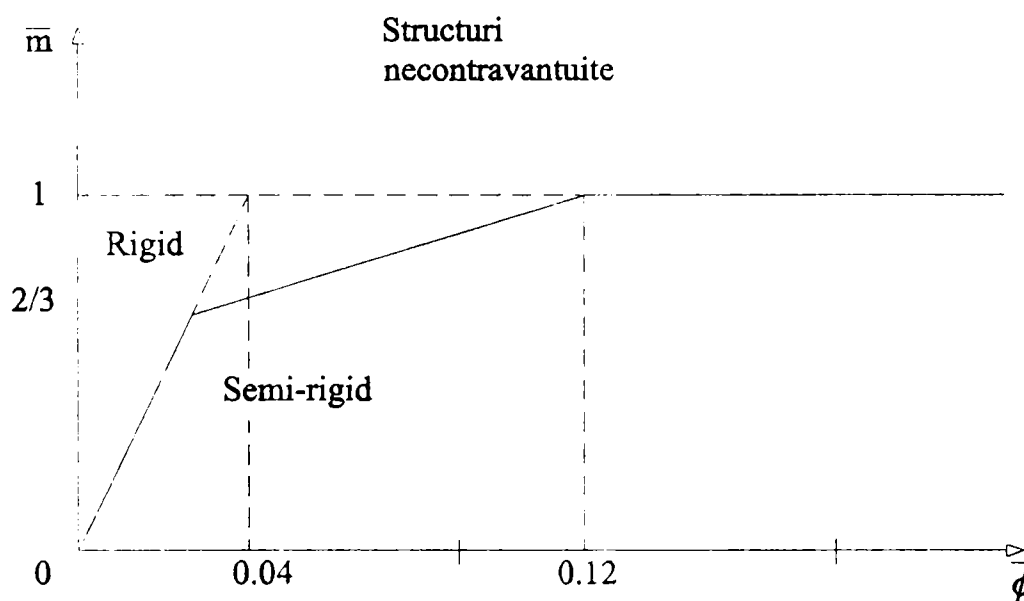
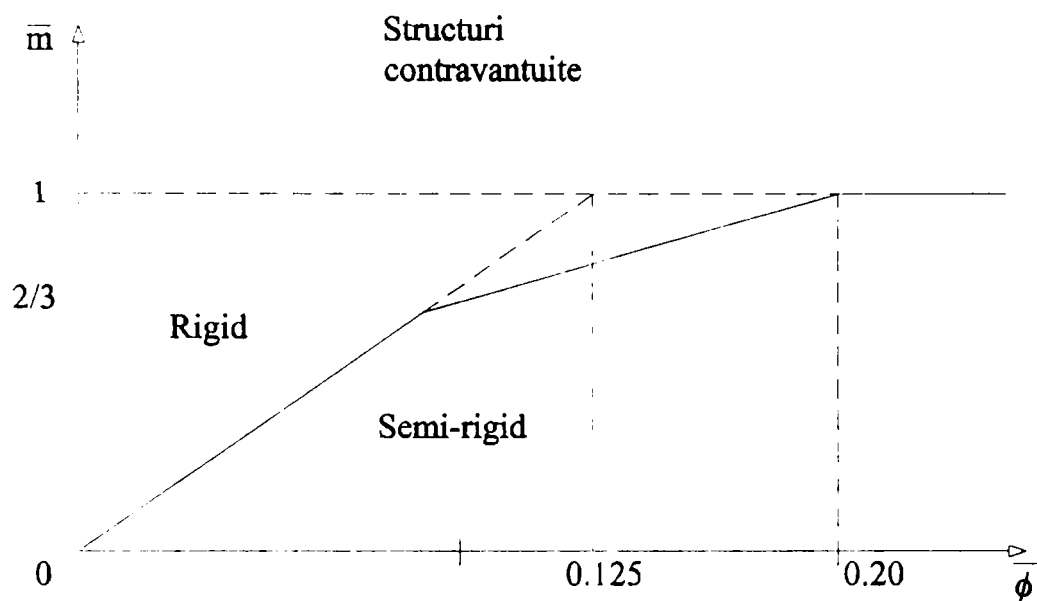
Curba D - îmbinarea cedează înaintea grinzii și nu are capacitate de rotație; acest caz poate fi utilizat doar într-o analiză elastică a structurii

La stabilirea comportării unei îmbinări semirigide, trebuie să se considere trei caracteristici, și anume rigiditatea la rotație, capacitatea de rezistență și capacitatea de rotație.

EUROCODE 3 oferă proiectantului un criteriu de caracterizare al îmbinării în funcție de caracteristicile îmbinării, precum și de caracteristicile de rezistență și lungimea grinzii din îmbinare. Așa cum se arată în Figura 3.3.4 se face distincție între cazul structurilor contravintuite sau necontravintuite. Linia plină din cele două grafice prezintă limita de nod rigid cu rezistență totală. În cazul în care curba moment-rotire se află sub această linie, este îndeplinită condiția de nod semirigid și mai trebuie făcută verificarea comparativă cu condiția de articulație. Astfel, dacă momentul plastic ultim al îmbinării este mai mic decât 25% din momentul plastic al grinzii, și dacă rigiditatea inițială la rotație a îmbinării este mai mică decât 50% din rigiditatea la rotație a unei console cu caracteristicile sectionale și lungimea grinzii, îmbinarea se consideră a fi articulată. Prin aceste limitări, EUROCODE 3 acceptă ipotezele clasice de comportament ale îmbinărilor, deoarece în anumite condiții un calcul în varianta de nod semirigid devine oneros.

În mod evident, în modelarea numerică a comportamentului unei îmbinări semirigide, este de preferat pe cât posibil introducerea în calcul a curbei de comportament moment-rotire

neliniara, dar se poate considera si o caracteristica biliniara, cu o valoare a rigiditatii inițiale egala cu jumătate din rigiditatea inițiala in cazul structurilor necontravantuite si cu o treime din rigiditatea inițiala in cazul structurilor contravantuire.



$$\bar{m} = \frac{M}{M_{pl,Rd}}$$

$$\bar{\phi} = \frac{EI\phi}{LM_{pl,Rd}}$$

Fig. 3.3.4 Clasificarea imbinarilor in conformitate cu EUROCODE 3

3.3.2 Îmbinări semirigide la structuri alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece

Încercări experimentale ale îmbinărilor cu șuruburi la profile cu pereți subțiri formate la rece au fost efectuate încă din anul 1940. Principala preocupare a fost însă găsirea de formule adecvate pentru exprimarea rezistenței, fără a fi efectuate studii importante cu privire la rigiditatea acestui tip de îmbinări.

Analizând comportamentul a unei îmbinări cu un singur șurub a două table subțiri, așa cum este cea arătată în Figura 3.2.2, se observa că, după depășirea forței de alunecare, caracteristica forță - deformație prezintă o înclinare accentuată față de verticală. Acest comportament este tipic îmbinărilor cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri, supuse la forfecare, principalele componente ale deformabilității fiind alungirea găurilor asociată cu penetrarea șurubului în tabla subțire. În cazul îmbinărilor supuse acțiunii momentului încovoietor, determinarea rigidității acestora este deosebit de importantă. În Figura 3.3.5 este arătat cum, pentru o pană de acoperiș a cărei continuitate se asigură printr-o îmbinare cu șuruburi deasupra reazemului, momentul încovoietor este distribuit diferit în structura, față de ipoteza îmbinărilor rigide; momentul de dimensionare scade pe reazem, crește în cimp, iar săgeata panii va fi mai mare.

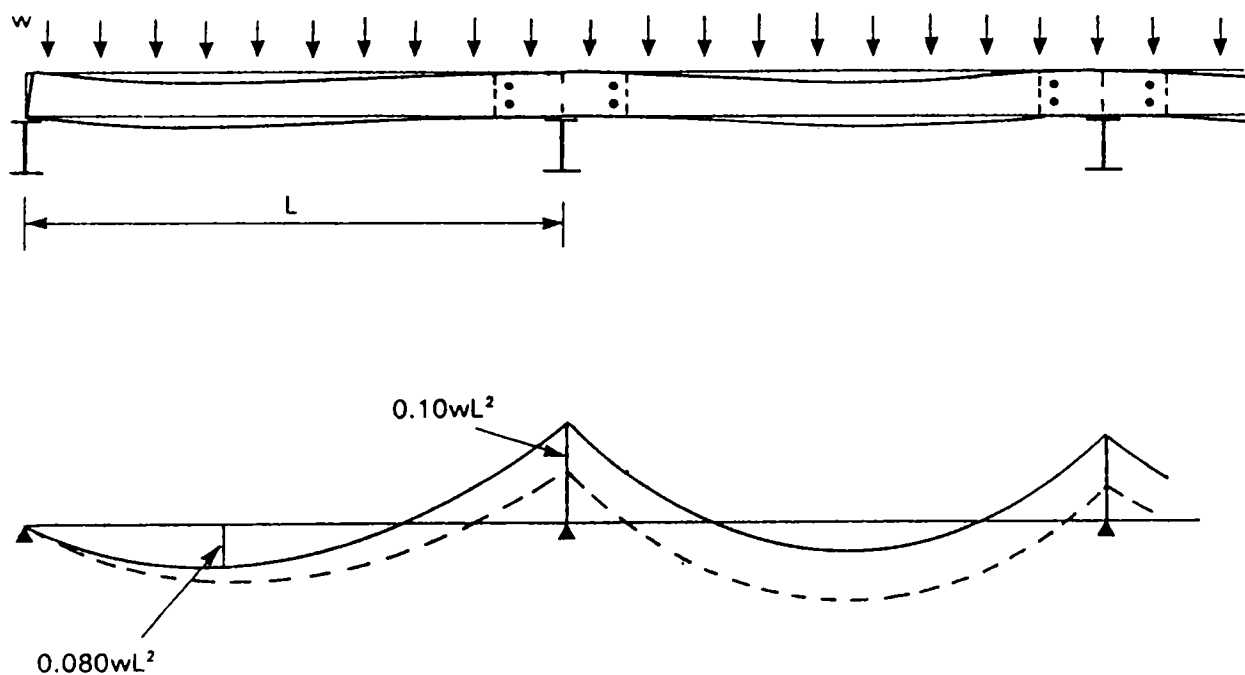


Fig. 3.3.5 Momente încovoietoare pentru o pană îmbinată pe reazem

Acest comportament de tip semirigid este important a fi luat în considerare, de asemenea, pentru cazul cadrelor alcătuite din profile formate la rece, unde, de asemenea, flexibilitatea îmbinărilor conduce la o redistribuire a momentelor încovoietoare și la o creștere a deplasărilor față de ipoteza nodurilor rigide.

Pentru anumite structuri, însă, cum este cazul fermelor alcătuite din profile formate la rece cu secțiune compusă, îmbinate cu șuruburi, comportamentul de tip semirigid al îmbinărilor poate

fi benefic pentru elementele care se dimensionează din condiția de zveltețe, contribuind la micșorarea lungimii de flambaj a barelor, in comparație cu ipoteza clasica, a nodurilor articulate. Pe de alta parte, insa, apar momente încovoietoare suplimentare datorita rigiditatilor prinderilor. fata de ipoteza nodurilor articulate, care conduc la sporuri de eforturi unitare de dimensionare.

Studiul rigiditatii axiale si la încovoiere a îmbinărilor cu șuruburi ale elementelor cu pereți subțiri este, deci important din punct de vedere al siguranței structurilor, considerarea comportamentului real al îmbinărilor putind avea, pentru anumite situații un efect benefic. sau dimpotrivă sa conducă la subdimensionarea anumitor elemente.

Cercetări efectuate pina in prezent asupra rigiditatii îmbinărilor cu șuruburi ale profilelor formate la rece sunt prezentate in paragrafele următoare.

3.3.3 Cercetări privind determinarea rigiditatii îmbinărilor cu șurubului autofiletante si autoperforante

3.3.3.1 Cercetări efectuate la Universitatea din Delft, Olanda - 1976

In urma unui studiu asupra îmbinărilor cu conectori mecanici in cazul elementelor cu pereți subțiri formate la rece, la Universitatea din Delft, studiu finalizat in anul 1976, s-a pus pentru prima data problema determinării rigiditatii acestor tipuri de îmbinări [TNO76].

Studiul in acest sens s-a concentrat asupra determinării flexibilitatii îmbinărilor cu șuruburi autofiletante si autoperforante. Au fost efectuate teste pe îmbinări cu un singur șurub, cu un aranjament experimental asemănător celui folosit la programul experimental efectuat la Universitatea din Salford [ZAD91] prezentat in paragraful 3.2.1.4, precum si citeva teste pe îmbinări in T, așa cum se arata in Figura 3.3.6.

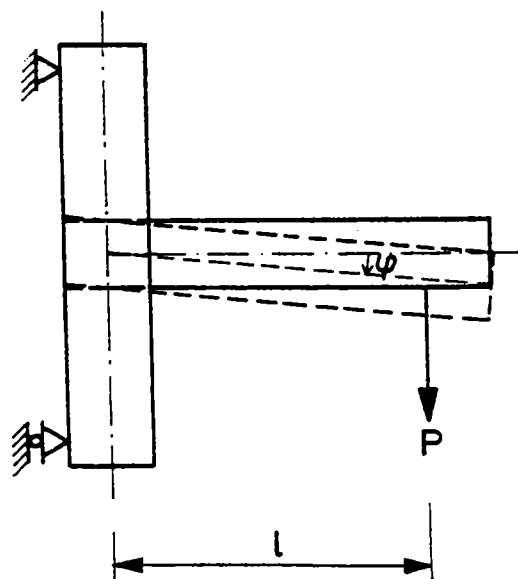


Fig. 3.3.6 Model experimental [TNO76]

În urma comparării rezultatelor, s-a concluzionat că se pot folosi rezultatele din analiza îmbinărilor cu un singur șurub și pentru determinarea caracteristicilor de rezistență și rigiditate ale diverselor configurații de șuruburi. Flexibilitatea unei îmbinări cu un singur șurub se definește cu următoarea formulă:

$$c = \delta_c / P_d \quad (3.3.1)$$

în care:

$$\delta_c = \delta + 2 s_s$$

$\delta = \sum \delta_i / n$ - este valoarea medie a deformației la nivelul forței P_d

obținută din 'n' încercări

s_s - este abaterea medie pătratică a deformației la nivelul forței P_d

$P_d = 2.1 d t \sigma_e$ - este rezistența de calcul a îmbinării, pentru tipul I de cedare

De remarcat că în această formulare, rezistența de calcul este exprimată în funcție de limita de curgere a materialului. Aceasta conduce la valori comparabile cu cele obținute folosind formula pentru determinarea rezistenței la starea limită a exploatarei normale, determinată la Universitatea din Liege [FAN96].

Procedura propusă în urma acestui studiu este doar una experimentală; nu sunt date formule pentru calculul acestei flexibilități. Importanța este doar această procedură și faptul că motivează, în urma unui studiu experimental complex, supraevaluarea flexibilității îmbinării determinată experimental.

Motivul pentru care, prin această procedură, se supraevaluează flexibilitatea este că în calculul de stabilitate și în calculul deplasărilor unei structuri, aceasta conduce la rezultate securitare. Pentru determinarea rezistenței îmbinării, însă, această procedură oferă rezultate însecuritare, o rigiditate mai mică a îmbinării conducând la eforturi de calcul reduse. Acest aspect poate fi însă corectat folosind un coeficient supraunitar de multiplicare al eforturilor din îmbinări. Acest coeficient de siguranță poate fi obținut în urma unui studiu statistic complet al rigidității la tracțiune a tablelor îmbinate cu un singur șurub și se studiază în Capitolul 5 al tezei.

3.3.3.2 Cercetări efectuate la Universitatea din Liege, Belgia - 1996 [FAN96]

În Recomandările ECCS pentru considerarea efectului de diafragma a tablei cutate a învelitorii, pentru calculul rigidității la forfecare a ansamblului pană (rigle de perete) - tablă cutată, un parametru important îl constituie rigiditatea la forfecare a îmbinărilor. Câteva valori ale rigidităților acestor îmbinări, funcție de tipul conectorului și grosimile tablelor îmbinate sunt propuse în această normă. Din cercetările efectuate la Liege [FAN96] a rezultat că aceste rigidități nu corespund valorilor de exploatare, așa cum au fost definite în paragraful 3.2.2.4, fiind însecuritare.

Limitând forța corespunzătoare de exploatare la 50% din forța ultimă a îmbinării, păstrind deci comportamentul îmbinării în domeniul elastic, așa cum s-a arătat în paragraful 3.2.2.4, se definește rigiditatea îmbinării ca fiind raportul între rezistența calculată la acest nivel de solicitare și deplasarea corespunzătoare. Relația pentru calculul rigidității la forfecare a unei îmbinări cu șuruburi autofiletante sau autopercorante este, în aceste condiții

$$K_{sev,sc} = 1.3 S_1 S_2 \quad [\text{Kn/mm}] \quad (3.3.2)$$

in care

$$S_1(t_s) = 3.74t_s - 1.24 \quad S_2(t_m/t_s) = 0.4(t_m/t_s) + 0.63 \quad (3.3.3a,b)$$

Domeniul de valabilitate al formulei este pentru grosimi ale tablelor cuprinse între 0.63-2.2mm și pentru un diametru unic al conectorului de 4.9mm.

În [FAN96] sunt date curbe ale produsului coeficienților $S_1 S_2$ funcție de grosimea tablelor din îmbinare, împreună cu tabele de calcul ale rigiditatilor îmbinărilor cu nituri și bolțuri impuscate, determinate în cadrul aceluiași studiu.

3.3.4 Cercetări privind determinarea rigidității îmbinărilor cu șuruburi cu piulita

În cadrul programului experimental condus la Universitatea din Salford [ZAD91], descris în paragraful 3.2.1.4, s-a urmărit și caracteristica încărcare-deplasare, care este arătată, pentru diverse grosimi ale tablelor, în Figura 3.3.7.

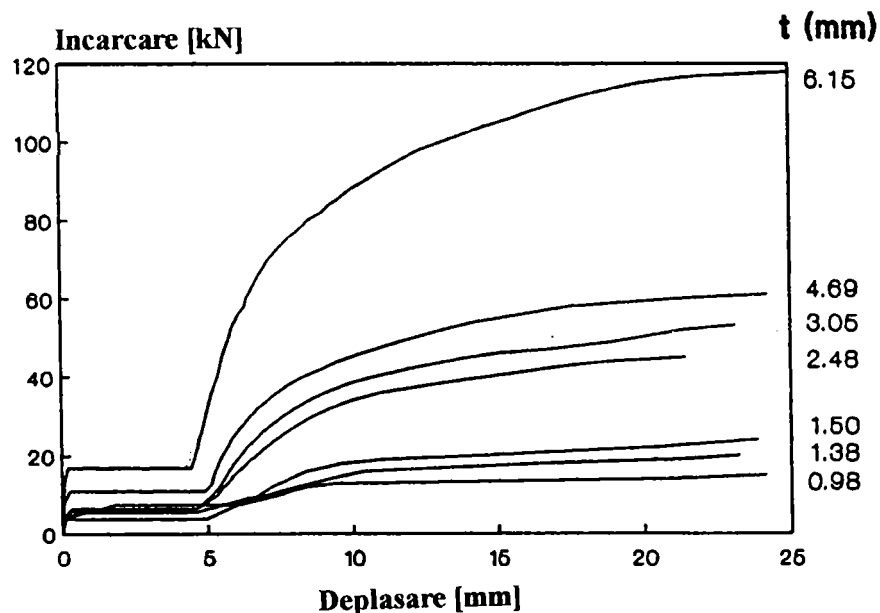


Fig. 3.3.7 Curbe încarcare- deplasare pentru diferite grosimi de table

Aceste curbe pot fi idealizate ca în Figura 3.3.8 pentru a oferi caracteristicile generale. Înclinările celor două părți ale graficului sunt aproximativ egale ($\tan \alpha$) iar inversa acestora, $\tan \beta$, este flexibilitatea îmbinării în unități deplasare/încărcare [mm/kN]. Astfel flexibilitatea îmbinării este definită ca fiind tangenta primei porțiuni a caracteristicii încărcare - deplasare, după consumarea lunecării. Lunecarea nu poate fi evitată în îmbinările cu șuruburi obișnuite, aceasta producându-se la un nivel al forței de forfecare cuprins între 300-500daN.

Dintre parametrii folosiți la determinarea rezistenței îmbinării, s-a găsit ca doar citiva au influența asupra flexibilității. Se precizează că diametrul șurubului a fost același, de 16mm, în toate testele efectuate.

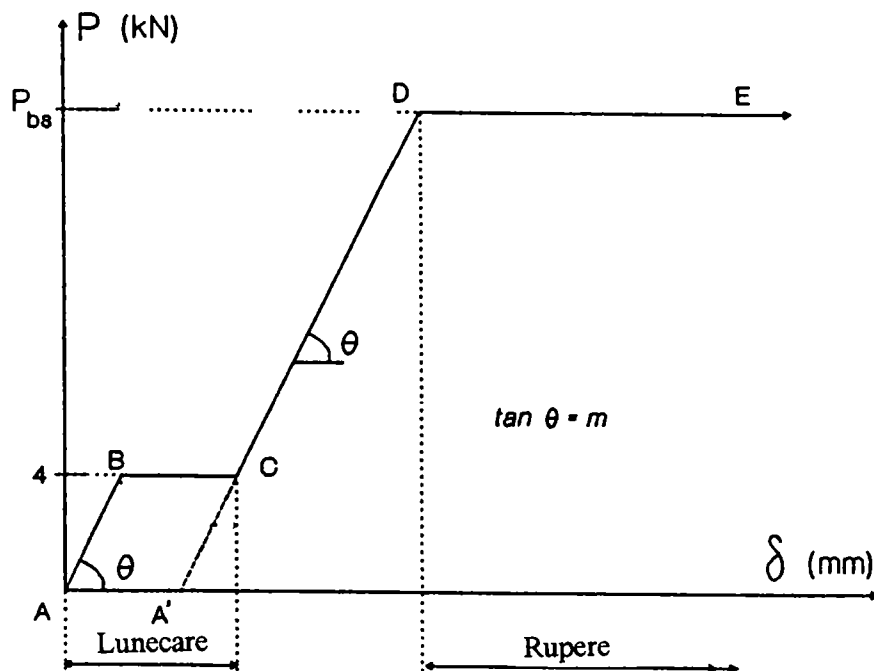


Fig. 3.3.8 Caracteristica incarcare-deformatie idealizata

Grosimea tablei

Funcție de grosimea tablelor, s-au calculat flexibilitățile după producerea alunecării și s-au reprezentat într-un grafic ca în Figura 3.3.9. S-a constatat că flexibilitatea este invers proporțională cu grosimea tablei.

Valorile din acest grafic s-au obținut prin testarea a două table de aceeași grosime în îmbinare. S-a constatat, folosind grosimi de table diferite, că flexibilitatea totală este suma flexibilităților componente ale celor două table, așa cum se arată în Figura 3.3.10. În cazul studiului de rezistență, limitarea este dată, evident, de către tabla de grosime mai mică.

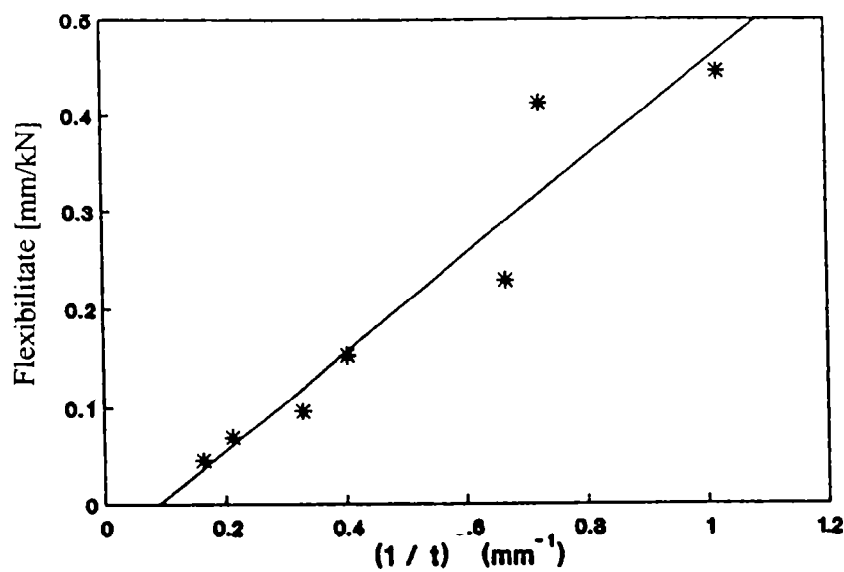


Fig. 3.3.9 Valori experimentale ale flexibilitatii comparativ cu $1/t$

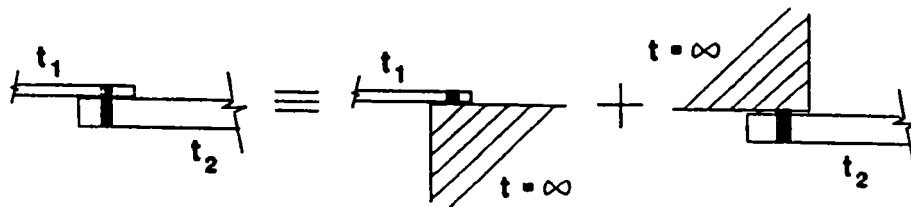


Fig. 3.3.10 Acumularea deformației celor doua table

Folosirea întregii tije filetate

La fel ca in cazul rezistentei, s-a constatat ca folosirea întregii tije filetate conduce la dublarea flexibilitatii. La proiectare acest efect poate fi considerat in mod avantajos, prin alegerea judicioasa a lungimii porțiunii nefiletate a șurubului.

Toleranta găurii șurubului

Flexibilitatea îmbinării este aproape dubla pentru găuri cu diametrul cu 2mm mai mare decit diametrul șurubului, fata de îmbinarea cu diametrul arii egal cu cel al șurubului. In cazul diametrelor egale, in care inca de la început șurubul este in contact cu suprafața găurii, in cazul unei diferențe de 2mm intre diametre, apar concentrări de tensiuni localizate in zona de contact, ceea ce conduce la o creștere a deformabilitatii.

Luind in considerare cele enumerate anterior, s-a stabilit expresia flexibilitatii imbinarii a doua table subtiri imbinare cu un surub, este (pentru o toleranta a găurii șurubului de 2mm)

$$c = 5 n (10 / t_1 - 10 / t_2 - 2) 10^{-3} \quad [\text{mm}/\text{KN}] \quad (3.3.4)$$

in care factorul n se considera 3 pentru cazul îmbinărilor cu tija nefiletata in porțiunea îmbinării si 5 pentru întreaga tija filetata. Pentru cazul in care diametrul găurii este egal cu diametrul șurubului, acestei formule se aplica un coeficient de 0.6.

3.4 CONCLUZII

Din analiza comportării unei îmbinări cu un singur șurub a doua table subțiri, s-a observat ca, după depășirea forței de lunecare, curba forța - deplasare prezintă o înclinare accentuată față de verticală. Acest comportament este tipic îmbinărilor cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri, supuse la forfecare, fiind datorat grosimilor reduse ale tablelor. În cazul îmbinărilor supuse acțiunii momentului încovoietor, determinarea rigidității acestora este deosebit de importantă, flexibilitatea îmbinărilor conducând la redistribuirea eforturilor în structură și la creșterea deformațiilor față de varianta structurii cu noduri rigide.

Așa cum au arătat diverși autori [TNO76] [ZAD91] se pot folosi rezultatele din analiza îmbinărilor cu un singur șurub solicitate la forfecare și pentru determinarea caracteristicilor de rezistență și rigiditate ale diverselor configurații de șuruburi. Pentru ca un calcul de stabilitate și calculul deplasărilor unei structuri să conducă la rezultate securitare, în stabilirea formulei flexibilității tablelor îmbinate cu un singur șurub, prin mijloace experimentale, aceasta trebuie să fie supraevaluată. În termeni de rigiditate a îmbinării, aceasta înseamnă o subevaluare a acesteia; procedura de calibrare a formulei rigidității îmbinării cu un șurub va fi astfel analogă procedurii pentru o mărime de tip rezistență. Pentru determinarea eforturilor de dimensionare a îmbinării, însă, subevaluarea rigidității îmbinărilor oferă rezultate insecurity, o rigiditate mai mică a îmbinării conducând la eforturi de calcul reduse. Acest aspect poate fi însă îndreptat folosind un coeficient supraunitar de multiplicare al eforturilor din îmbinări.

Pentru cazul îmbinărilor cu șuruburi cu piulița, singura formulă (3.3.4) existentă în momentul de față, determinată pe baza cercetărilor experimentale la universitatea din Salford [ZAD91] s-a bazat pe teste efectuate pe același tip de șuruburi, M16, deci nu înglobează efectul diametrului. Mai mult decât atât, testele au fost efectuate cu o toleranță a găurii șurubului de 2mm. Toleranțele uzuale folosite în îmbinările cu șuruburi, pentru diametre mai mici decât M16, și folosite în mod curent în România sunt de 1mm. Este deci necesară corectarea acestei formule care să conțină influența diametrului șurubului, pentru cazul practic al șuruburilor cu întreaga tijă filetată (uzual la îmbinările cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri) și cu o toleranță a diametrului găurii de 1mm (în execuție nu este practica folosirea șuruburilor precise).

Studiile efectuate asupra rigidității îmbinărilor cu șuruburi autofiletante și autoperforante, folosesc pentru determinarea acesteia raportul între forța corespunzătoare stării limită a exploatații normale și deplasarea corespunzătoare acesteia. În toate formulările, forța corespunzătoare stării limită a exploatații normale situează comportamentul îmbinării în domeniul elastic.

Asigurarea efectului de conlucrare a învelitorii de tablă cutată cu structura de rezistență necesită ca la proiectare să se aibă în vedere limitarea eforturilor de forfecare în șurub astfel încât să nu se producă deformația plastică a găurilor șuruburilor, datorită a câtorva aspecte importante:

- alungirile găurilor șuruburilor de prindere a tablei cutate conduce la distrugerea etanșității acoperișului și pereților;
- prin alungirea plastică a găurilor, apar jocuri în îmbinări, care reduc, până la anulare, efectul de diafragma în cazul unui alt cutremur (la șuruburile autofiletante, diametrul găurii este egal cu diametrul șurubului).

Evitarea deformației plastice a găurilor poate fi asigurată prin utilizarea unor relații de calcul a conectorilor care să limiteze comportamentul șuruburilor în domeniul elastic.

Având în vedere că în structurile de rezistență alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece sunt utilizate îmbinări cu șuruburi sollicitate preponderent la forfecare, limitarea comportamentului în domeniul elastic ar trebui extins și în cazul șuruburilor cu piulița, pe baza aceluiași observații, pentru a putea avea în proiectare siguranța modelării de tip "resort liniar" a îmbinării. Pentru îmbinările sollicitate la încărcări reversibile importante, oțelul supus la tensiuni mai mari decât limita de curgere poate ceda. România este o țară cu solicitări seismice importante și de aceea acest aspect trebuie luat în considerare. Dealtfel, fiind în domeniul profilelor cu pereți subțiri formate la rece, la care atît calculul de ansamblu al structurii cît și calculul elementelor se conduce în domeniul elastic (Metoda IV de calcul pentru profile de Clasa IV, prezentată în Capitolul 1) nu are o motivație rațională acceptarea plastificarilor în îmbinări.

Se poate însă accepta, în calculul la stări limită ultime de rezistență și stabilitate, depășirea limitei elastice, cu limitarea deformației plastice, în mod asemănător formulării Missouri - Rolla, limitarea comportamentului în domeniul elastic făcîndu-se, eventual, în calculul la starea limită a exploatării normale. În acest sens însă, sunt necesare studii parametrice complexe, pentru determinarea efectelor pe care le are, în structură, dezvoltarea deformațiilor plastice în îmbinări, și stabilirea, pe baza concluziilor acestor studii, a limitelor acceptabile de ovalizare a găurilor.

Pentru o structură de tip cadru deformația plastică a găurilor înseamnă, în cazul solicitărilor ciclice, lunecări importante în îmbinări, care pot conduce, în primul rînd, la depășirea criteriului de dimensionare la starea limită a exploatării normale. Mai mult decît atît, deplasările sporite datorită lunecărilor inițiale mari pot conduce la efecte de ordinul doi importante în stilpi, deci la sporuri semnificative ale eforturilor unitare.

La nivelul rezistențelor de calcul, formula Missouri - Rolla [LAB95] care impune limitarea deformației totale a îmbinării, nu asigură, însă, păstrarea comportării în domeniul elastic, avînd în vedere că deformația îmbinării depinde hotărât nu numai de grosimea tablei, ci și de toleranța găurii și diametrul șurubului, parametri care nu au fost considerați în programul experimental. Cercetări viitoare asupra calibrării unor formule care să limiteze deformațiile îmbinării (eventual chiar a unor deformații plastice controlate, în cazul în care acestea sunt acceptate în calcul) vor trebui să țină cont și de acești parametri.

Pentru a putea impune, însă, o limitare a comportamentului îmbinării în domeniul elastic, expresia forței corespunzătoare ar trebui exprimată funcție de limita de curgere și nu cea de rupere. Deasemenea, procedura de limitare a comportamentului îmbinării în domeniul elastic nu trebuie să însemne modificarea coeficientului de calcul al formulei, ci să se bazeze pe calibrarea expresiei normale pe baza studiului comportării curbei forță - deformație a îmbinării.

Deci, pentru determinarea formulei rigidității tablelor îmbinate cu un șurub este suficientă studiarea porțiunii liniare a curbei forță-deplasare, care va defini rigiditatea elastică a îmbinării, rezistența de calcul fiind limitată în domeniul elastic.

Cercetările experimentale și numerice cuprinse în această teză vizează determinarea rigiditatilor îmbinărilor cu șuruburi cu piulița ale profilelor formate la rece și nu își propune determinarea unei expresii pentru limitarea comportamentului acestui tip de îmbinări în domeniul elastic. Pentru calculul îmbinărilor, acolo unde a fost necesară stabilirea rezistenței de calcul a acestora s-a folosit formula STAS 10108/78, care exprimă rezistența funcție de limita de curgere a materialului și limitează comportamentul într-un domeniu apropiat de cel elastic.

BIBLIOGRAFIE

[AIS96] American Iron and Steel Institute, 1996 Edition of the Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members, Washington DC, USA, 1996

[CSA94] Canadian Standards Association, Cold - formed Steel Structural Members, S136, Ontario, Canada, 1994

[DUB97] Dubina D., Zaharia R., Mechanical fastenings in cold-formed steel structures, COST C1 Report, WG 1 Meeting, 26-27 May, 1997, Otaniemi, Helsinki, Finland

[EUR92] European Convention for Standardisation, EUROCODE 3 Design of Steel Structures, Part 1.1, 'General Rules and Rules for Buildings', 1992

[EUR96] European Convention for Standardisation, EUROCODE 3 Design of steel structures Part 1.3 General rules, Supplementary rules for cold formed thin gauge members and sheeting, Brussels, Belgium, 1996

[FAN96] Fan L., Contribution to steel sheet connections of screws, blind rivets and cartridge fired pins, PhD Thesis, Universite de Liege, 1996

[HAN97] Hancock G.J, Rogers C.A, Bolted connection tests of thin G550 and G300 sheet steels, Research Report R749, University of Sydney, 1997

[HAN98] Hancock G.J, Rogers C.A, Failure modes of bolted sheet steel connections loaded in shear, Research Report R772, University of Sydney, 1998

[KIT94] Kitipornchai S., Al-Bermani F., Effect of bolt slippage on ultimate behaviour of lattice structures, Journal of Structural Engineering, 1994

[LAB95] LaBoube R. A., Yu W. W., Halcomb B. D., Tensile and bearing capacities of bolted connections, Final Summary Report, Center for Cold - formed Steel Structures, University of Missouri - Rolla, USA, 1995

[NPO97] Normativ pentru calculul elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece, Indicativ NPO 12-1997, 1997

[TNO76] TNO Delft, Research Report BI-76-78: Connections in cold- rolled sections, 1976

[YUW76] Yu W. W., Moshby R. L., Bolted connections in cold -formed steel structures, Second Progress Report, University of Missouri - Rolla, 1976

[ZAD91] Zadanfarrokh, F. 'Analysis and design of bolted connections in cold formed steel members' PhD thesis, University of Salford, 1991

4. FERME METALICE DIN PROFILE FORMATE LA RECE CU IMBINARI MECANICE

4.1 STADIUL ACTUAL AL CALCULULUI FERMELOR ALCATUITE DIN PROFILE FORMATE LA RECE CU IMBINARI MECANICE

4.1.1 Prezentare generala

Structurile metalice alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece de tipul grinzilor cu zăbrele, reprezintă o soluție care cistiga din ce in ce mai mult teren in tarile dezvoltate din vestul si centrul Europei, SUA, Australia si tarile dezvoltate din Asia. Reducerea consumului de otel poate ajunge pina la 40% fata de grinzile cu zăbrele laminate la cald. In Figura 4.1.1 sunt prezentate citeva exemple de astfel de structuri.

Tehnologiile de imbinare a profilelor care alcatuiesc aceste ferme trebuie sa evite distrugerea protectiei anticorozive. Din acest punct de vedere, imbinarile cu conectori mecanici, prin stantare, amprentare, cu suruburi obisnuite sau speciale, precum si imbinarile cu adezivi sunt acceptabile. Imbinarile cu suruburi sunt, practic, cele mai avantajoase, atat din punct de vedere al costurilor de productie, cit si ca manevrabilitate si timp de executie.

Un domeniu larg de aplicare al fermelor metalice din profile formate la rece cu imbinari mecanice il reprezintă fermele utilizate in structurile șarpantelor, arătate in Figura 4.1.1. Inlocuirea structurii din lemn cu o structura din bare metalice cu pereți subțiri nu mareste prețul de cost al sarpanei. Topologia fermelor diferă funcție de panta acoperișului. Au fost dezvoltate diverse prototipuri de șarpante, printre care si cu ferme dese, dispuse la 60 cm, care se preteaza foarte bine la sistemul constructiv de tip ‘wall stud’ al caselor metalice. Pereții profilelor pentru astfel de ferme de acoperiș sunt suficient de subțiri, astfel incit astereala de lemn sa fie prinsa cu cuie direct pe profile.

Un foarte bun exemplu de ferme metalice alcătuite din profile cu pereți subțiri îmbinate cu șuruburi, care pot acoperi deschideri de pina la 60m, sunt cele produse de firma SADEF, arătate in Figura 4.1.2. Tălpile acestor tipuri de ferme sunt alcătuite din doua profile C solidarizate intre ele prin cupoane din același tip de profil, prinse cu șuruburi in mod asemănător prinderi montanților si diagonalelor. Sistemul prezintă avantajul unei execuții mai simple decit soluția clasica de solidarizare cu plăcute, in cazul profilelor laminate grele, dar, in același timp, solidarizările din profile C sunt mai flexibile. Diagonalele sunt alcătuite dintr-un singur profil C. Prinderea diagonalei de tălpile fermei se face cu minimum doua șuruburi in axul tăpii profilului.

Figura 4.1.3 prezintă citeva detalii tipice de alcătuire a acestui tip de ferma metalica.

Structura acoperișului șarpantelor ușoare in cadrul cărora se utilizează acest tip de ferme este identica celei clasice incluzind învelitoarea propriu-zisa, pane, sisteme de contravintuire si fermele din elemente cu pereți subțiri.

Pentru învelitoare se folosesc table cutate, ondulate sau cu nervuri, placi fibrolemnoase sau materiale derivate din lemn. Utilizarea învelitorii de tabla cutata de otel conduce la realizarea unei diafragme cu rezistenta buna la forfecare, capabile sa se opună deplasării structurii in planul acoperișului si sa asigure stabilitatea laterala a tăpii superioare. Normele moderne de calcul iau in considerare acest efect.

Panele au rolul de prindere a învelitorii și se execută în general din profile Z. Panele se pot rezema pe cupoanele de solidarizare, așa cum se arată în Figura 4.1.3, sau pe corniere prinse direct pe talpa superioară a fermei. Panele așezate des oferă o rezemare laterală a fermei când sunt asigurate contra deplasării în planul acoperișului.

În ceea ce privește talpa inferioară, aceasta poate ajunge în situația de pierdere a stabilității prin compresiune atunci când asupra acoperișului acționează o succțiune suficient de puternică. Se cunoaște că în cazul cel mai defavorabil lungimea de flambaj al acestei tălpi este egală cu deschiderea. De obicei, în această situație, talpa inferioară nu face față unei verificări de stabilitate. Rezolvarea problemei stabilității tălpii inferioare se face prin intermediul unui sistem de contravinturi.

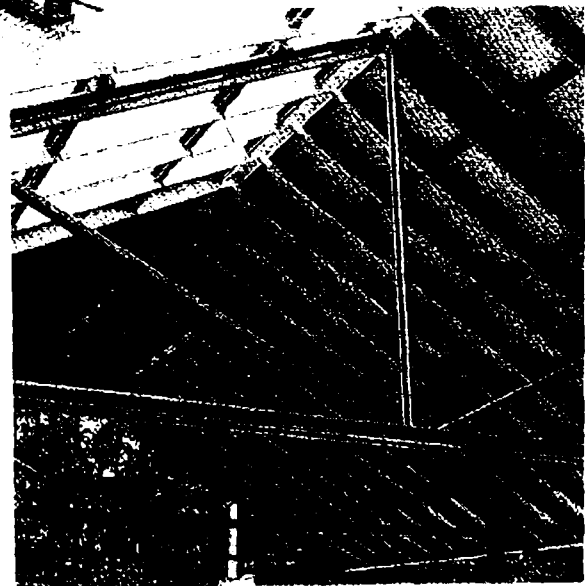
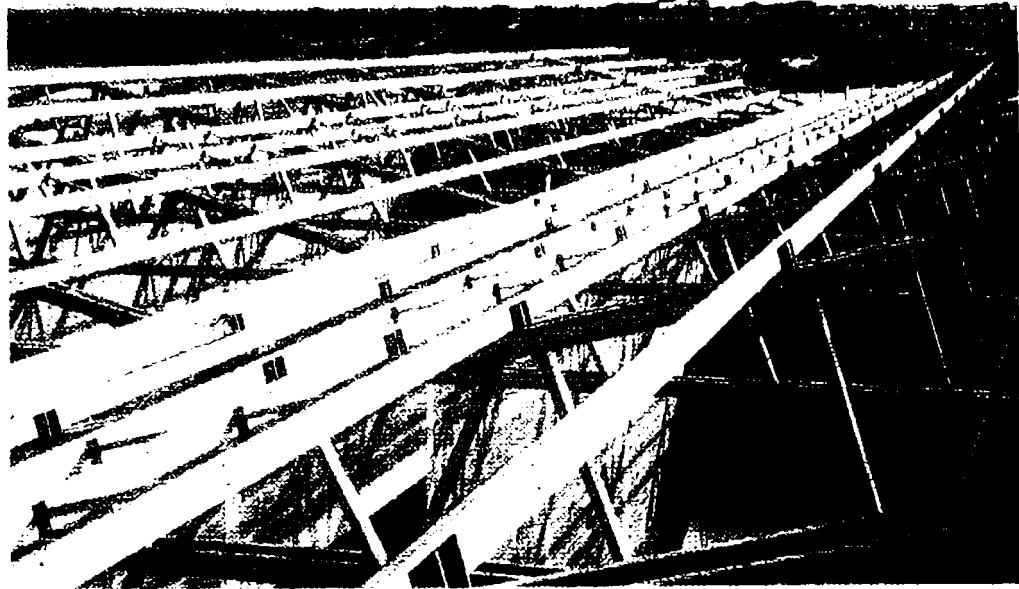


Fig. 4.1.1 Ferme metalice alcatuite din profile cu pereti

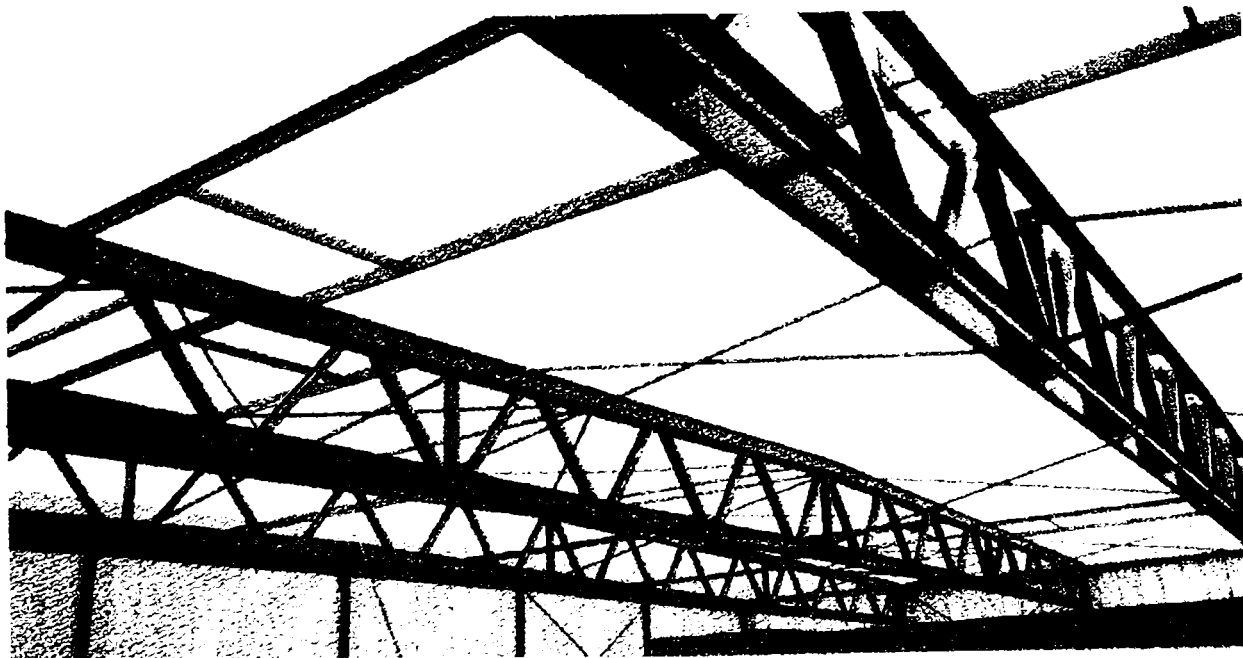
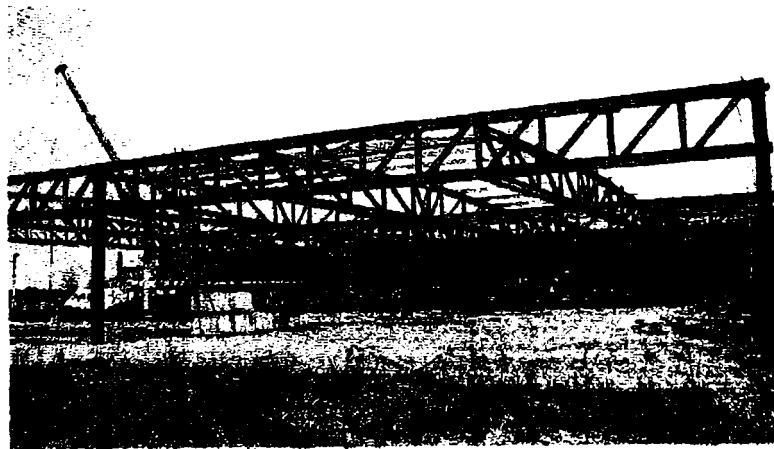
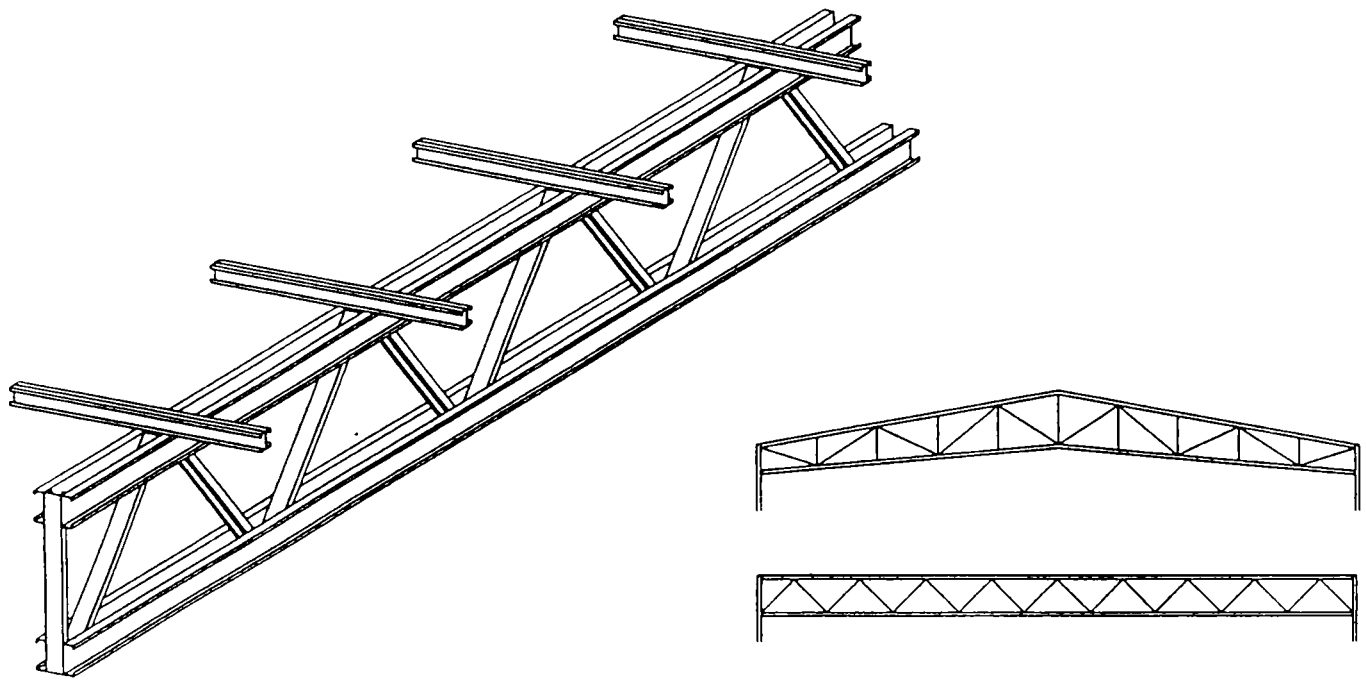


Fig. 4.1.2 Ferme metalice de tip SADEF

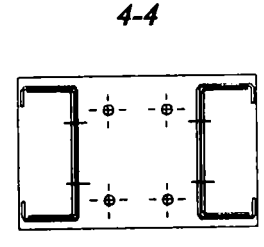
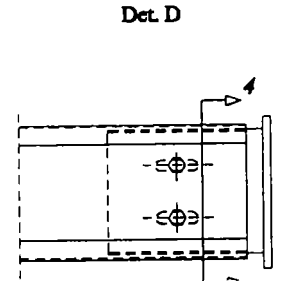
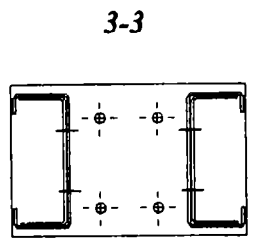
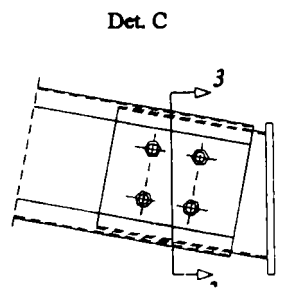
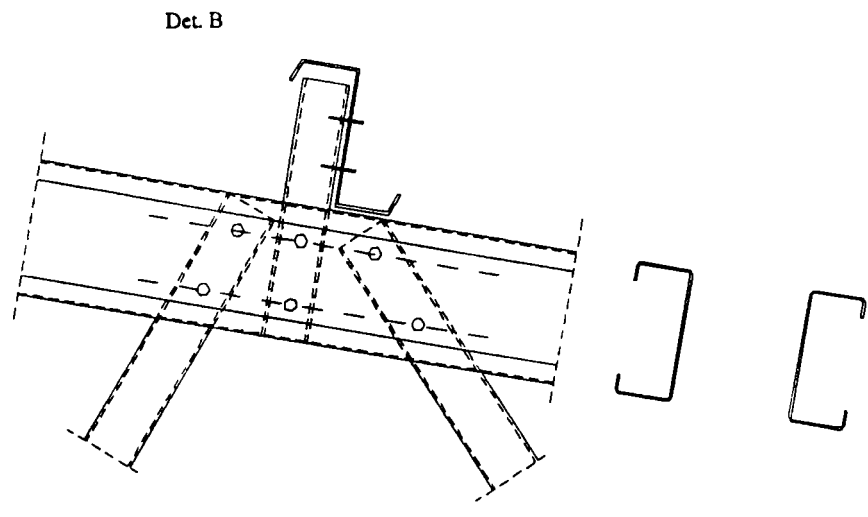
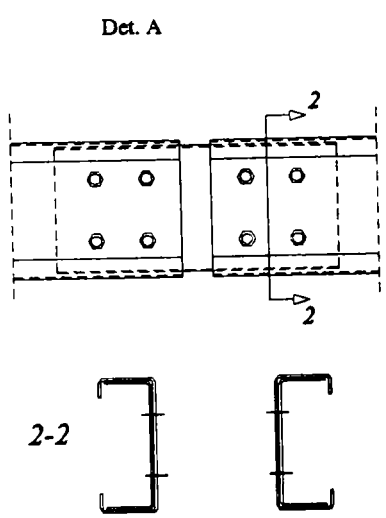
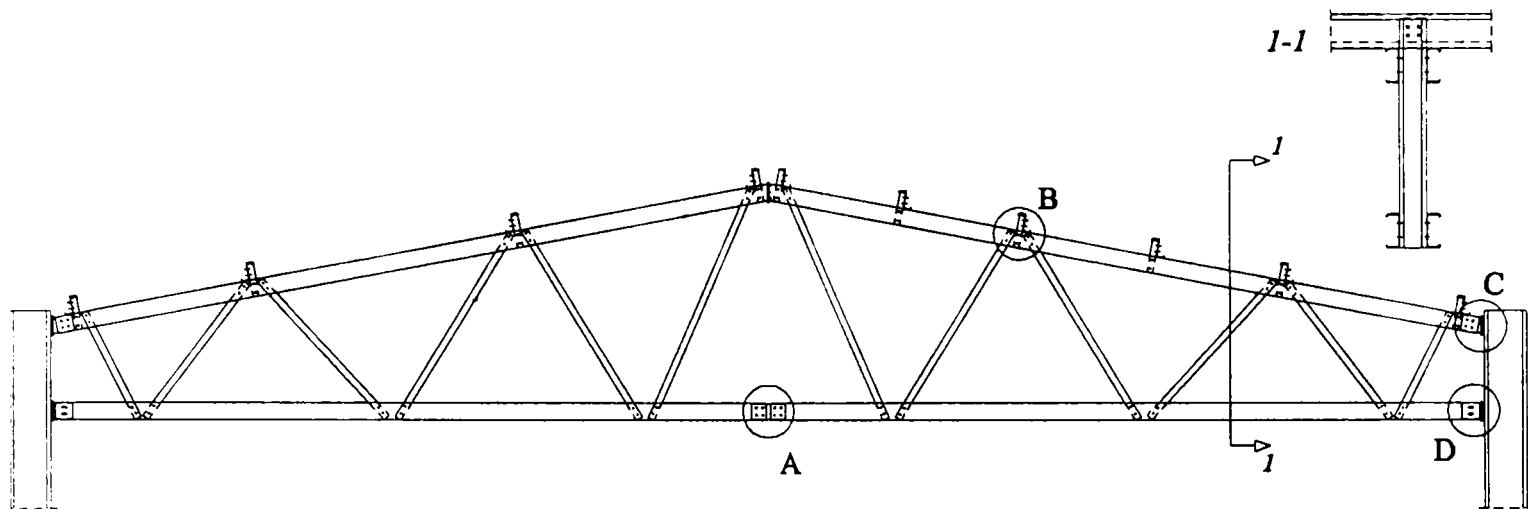


Fig. 4.1.3 Detalii de alcătuire

4.1.2 Particularitati ale calculului fermelor

4.1.2.1 Tălpile fermei

Datorita exigentelor de rezistenta si stabilitate, tălpile fermei au in general secțiune compusa (doua profile C). Barele comprimate cu secțiune compusa cu pereți subțiri au o comportare complexa, datorita suprapunerii fenomenelor tipice barelor cu secțiune compusa cu fenomenul de voalare al pereților subțiri.

Cercetări recente in acest domeniu au fost efectuate la Universitatea din Liege [NIA93], care a studiat stabilitatea tălpilor superioare a fermelor cu zăbrele prin ieșirea acestora din planul fermei. Au fost utilizate tălpi cu secțiunea compusa din doua profile C solidarizate. Calculul se bazează pe rezultatele obținute de către Johnston [JOH71] care a studiat pentru prima oara barele cu secțiune compusa asamblate cu cupoane. Acestea reprezintă un caz limita al secțiunii solidarizate cu zabreluta ca in Figura 4.1.4. Caracteristica acestui tip de bara consta in prinderea articulata a zabrelutelor de tălpi, ceea ce nu permite transmiterea forțelor tăietoare. Bara cu secțiune compusa se considera simplu rezemata la extremitati. Sarcina critica de flambaj a barei depinde de modul după care flambează bara (modul A sau B, așa cum se arata in Figura 4.1.5).

Se definesc următoarele caracteristici geometrice ale secțiunii transversale compuse:

I_0 - momentul de inerție al ST a unei ramuri, după axa paralela cu axa secțiunii compuse care nu intersectează secțiunile ramurilor

I - momentul de inerție al ST compuse integral eficace, după axa care nu intersectează secțiunile ramurilor

$I_e = 8 I_0 / (6 I_0/I + 1)$ - momentul de inerție echivalent al ST compuse

Daca $I_e/I_0 < 8$, atunci bara flambează după modul A si sarcina critica de flambaj este

$$P_{cr} = 8 \frac{\pi^2 EI_0}{L^2} \quad (4.1.1)$$

Daca $I_e/I_0 > 8$, bara flambează după modul B si sarcina critica de flambaj este

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI_e}{L^2} \quad (4.1.2)$$

După determinarea momentului de inerție echivalent se deduce zveltețea echivalenta a barei si din curbele de flambaj se determina rezistenta la flambaj. Curba de flambaj la barele de tip Johnston se alege din curba de flambaj corespunzătoare unei singure ramuri, considerindu-se bara ca fiind alcătuita din elemente independente încastrate elastic si care flambează independent. Cercetările menționate [NIA93] au arătat ca la barele de tip Johnston alcătuite din profile formate la rece se obțin rezultate securitare lucrind cu curba B de flambaj.

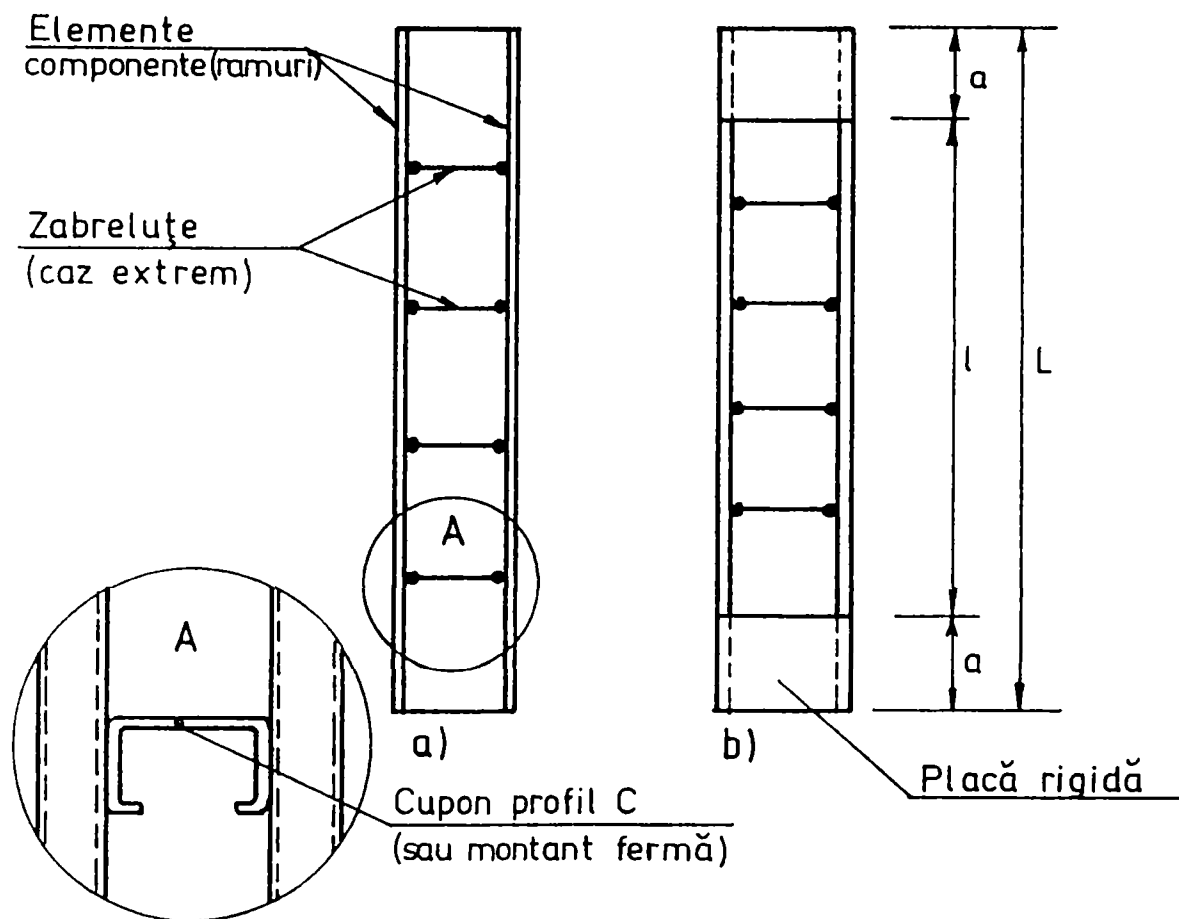


Fig. 4.1.4 Modelul Johnston

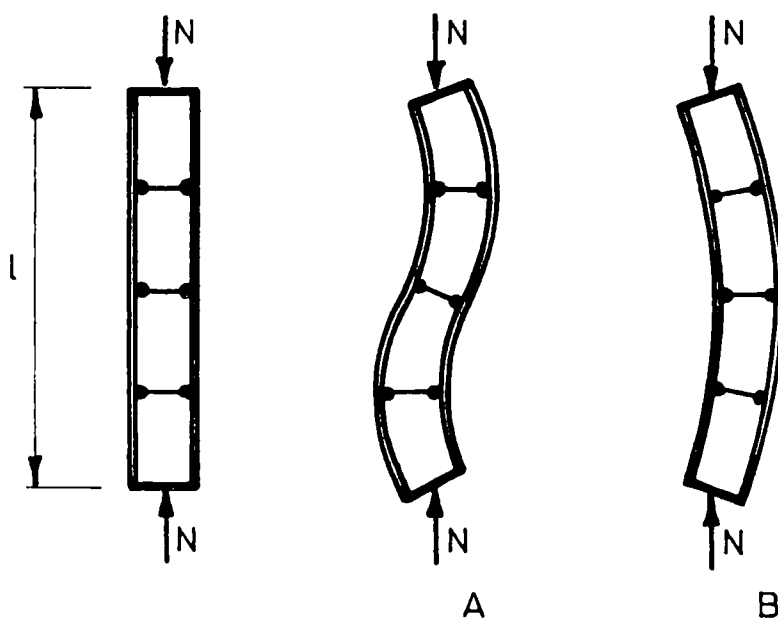


Fig. 4.1.5 Moduri de flambaj

La verificarea stabilitatii tãlpii superioare comprimate a fèrmelor se tine cont de rigiditatea panelor in planul învelitorii. Fixãrile laterale prin pane se considera reazeme elastice pentru flambajul lateral al tãlpii. In calcul s-au fãcut urmãtoarele ipoteze (Figura 4.1.6):

- efortul axial, secțiunea transversala si momentele de inerție a tãlpii dupã axele principale sunt constante;
- prinderile de la extremitatile tãlpilor sunt fixe si nu permit deplasãri;
- reazemele elastice intermediare sunt echidistante si au rigiditati egale.

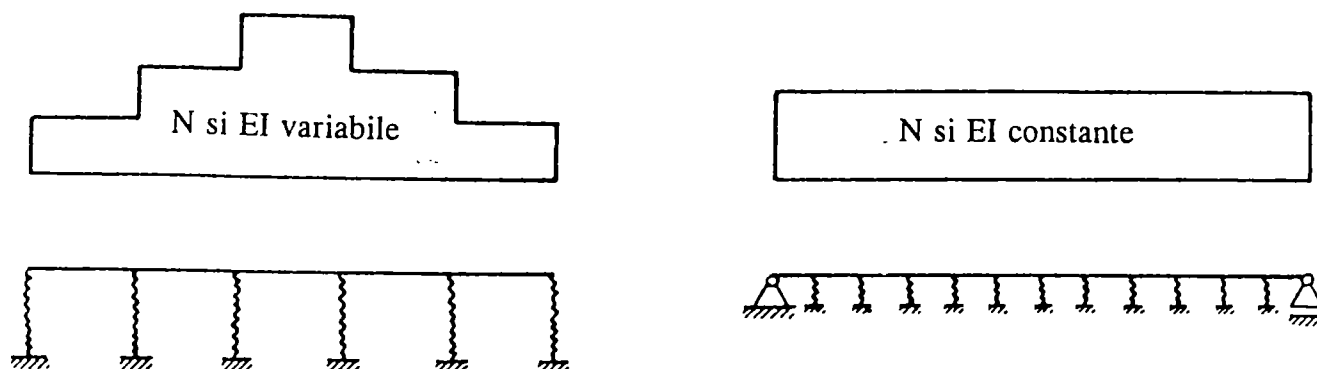


Fig. 4.1.6 Modelul de calcul

Valoarea sarcinii critice de cedare a tãlpii superioare prin pierderea stabilitatii laterale depinde de modul de flambaj al tãlpii cu secțiune compusa rezemata elastic pe pane, mod exprimat prin numãrul de semiunde al deformatiei finale.

In condițiile ipotezelor enunțate anterior, expresia sarcinii critice este [NIA93]

$$N_{cr} = n^2 \pi^2 E I_e / L^2 + \alpha^2 L^2 / n^2 \pi^2$$

in care n este numãrul de semiunde al modului respectiv de cedare, si α este rigiditatea reazemelor elastice. In formula coeficientului α apar termeni care trebuiesc determinați in mod experimental. Se observa ca pentru $\alpha = 0$, neluind in considerare efectul panelor si pentru $n=1$ se obține forța critica de pierdere a stabilitatii dupã modul B de flambaj conform Johnston.

4.1.2.2 Diagonale si montanți

In primul rind, se precizeazã faptul ca prinderea excentrica a diagonalelor in noduri nu poate fi evitata, centrarea lor realizandu-se in cel mai bun caz pe axa inimii profilelor tãlpilor. Acest fapt trebuie luat in considerare in analiza statica globala a fermei.

Din punct de vedere al prinderii, inasa, utilizarea a doua, trei sau chiar patru șuruburi pe fiecare inima a tãlpii (deci patru - opt in fiecare îmbinare) in relație cu zveltețea elementelor, este de natura sa modifice substanțial ipoteza de nod articulata considerata pina acum in cazul fèrmelor clasice [DUB95-96]. Se arata, in Capitolul 5 al tezei, ca aceste prinderi nu sunt nici de tip articulata, nici de tip rigid, ci au un comportament semirigid in sensul acceptat de EUROCODE 3 [EUR92].

Din acest motiv, analiza fermelor alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece îmbinate cu șuruburi, trebuie să țină cont de comportamentul real al nodurilor, fapt care conduce la reconsiderarea lungimii de flambaj a diagonalelor și montanților. Acest comportament al îmbinărilor, de tip semirigid, induce, însă, într-o analiză globală, momente suplimentare în elemente, care se suprapun peste momentele produse de excentricitățile prinderilor.

O analiză realistă a acestor tipuri de ferme trebuie să considere aceste aspecte, care se tratează pe larg în Capitolul 6.

4.2 STUDIU PARAMETRIC AL CONFIGURATIILOR FERMELOR

Studiul parametric [MLP94] efectuat in continuare urmareste compararea diverselor topologii posibile ale fermelor metalice alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, in vederea obținerii unui consum redus de otel, in condițiile unui număr cit mai mic de elemente si noduri. Așa cum s-a arătat in Capitolul 1, in tara noastră factorul hotaritor la alegerea unei soluții structurale este inca greutatea, raportul intre valoarea unei ore de manopera si a unui kilogram de otel fiind subunitar, in condițiile in care in tarile dezvoltate acest raport este de 40-50 ori mai mare. Totuși, intr-o evoluție normala, acest raport trebuie sa crească. In plus, devine tot mai important, ca factor pentru alegerea unei anumite soluții structurale, timpul de execuție; pentru un anumit producător valoarea producției pentru citeva saptamini in plus la execuția clădirii, poate concura cu insasi valoarea acesteia. Din acest punct de vedere, soluția structurala cu ferme alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, este deosebit de performanta.

Sintetizind aspectele prezentate mai sus, pentru alegerea unei anumite topologii a fermelor, se va tine cont in primul rind de consumul de otel, avindu-se in vedere insa si cantitatea de manopera, adică numărul de elemente si îmbinări, precum si numărul de tipodimensiuni ale barelor si șuruburilor.

Tinind cont de specificul acestor ferme, este necesar sa se obtina geometrii care sa minimizeze efortul in prima diagonala, a cărei dimensionări va da distanta dintre profilele care alcătuiesc tălpile. Celelalte diagonale si montanți vor trebui apoi sa fie realizate cu secțiuni avind aceeași inaltime cu prima diagonala pentru a menține distanta constanta intre profilele tălpii.

Lungimea de îmbinare necesara pentru dispunerea șuruburilor in nod constituie un alt element important, intrucit daca aceasta lungime este mare, va impune inaltimea tălpilor din condiții constructive, care poate fi superioara celei rezultata din calcul.

4.2.2 Alegerea dimensiunilor

La elaborarea studiului parametric [MLP94], s-au considerat deschiderile de 12, 18 si 24m, traveea de 6m si trei trepte de încărcare, corespunzătoare zonelor A, B si C de zăpada din România. Schema geometrica a fermelor studiate se prezintă in Tabelul 4.2.1.

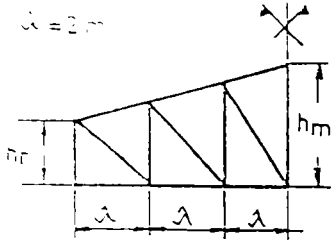
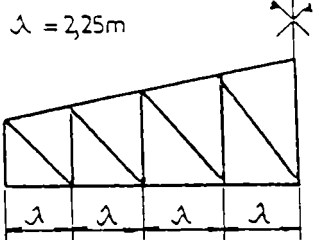
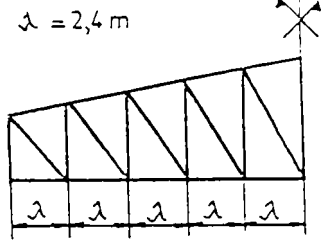
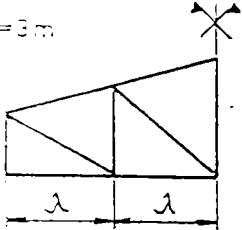
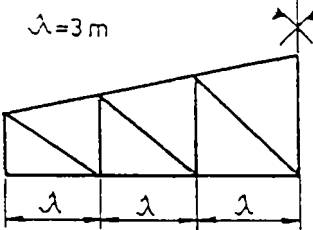
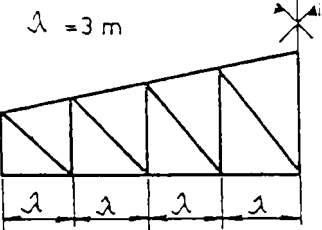
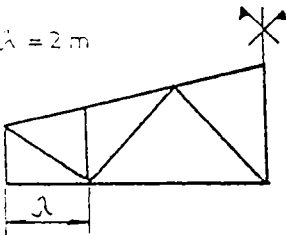
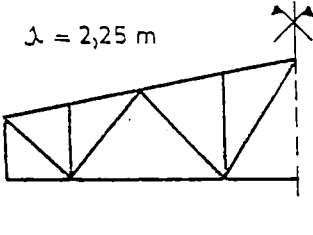
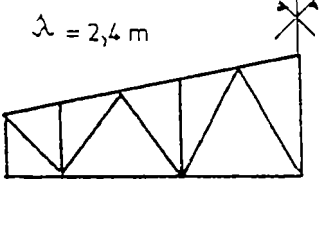
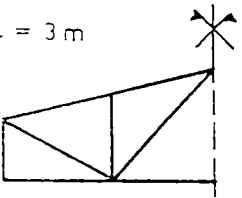
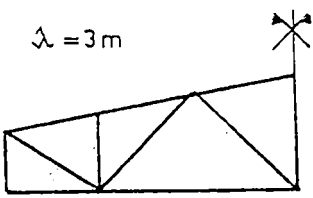
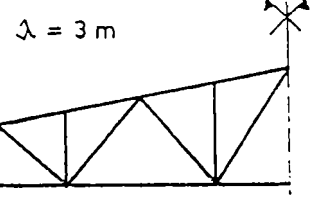
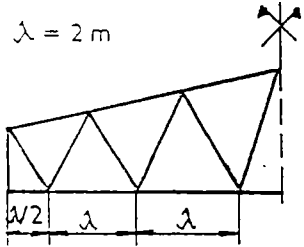
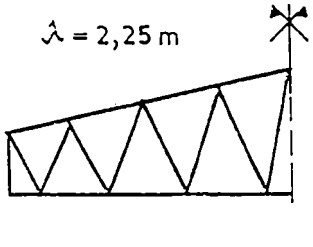
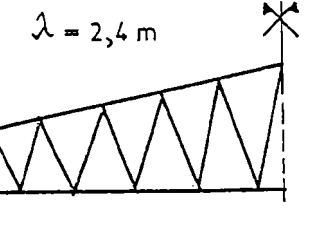
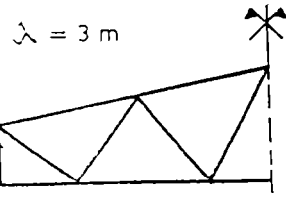
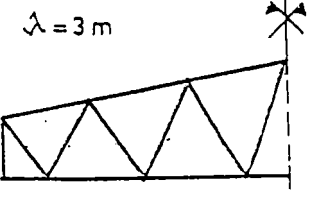
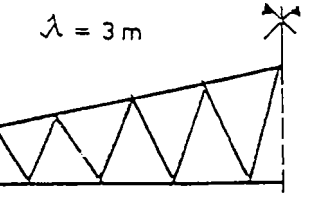
La alegerea dimensiunilor fermelor, s-a ținut cont de recomandările din literatura de specialitate:

- inaltimele la reazem H_r si la mijlocul deschiderii fermelor H_m sa fie cuprinse intre următoarele valori:

$$H_r = \left(\frac{1}{20} - \frac{1}{15} \right) L \qquad H_m = \left(\frac{1}{10} - \frac{1}{7} \right) L \qquad (4.2.1)$$

- panta învelitorii sa fie cuprinisa in intervalul 8-12 grade, valori uzuale pentru acoperișuri tipice de hale industriale, cu învelitoarea alcătuita din tabla cutata.

Tab. 4.2.1 Scheme geometrice de alcătuire a fermelor

Tip	Deschidere		
	12 m	18 m	24 m
1	$\lambda = 2\text{ m}$ 	$\lambda = 2,25\text{ m}$ 	$\lambda = 2,4\text{ m}$ 
	$\lambda = 3\text{ m}$ 	$\lambda = 3\text{ m}$ 	$\lambda = 3\text{ m}$ 
	$\lambda = 2\text{ m}$ 	$\lambda = 2,25\text{ m}$ 	$\lambda = 2,4\text{ m}$ 
	$\lambda = 3\text{ m}$ 	$\lambda = 3\text{ m}$ 	$\lambda = 3\text{ m}$ 
	$\lambda = 2\text{ m}$ 	$\lambda = 2,25\text{ m}$ 	$\lambda = 2,4\text{ m}$ 
	$\lambda = 3\text{ m}$ 	$\lambda = 3\text{ m}$ 	$\lambda = 3\text{ m}$ 

Fermele cu tălpi paralele, care nu au făcut obiectul acestui studiu, sunt deosebit de avantajoase din punct de vedere al manoperei deoarece toate diagonalele au aceeași lungime și se pretează la debitare automată în procesul de fabricație. Aceasta topologie conduce însă la eforturi mari în bare și rezultă rezultând greutăți mari față de celelalte tipuri. Așa cum s-a arătat, în țara noastră, încă, costul structurii depinde covârșitor de greutate.

4.2.3 Incarcari de calcul

Incarcarile de calcul au fost stabilite conform STAS 10101/21-92 zonelor de zăpadă A, B, C. Considerând că aceste tipuri de ferme se pretează la construcțiile cu clasa de importanță III-V s-a considerat încadrarea în clasa medie IV.

STAS 10101/21-92 prevede pentru încărcarea normată verticală din acțiunea zăpezii:

$$P_z^n = c_{zi} c_e g_z$$

in care	c_{zi}	= 1 pentru acoperișuri cu panta între 0 și 15°
	c_e	= 0.8 condiții normale de expunere
	g_z	= 90 daN/m ² zona A
		= 120 daN/m ² zona B
		= 150 daN/m ² zona C

Coeficientul de calcul pentru starea limită de rezistență sub acțiunea grupărilor fundamentale:

$$\gamma_F = \gamma_A - 0.4 g_p / c_e g_z$$

cu $\gamma_A = 2$ pentru clasa de importanță IV

Un acoperiș tipic pentru o construcție de tipul halelor industriale, cum este cel oferit de către firma LINDAB, este alcătuit din două straturi de tablă de 0.4 - 0.7mm, așezate pe talpa superioară, respectiv inferioară a panoulor, alcătuite din profile Z formate la rece, de grosime 1.2-2.5mm. Pentru izolarea termică a acoperișului, termoizolația se dispune între cele două table. În soluția neizolată, se folosește un singur strat de tablă. Există de asemenea soluția folosirii de panouri sandwich, cum sunt cele de tip ONDATERM, care conțin termoizolația între două foi de tablă, întreg ansamblul prinzându-se direct pe pană cu ajutorul niturilor. Aceste soluții utilizează distanțe cuprinse între 1-3m între paneele acoperișului.

În aceste condiții, greutatea învelitorii g_p variază între 10-15daN/m², funcție de tipul învelitorii și de zona de încărcare cu zăpadă și deci coeficientul γ_F va avea valori cuprinse între 1.93 pentru zona A de zăpadă și 1.96 pentru zona C de zăpadă.

În concluzie, incarcările din greutatea învelitorii și a zăpezii pentru cele trei trepte de încărcare considerate, precum și incarcările pe nod pentru cele 18 tipodimensiuni de ferme sunt date în Tabelul 4.2.2

Tab. 4.2.2 Incarcari de calcul folosite in studiul parametric

Tip ferma	Zona zăpada	Încărcare		Încărcare nod [daN]		
		Distribuita [daN/m ²]	Deschidere ferma [m]			
			12	18	24	
1, 3, 5	A	150	1800	2025	2160	
	B	200	2400	2700	2880	
	C	250	3000	3375	3600	
2, 4, 6	A	150	2700	2700	2700	
	B	200	3600	3600	3400	
	C	250	4500	4500	4500	

3.2.4 Dimensionarea barelor

Grosimile tablelor barelor care alcătuiesc fermele s-au considerat de 2, 3 și 4mm. Șuruburile utilizate au diametre cuprinse între 12 și 16mm, clasa de calitate 8.8. În acest fel, pentru toate grosimile de table considerate, cedarea se face prin presiune pe gaura.

Considerind distanțele minime între șuruburi pe ambele direcții, au rezultat dimensiunile minime ale pereților profilelor tălpilor și diagonalelor. Latimea tălpilor diagonalelor s-a stabilit din distanțele minime între axa șurubului și marginea profilelor. În Tabelul 4.2.3 se prezintă distanțele minime w_{\min} și latimile minime ale tălpilor b_{\min} pentru șuruburi M12, M14 și M16, respectiv table cu grosimea de 2, 3 și 4mm.

Tab. 4.2.3 Latimi minime ale tălpilor pentru diferite diametre ale șuruburilor

Grosime elemente [mm]	Diametrul șurubului					
	M12		M14		M16	
	Distanțe și latimi minime pentru tălpi					
	w_{\min}	b_{\min}	w_{\min}	b_{\min}	w_{\min}	b_{\min}
2	20	40	23	50	25	50
3	21	50	24	50	26	60
4	22	50	25	50	27	60

Nu a fost posibilă așezarea a două rânduri de șuruburi, aceasta conducând la latimi de tălpi prea mari, respectiv la profile cu secțiuni supradimensionate pentru diagonale.

Diagonala cu efortul axial maxim este diagonala de reazem, întinsa, necesitind deci un număr mai mare de șuruburi în îmbinare. În consecință, în acest studiu parametric s-a urmărit pentru toate tipurile de ferme obținerea combinației H_r , H_m astfel încît efortul în prima diagonala să limiteze numărul de șuruburi, respectiv lungimea de asamblare să poată fi încadrată într-o înaltime minimă a tălpilor. Din acest motiv, s-a limitat și numărul maxim de șuruburi dintr-o îmbinare la patru. Efortul axial maxim în bare rezulta astfel pentru patru șuruburi M16 de fiecare talpa și grosimea tablelor din îmbinare de 4mm.

Avînd în vedere că fermele alcătuite din profile formate la rece sunt ușoare și au învelitoare ușoară, efectul suptiunii din vînt poate produce compresiune în elementele care lucrează la întindere din forte gravitaționale. Astfel va trebui îndeplinită condiția de rigiditate pentru elemente, de care s-a ținut seama în dimensionare:

- tălpi și diagonale de reazem: $\lambda_{\min} = 120$
- celelalte elemente $\lambda_{\min} = 150$

Tălpile au fost dimensionate la solicitarea de forță axială, iar diagonalele și montanții s-au dimensionat din forța axială cu moment încovoietor, provenit din excentricitatea îmbinării.

3.2.5 Studiu comparativ al topologiilor fermelor

Așa cum s-a arătat la începutul acestui paragraf, studiul parametric urmărește compararea diverselor topologii posibile ale fermelor metalice alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, în vederea obținerii, în primul rînd, a unui consum redus de oțel, în condițiile unui număr cit mai mic de elemente și îmbinări. Alegerea topologiei cu numărului mai mic de elemente și îmbinări, pentru consumuri de oțel comparabile, se reflectă în mod direct în prețul manoperei și în timpul de execuție, parametrii tot mai importanți, totuși, avînd în vedere dinamica salarială și evoluția investițiilor în România.

Într-un prim pas al studiului parametric, din combinațiile H_r/H_m s-au reținut cazurile care conduc la eforturi corespunzătoare pentru dimensionarea îmbinării în prima diagonala. S-au eliminat, aici, tipurile de ferme care necesită, pentru o anumită deschidere și treaptă de încărcare, o îmbinare cu mai mult de 4 șuruburi M16 în prima diagonala. Apoi, în urma dimensionării, au rezultat pentru fiecare tipodimensiune greutatele din Tabelele 4.2.4-6. În aceleași tabele sunt date și numărul de elemente (diagonale și montanți) și numărul de tipuri diferite de secțiuni transversale pentru fiecare ferma.

Se observă că greutatele minime se obțin pentru tipurile 5 și 6, în toate cazurile. Dintre acestea este preferabil tipul 6, conducînd, în majoritatea cazurilor, la greutatea minimă și la numărul minim de tipodimensiuni. Numărul de elemente și îmbinări pentru tipul 6 se situează la medie pe ansamblul tipurilor de ferme studiate în timp ce tipul 5 are numărul maxim de elemente și îmbinări.

Tipul 4, chiar dacă are cel mai mic număr de elemente și îmbinări în condițiile unui număr de tipodimensiuni comparabil cu cel al fermei de tip 6, se situează pe primele două locuri în ceea ce privește greutatea și, după cum se observă din tabelele 4.2.4-4.2.6 nu poate fi utilizat pentru toate deschiderile și treptele de încărcare, în condițiile enumerate anterior.

Tab. 3.2.4 Ferme cu deschiderea de 12m

Tip ferma	Masa [kg]	Număr elemente	Număr îmbinări	Tipuri profile
ZONA A 150 daN/m ²				
1	28	11	22	2
2	310	7	14	2
3	285	9	18	3
4	306	6	12	3
5	270	12	24	3
6	256	8	16	2
ZONA B 200 daN/m ²				
1	364	11	22	4
2	383	7	14	2
3	358	9	18	3
4	379	6	12	3
5	282	12	24	3
6	282	8	16	3
ZONA C 250 daN/m ²				
1	378	11	22	3
2	402	7	14	3
3	361	9	18	4
4	398	6	12	3
5	339	12	24	3
6	356	8	16	3

Tab. 3.2.5 Ferme cu deschiderea de 18m

Tip ferma	Masa [kg]	Număr elemente	Număr îmbinări	Tipuri profile
ZONA A 150 daN/m ²				
1	491	15	30	5
2	537	11	22	4
3	489	12	24	5
4	538	9	18	3
5	483	16	32	4
6	468	12	24	4
ZONA B 200 daN/m ²				
1	673	15	30	5
2	685	11	22	5
3	642	12	24	4
4	661	9	18	3
5	595	16	32	5
6	584	12	24	5
ZONA C 250 daN/m ²				
1	787	15	30	5
2	-	-	-	-
3	775	12	24	5
4	-	-	-	-
5	716	16	32	5
6	707	12	24	5

Tab. 3.2.6 Ferme cu deschiderea de 24m

Tip ferma	Masa [kg]	Număr elemente	Număr îmbinări	Tipuri profile
ZONA A 150 daN/m ²				
1	963	19	38	8
2	954	15	30	8
3	947	15	30	6
4	910	12	24	4
5	862	20	40	6
6	802	16	32	5
ZONA B 200 daN/m ²				
1	1188	19	38	8
2	-	-	-	-
3	1142	15	30	7
4	-	-	-	-
5	1034	20	40	6
6	1047	16	32	7
ZONA C 250 daN/m ²				
1	-	-	-	-
2	-	-	-	-
3	-	-	-	-
4	-	-	-	-
5	1324	20	40	7
6	1272	16	32	8

In consecința, s-a reținut pentru configurația geometrică a fermelor metalice alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece cu îmbinări mecanice, ferma de tip 6, cu diagonale alternante, ca fiind cea mai avantajoasă criteriilor alese.

Tabelul 4.2.7 prezintă o comparație din punct de vedere al greutății al fermei de tip 6, cu deschiderea de 18m, cu fermele clasice alcătuite din profile laminate la cald, precum și cu fermele de tip IPCT [IPC77] alcătuite din profile C și U formate la rece, cu îmbinări realizate prin sudura în puncte. Greutățile acestor tipuri de ferme sunt prezentate funcție de cele trei trepte de încărcări de calcul considerate în studiul parametric (pentru fermele IPCT nu au fost date privitoare la încărcarea de 250daN/m²). În tabel, greutatea fermelor de tip 6 conține inclusiv greutatea șuruburilor, a cupoanelor de rigidizare și a pieselor suplimentare de îmbinare. Se face observația că pentru fermele de tip IPCT s-au folosit pentru talpi oțeluri de calitate diferită de cel utilizat în studiul parametric și pentru fermele alcătuite din profile laminate la cald.

Tab. 4.2.7 Greutățile fermelor cu deschiderea de 18m și traveea de 6m [kg]

Tip ferma	Încărcarea de calcul [daN/m ²] - Calitate oțel					
	150		200		250	
Ferma tip 6	468	OL37	565	OL37	707	OL37
Proiect IPCT	Profile C 5271/b1	487	OL44	502	OL52	-
		Profile U	500	OL44	507	OL52
Ferme din laminate la cald	1296	OL37	1404	OL37	1620	OL37

Se observă o reducere a greutății de minim 48% pentru ferma de tip 3-2 față de soluțiile clasice din profile laminate la cald, executate cu aceeași calitate a oțelului.

Fermele executate din profile formate la rece îmbinate cu sudura conform proiect IPCT nr. 5271/b1 nu evidențiază diferențe cantitative la fel de importante, ținând cont și de faptul că, pentru fermele sudate s-au folosit oțeluri de calitate OL 44, respectiv OL52, în timp ce în studiul parametric pentru fermele îmbinate cu șuruburi s-a prevăzut OL37 pentru toate elementele structurale. Realizarea fermelor IPCT presupune o rupere a pantei la talpa superioară în panoul marginal, soluție favorabilă din punct de vedere al eforturilor, dar care provoacă complicații cu costuri suplimentare în prețul manoperei fermei și învelitorii. Având în vedere că, așa cum s-a arătat în capitolele precedente, în general, fabricile de profile asigură protecția contra coroziunii imediat după laminare, soluția sudată este neadecvată, distrugând această protecție.

4.3 CONCLUZII

Fermele metalice alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi constituie o soluție care cistiga tot mai mult teren in tarile dezvoltate, imbinind avantajele utilizării profilelor cu pereți subțiri cu cele ale îmbinărilor cu șuruburi. Aceasta soluție structurala conduce la un consum redus de material si manopera, si, ceea ce este foarte important, la termene de execuție reduse. Pe lângă avantajele generale ale sistemului, aceasta soluție structurala are calitatea de a fi accesibila tehnologiilor producătorilor de construcții metalice, independent de situația sortimentelor si tipodimensiunilor de laminate de pe piața.

Particularitatile acestui sistem constructiv pun in evidenta faptul ca îmbinările nu mai pot fi considerate articulate, așa cum se face in mod obișnuit la structurile de tip grinda cu zăbrele. Prezenta a minim doua șuruburi pe fiecare talpa a diagonalelor si montanților, in relație cu zveltețea elementelor este de așteptat sa modifice substanțial ipoteza de nod articulata. Desigur, nu se poate lua in considerare o comportare perfect rigida a nodurilor, aceasta fiind afectata atat de lunecările din îmbinări cit si de deformabilitatea tablelor subțiri din zona îmbinării, așa cum s-a arătat in Capitolul 3. Este de apreciat ca o comportare semirigida, in sensul acceptat de EUROCODE 3 [EUR92] este mai raționala decit articulația sau nodul perfect rigid. Evaluarea semirigiditatii îmbinărilor poate fi făcuta studiind comportamentul nodurilor pe componente, in mod asemănător procedurii de determinare a rigiditatii la rotire a nodurilor de cadru, prezentata in EUROCODE 3. Este necesara, in primul rind, efectuarea unor teste pe noduri tipice de ferma, care sa stabilească aceste componente si apoi sa se cuantifice influenta fiecărei componente in parte prin formule specifice.

Analiza fermelor alcatite din profile cu pereți subțiri formate la rece îmbinate cu șuruburi, trebuie sa tina cont de comportamentul real al nodurilor, fapt care conduce la reconsiderarea lungimii de flambaj a diagonalelor si montanților. Rigiditatea îmbinărilor, induce, inasa, intr-o analiza globala, momente suplimentare in elemente, care se supapun peste momentele produse de excentricitatile prinderilor.

Pentru alegerea dimensiunilor modelelor experimentale ale nodurilor fermelor, s-a efectuat un studiu parametric pentru stabilirea topologiei fermei. Acest studiu a urmărit si compararea diverselor topologii posibile ale fermelor metalice alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, in vederea obținerii unui consum redus de otel, tinindu-se cont inasa si cantitatea de manopera, adică numărul de elemente si îmbinări, precum si numărul de tipodimensiuni ale barelor si șuruburilor.

Pe baza studiului parametric desfasurat pe un număr de 6 tipuri de ferme, cu trei variante de deschidere si trei trepte diferite de încărcare, corespunzătoare zonelor de zăpada principale din România, s-a reținut ferma de tip 6, cu diagonale alternante, ca fiind cea mai avantajoasa criteriilor alese. Comparația cu fermele metalice alcătuite din profile laminate la cald, executate cu aceeași calitate de otel, a demonstrat reduceri importante ale greutatilor. Comparația cu fermele metalice din profile formate la rece cu noduri sudate conform cu proiect IPCT [IPC77] nu a evidențiat diferențe importante cu privire la consumul de otel. Din punct de vedere al manoperei, inasa, soluția aleasa pentru fermele IPCT, care prevede o rupere a pantei la talpa superioara in panoul marginal, soluție favorabila din punct de vedere al eforturilor, provoacă complicații cu costuri suplimentare in execuția fermei si învelitorii. mai mult decit atat, din punct de vedere al coroziunii, soluția sudata este inadecvata tehnicilor

moderne de protecție anticorozivă. În general, fabricile de profile asigură protecția contra coroziunii imediat după laminare, iar sudura distruge această protecție, ceea ce înseamnă costuri suplimentare pentru refacerea acesteia, la fața locului.

BIBLIOGRAFIE

[DUB95] Dubina D., Zaharia R., Dan S., The influence of node semi-rigidity on the behaviour of cold-formed steel plane trusses, Buletinul Stiintific al UPT, tom 40(54) , 1995

[DUB 96] Dubina D., Zaharia R., Cold-formed steel trusses with semi-rigid joints, COST C1 Report, WG1 Meeting, Clermont Ferrand, France, 7-9.11.1996

[EUR92] EUROCODE 3, Part 1.1, 'General Rules and Rules for Buildings', 1992

[IPC77] Proiect IPCT Nr. 32.209.C : Ferme și pane metalice realizate din profile deschise cu pereți subțiri, Martie 1997

[JON71] Johnston B. G., Spaced Steel Columns, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 97, 1971

[LIN] LINDAB Coverline, Catalog produse de tabla cutată

[MLP94] Soluții structurale eficiente pentru ferme metalice alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, Contract 38/1994 - MLPAT

[NIA93] Niazi A., Contribution à l'étude de la stabilité des structures composées de profils à parois minces et section ouverte de type C, Thèse présentée en vue de l'obtention du grade scientifique de Docteur en Sciences Appliquées, Université de Liège, 1993

**5. PROGRAM EXPERIMENTAL PENTRU
DETERMINAREA CARACTERISTICILOR DE
COMPORTARE ALE IMBINARILOR CU SURUBURI**

5.1 INCERCARI EXPERIMENTALE PENTRU DETERMINAREA RIGIDITATII LA ROTIRE A NODURILOR DE FERMA

Scopul cercetării experimentale este sa determine caracteristicile de rigiditate ale prinderilor diagonalelor si montanților fermelor metalice alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece îmbinate cu șuruburi. Pentru citeva noduri tipice de ferma alcătuita din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, se urmareste determinarea curbei caracteristice moment-rotire si demonstrarea caracterului semirigid al acestora. Deasemenea, se încearcă identificarea parametrilor care contribuie la rigiditatea nodurilor, si se propun relatii de calcul pentru evaluarea rigiditatii la rotire si translatie a imbinarii.

5.1.1 Noduri testate

Cele 10 noduri testate in Laboratorul Departamentului de Construcții Metalice si Mecanica Construcțiilor din cedrul Universitatii 'Politehnica' din Timișoara [CNC96] [DUB96-97-98] sunt arătate in Figura 5.1.1. Pentru alegerea dimensiunilor secțiunilor trasversale ale profilelor care alcătuiesc talpa si montantul, s-au folosit elemente rezultate din studiului parametric prezentat in Capitolul 3. Toate îmbinările s-au considerat cu cite doua șuruburi M12 grupa 8.8 de fiecare talpa a diagonalei si cu o toleranta a gaurilor suruburilor de 1mm.

Dimensiunile elementelor, confectionate la presa abkant, cu referire la Figura 5.1.2 sunt date in Tabelul 5.1.1.

Tab. 5.1.1 Dimensiunile secțiunilor transversale ale barelor nodurilor [mm]

Nod	Talpa				Montant			
	h	b	c	t	h	b	c	t
1	135	43	19	3.00	79	51	20	2.05
2	130	45	20	3.00	81	49	20	3.00
3	135	45	22	3.00	84	59	20	2.05
4	135	45	20	3.00	81	56	20	3.00
5	135	40	20	4.05	81	50	19	2.05
6	140	39	19	4.05	82	50	20	3.00
7	140	39	20	4.05	80	46	18	4.05
8	140	38	21	4.05	84	59	20	2.05
9	138	38	20	4.05	81	58	20	3.00
10	140	38	22	4.05	77	55	21	4.05

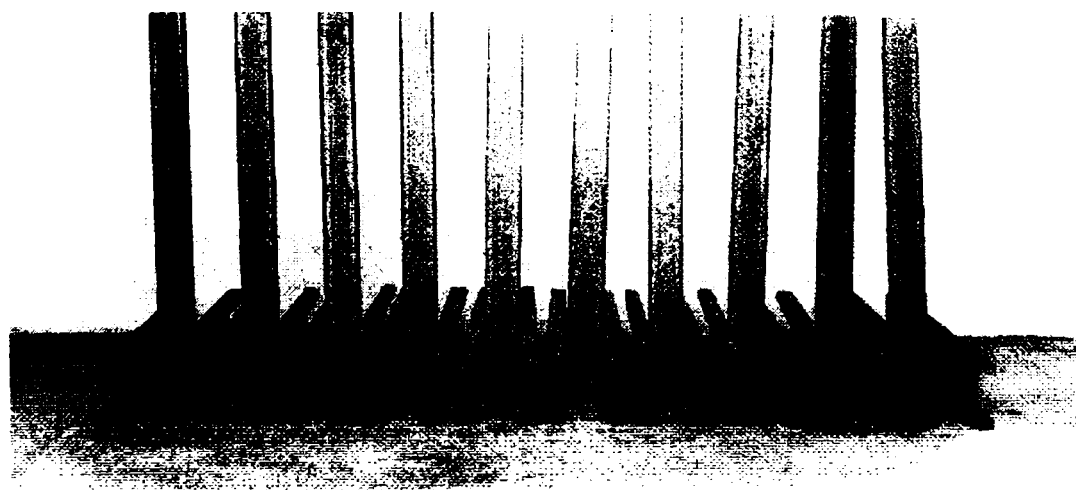
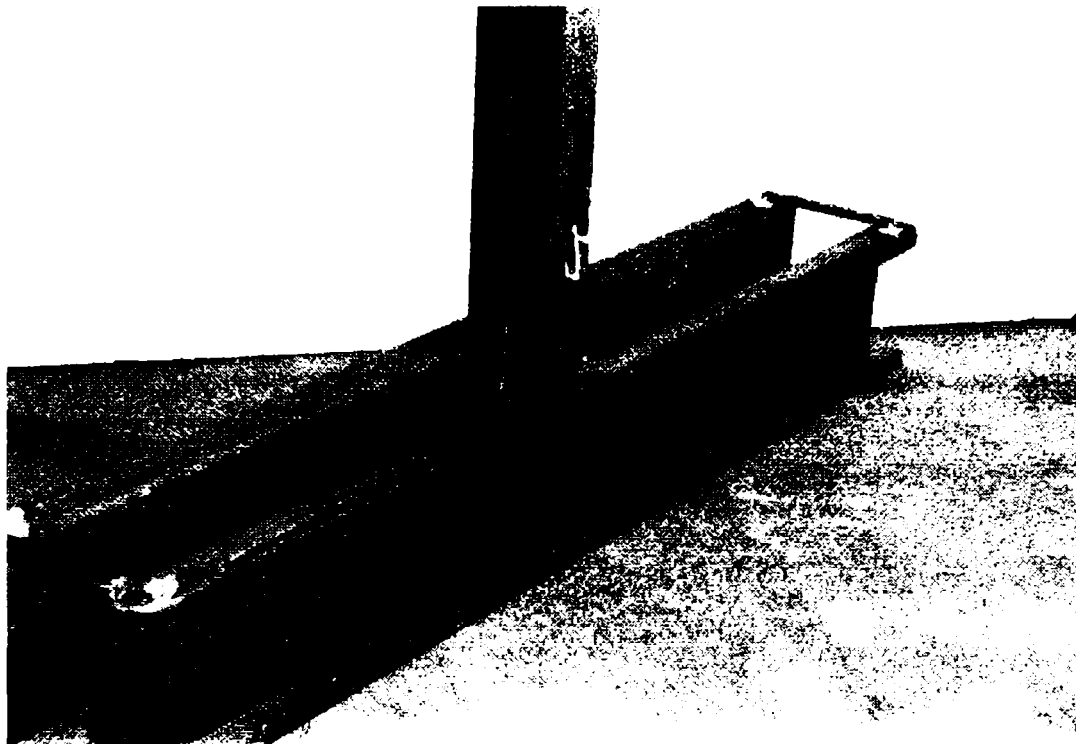


Fig. 5.1.1 Noduri testate

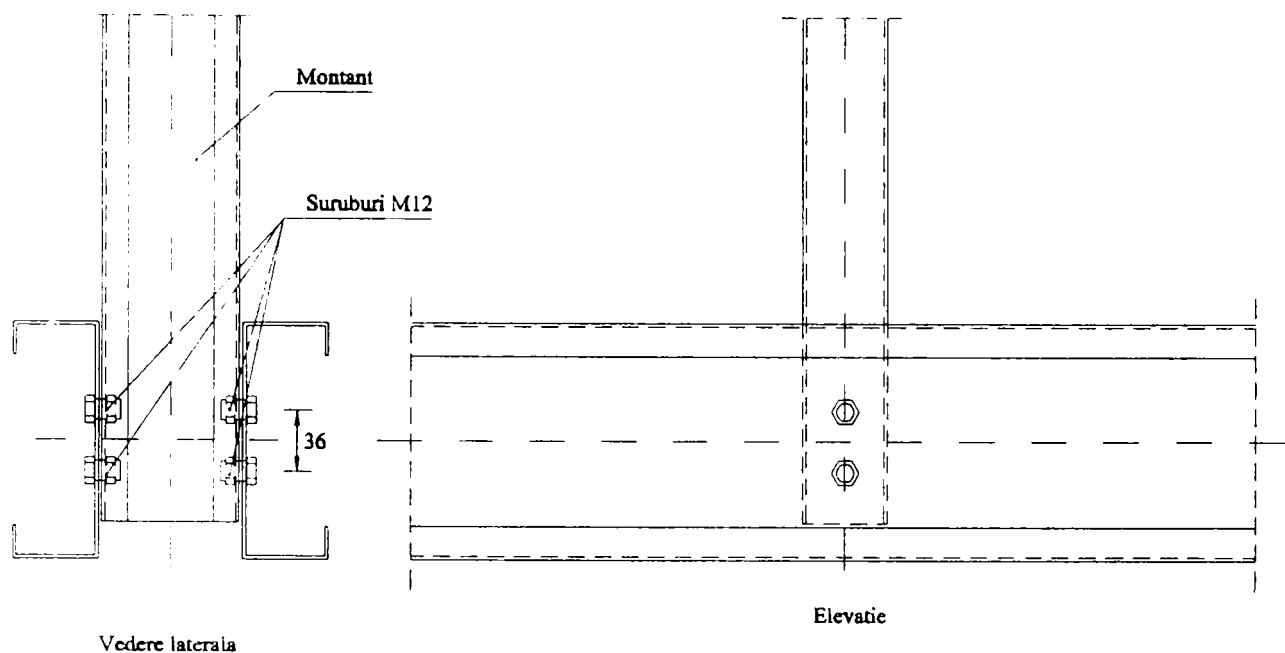


Fig. 5.1.2 Alcătuire nod

Caracteristicile mecanice ale oțelului au fost stabilite prin încercarea la întindere pe cîte 4 epruvete din fiecare tip de secțiune, două din porțiunea imbinării și două din porțiunea talpilor profilelor. S-au determinat limita elastică f_y , limita de rupere f_u și alungirea specifică la rupere ϵ_u , date în Tabelul 5.1.2.

Tab. 5.1.2 Caracteristicile oțelului

Grosime profil [mm]	f_y [daN/cm ²]	f_u [daN/cm ²]	ϵ_u (%)
2	3416	4766	27
3	2970	4212	28
4	3740	5624	22

5.1.2 Montaj experimental

În Figura 5.1.3 se prezintă montajul experimental pentru un nod de ferma.

Încărcarea s-a aplicat manual, cu ajutorul unui scripete cu clichet, conectat la un captor de forță. Aceasta a condus la o precizie sporită a măsurărilor, captorul de forță măsurând cu exactitate încărcarea în lungul lanțului. Captorul de forță a fost inițial calibrat pentru o încărcare de 200 daN, suficientă pentru toate încercările.

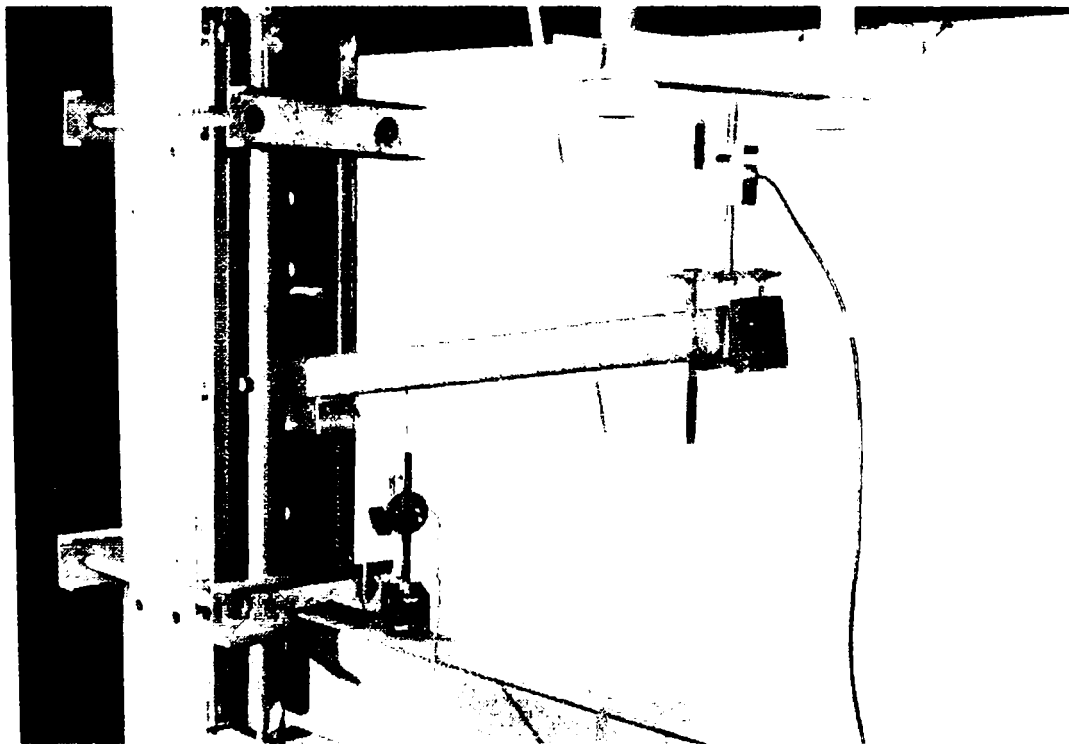
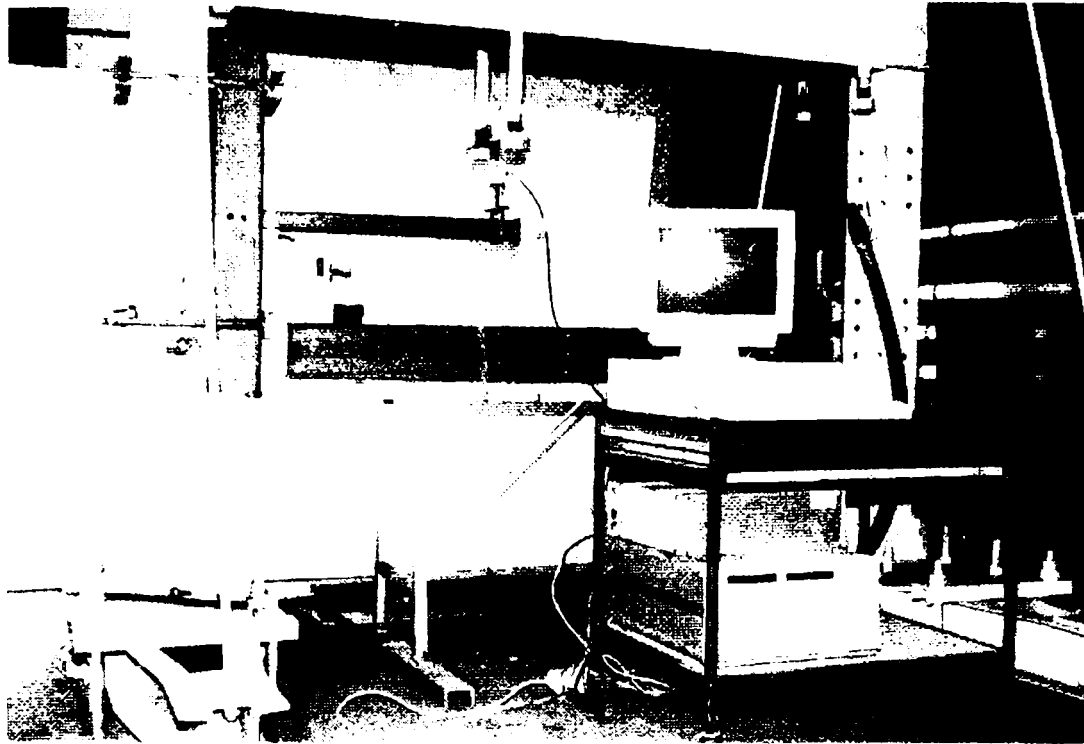


Fig. 5.1.3 Montaj experimental

Pentru măsurarea unghiurilor de rotire, au fost folosite doua inclinometre, de tip inductiv, capabile sa măsoare unghiuri de $\pm 15^\circ$, amplasate pe montant, in axul tălpii între șuruburi (I_1) și la fata tălpii (I_2). Inclinometrul de la fata tălpii a fost amplasat in vederea măsurării eventualei deformații ale pereților secțiunii. Deasemenea, a fost folosit un captor de deplasare, de 50mm, pentru control. Poziția inclinometrelor, captorului de deplasări și aplicării forței se arata in Figura 5.1.4.

Deplasările furnizate de inclinometre, captorul de deplasări și semnalul captorului de forță au fost preluate și prelucrate prin intermediul centralei de achiziție și prelucrare a datelor « HEWLETT PACKARD 3852A - Data Acquisition/ Control Unit », cu o frecvență de înregistrare a rezultatelor experimentale de 50hz.

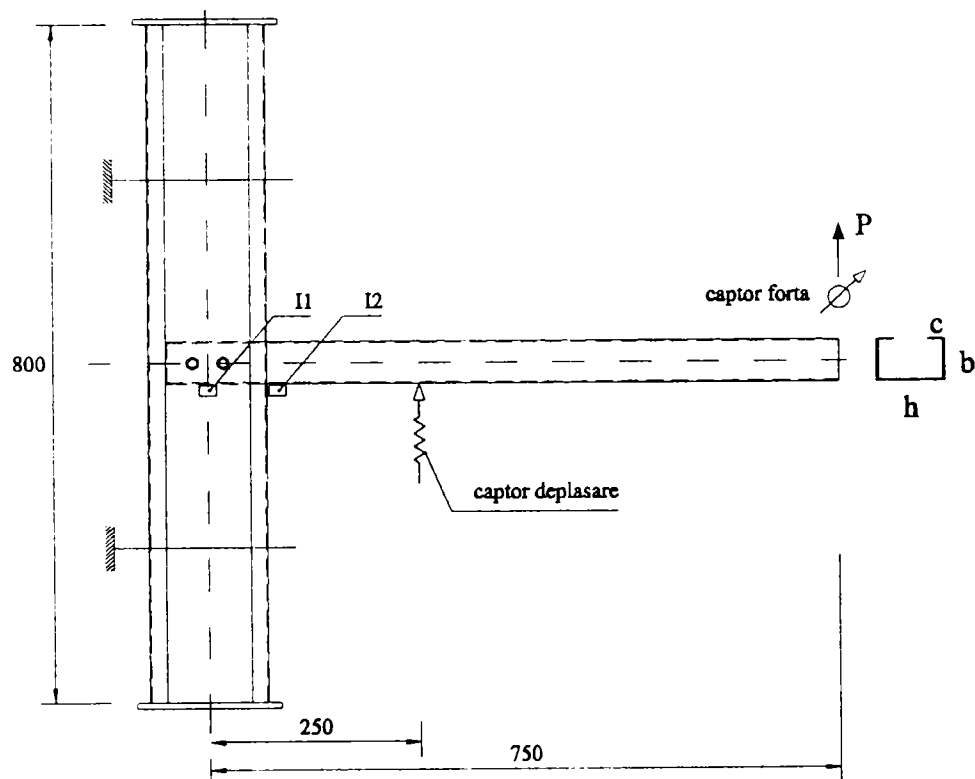


Fig. 5.1.4 Instrumentarea modelului experimental

5.1.3 Rezultate

Curbele de comportament moment - rotire corespunzătoare celor 10 noduri, împreună cu deformațiile găurilor șuruburilor după efectuarea încercării, sunt arătate în Figurile 5.1.5 - 14. În aceste figuri sunt reprezentate evoluțiile rotirilor celor două inclinometre, precum și limitele corespunzătoare criteriului de clasificare a EUROCODE 3 [EUR92] pentru comportamentul de tip semirigid. Conform acestui criteriu, toate nodurile, ținând cont de integrarea montanților în structura, sunt de tip semirigid cu rezistența parțială. Se face însă observația că pentru câteva dintre noduri, este necesară folosirea în structura a trei sau patru șuruburi, spre deosebire de două folosite în cadrul acestor teste, ceea ce, în mod evident ar conduce la sporirea rigidității.

Din analiza comparativă a curbelor moment-rotire, se observă că diferențele introduse de deformarea elementelor îmbinate (I_2) sunt ne semnificative. Nu s-au observat voalări ale pereților secțiunilor. Doar la încărcări mari, apare o diferențiere importantă, la nodurile 1,2,5,6,7, la care lățimea tălpii diagonalei este redusă, datorită plastificării secțiunii montantului. Dintre acestea, o abatere considerabilă se observă la nodul 5, la care apare cea mai mare diferență între grosimile barelor. De altfel nodul 5 dezvoltă cea mai mare deformație remanentă în montant.

Analizând deformațiile găurilor șuruburilor, se observă că deformația este distribuită în elementele componente ale îmbinării în mod diferit, funcție de raportul între grosimea tălpii și a montantului. Astfel, la nodurile 5 și 8, la care tălpile au grosimea de 4mm și montanții de 2mm se observă concentrarea deformației în diagonale, pe când la nodurile 2,4 și 7,10 care au aceleași grosimi ale tălpilor și diagonalelor (3 respectiv 4mm) deformația este repartizată în mod egal. Nodurile 1,3 și 6,9 prezintă de asemenea o concentrare a deformației în diagonale, dar într-o mai mică măsură.

Cedarea îmbinării s-a făcut, în toate cazurile, prin presiune pe gaura. Șuruburile au suferit doar deformații locale ale filetului în zona îmbinării, așa cum se evidențiază în Figura 5.1.15.

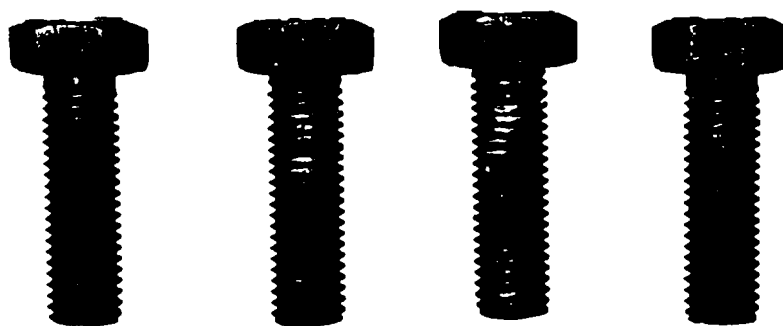


Fig. 5.1.15 Strivire locală a filetului șuruburilor

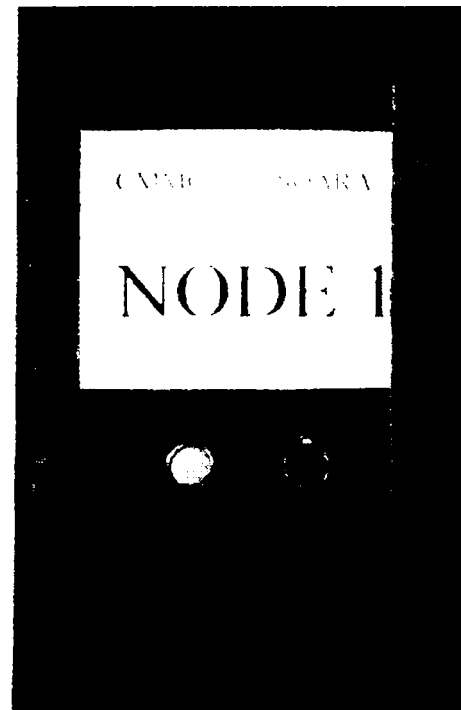
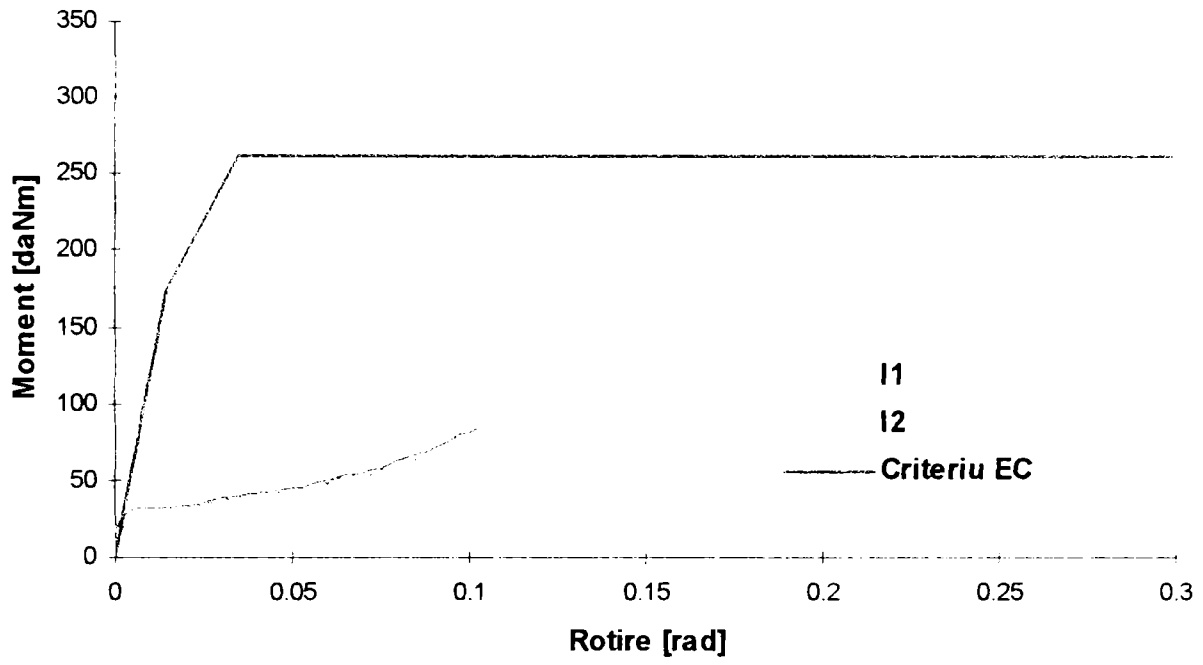


Fig. 5.1.5 Nod 1

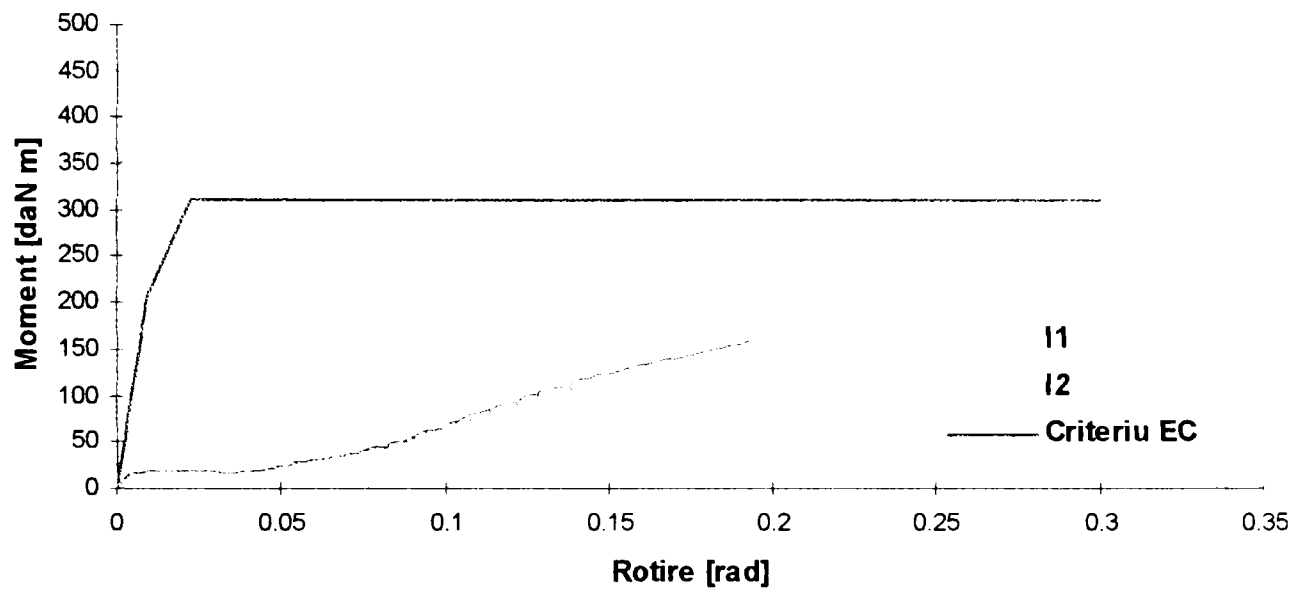


Fig. 5.1.6 Nod 2

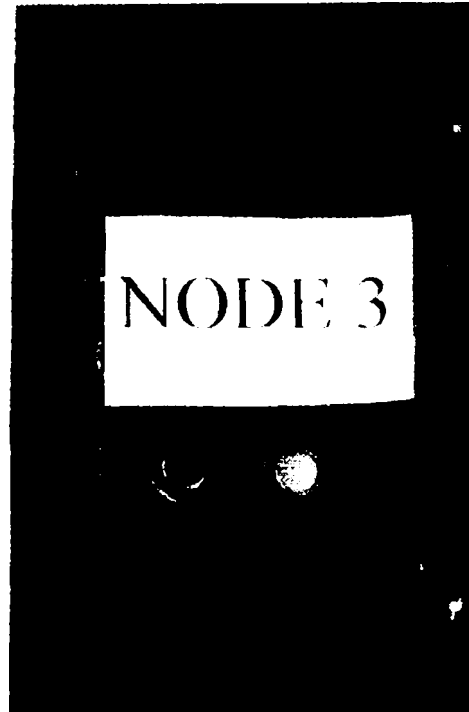
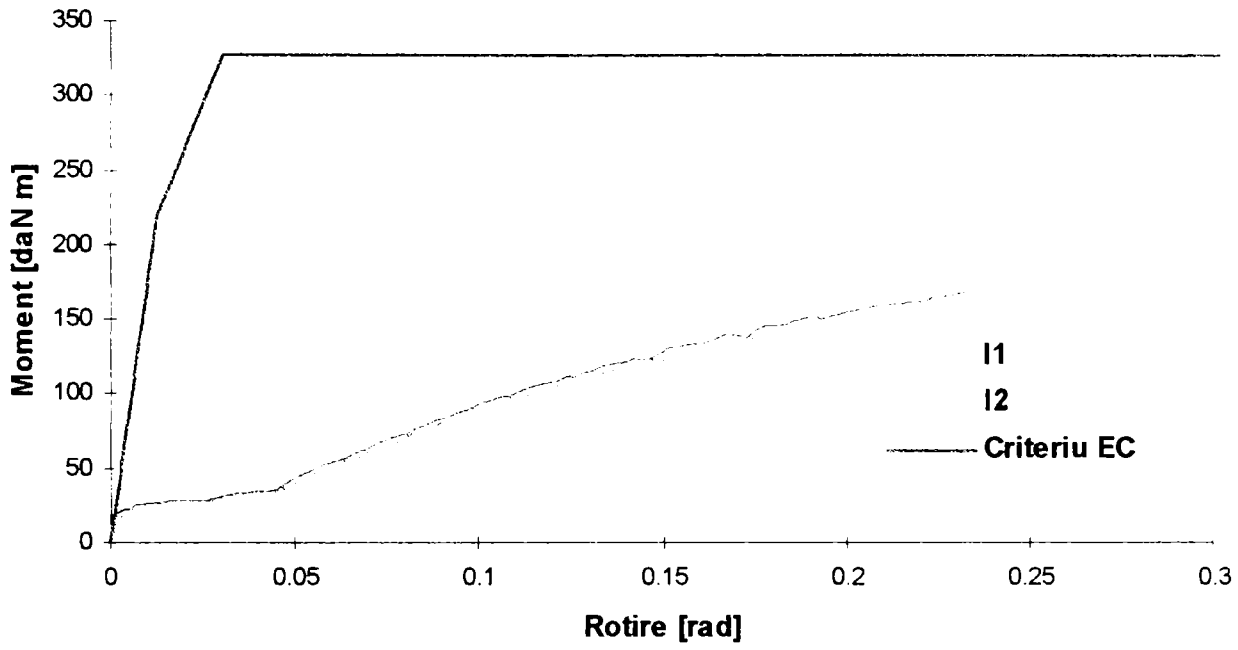


Fig. 5.1.7 Nod 3

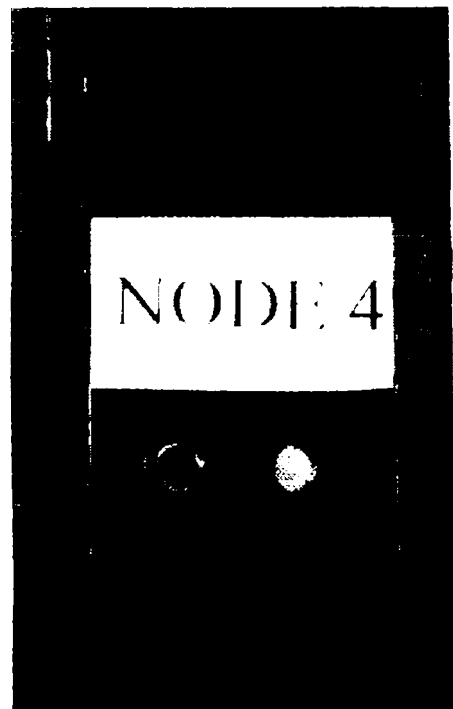
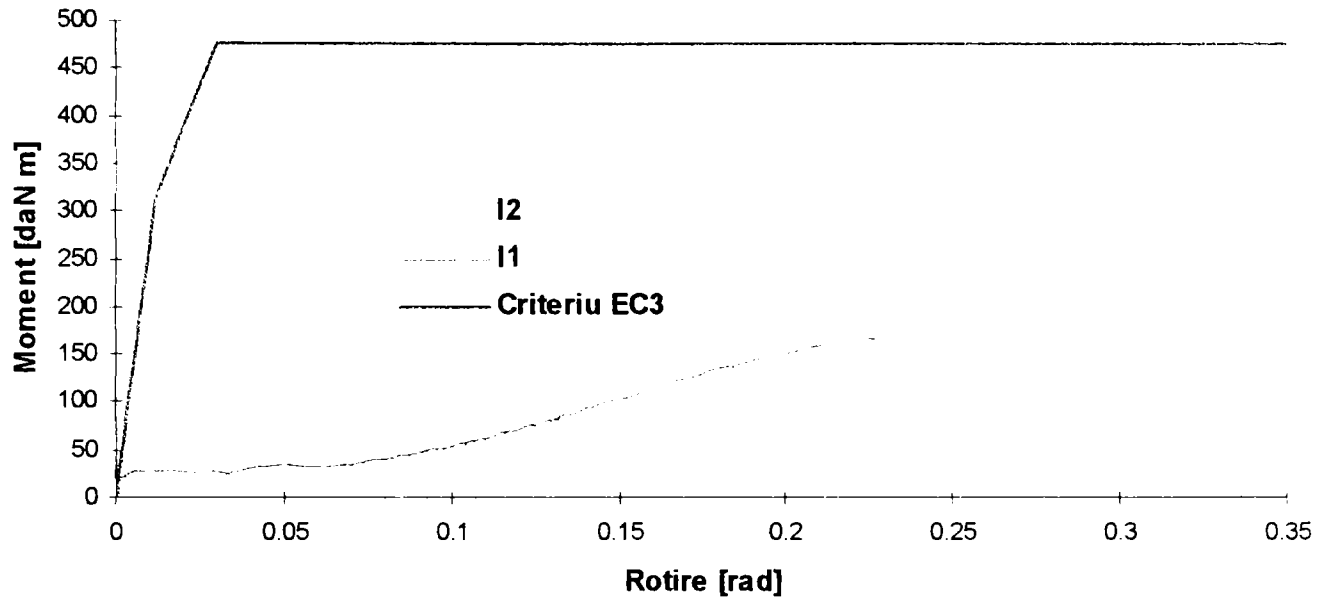


Fig. 5.1.8 Nod 4

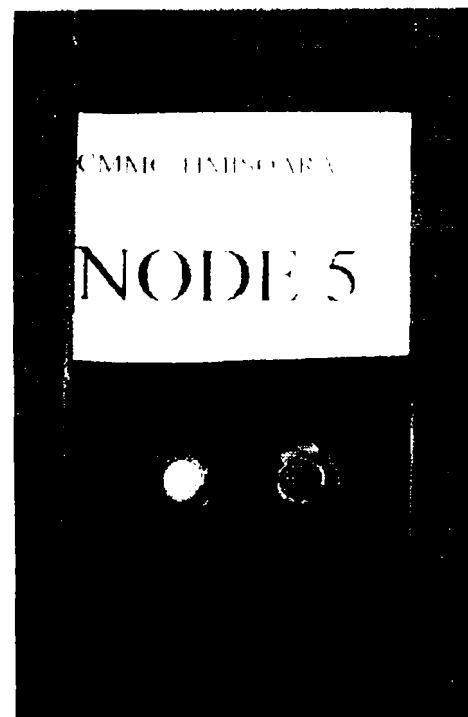
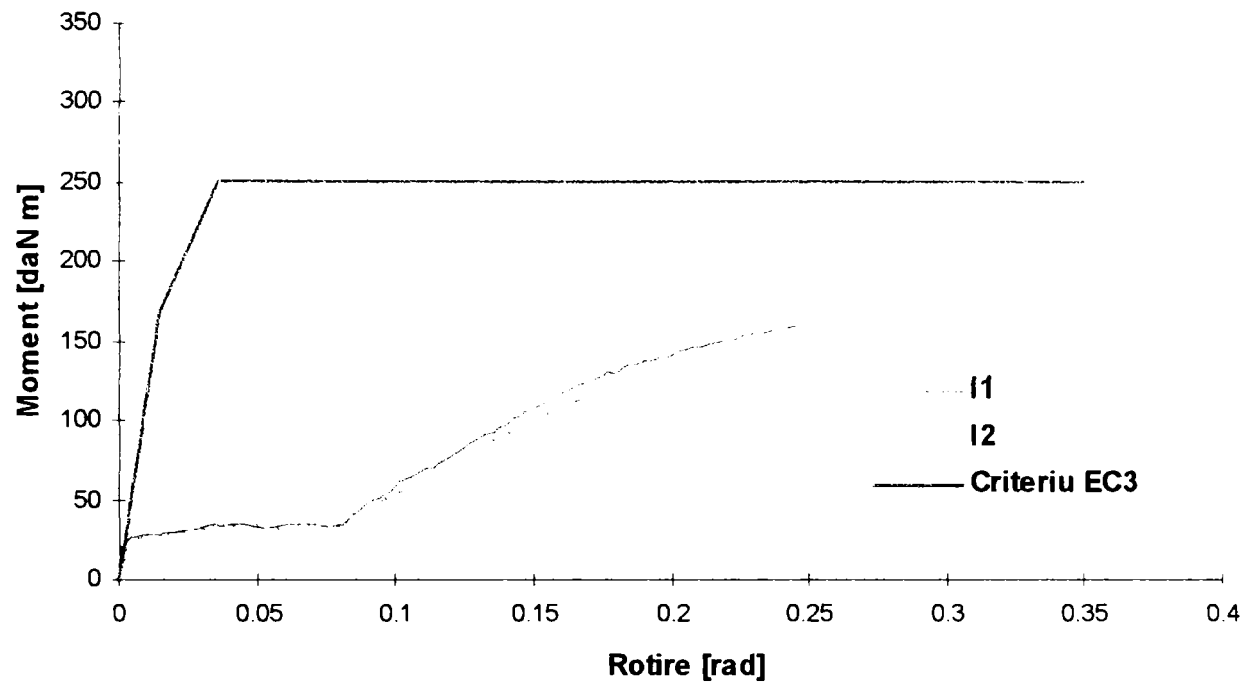


Fig. 5.1.9 Nod 5

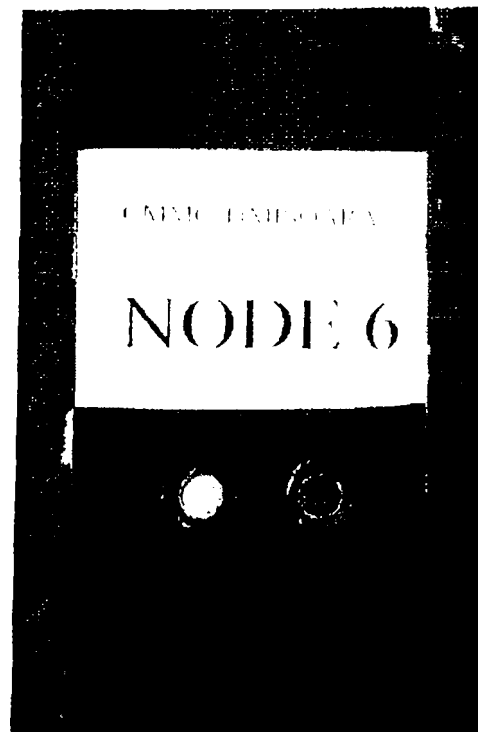
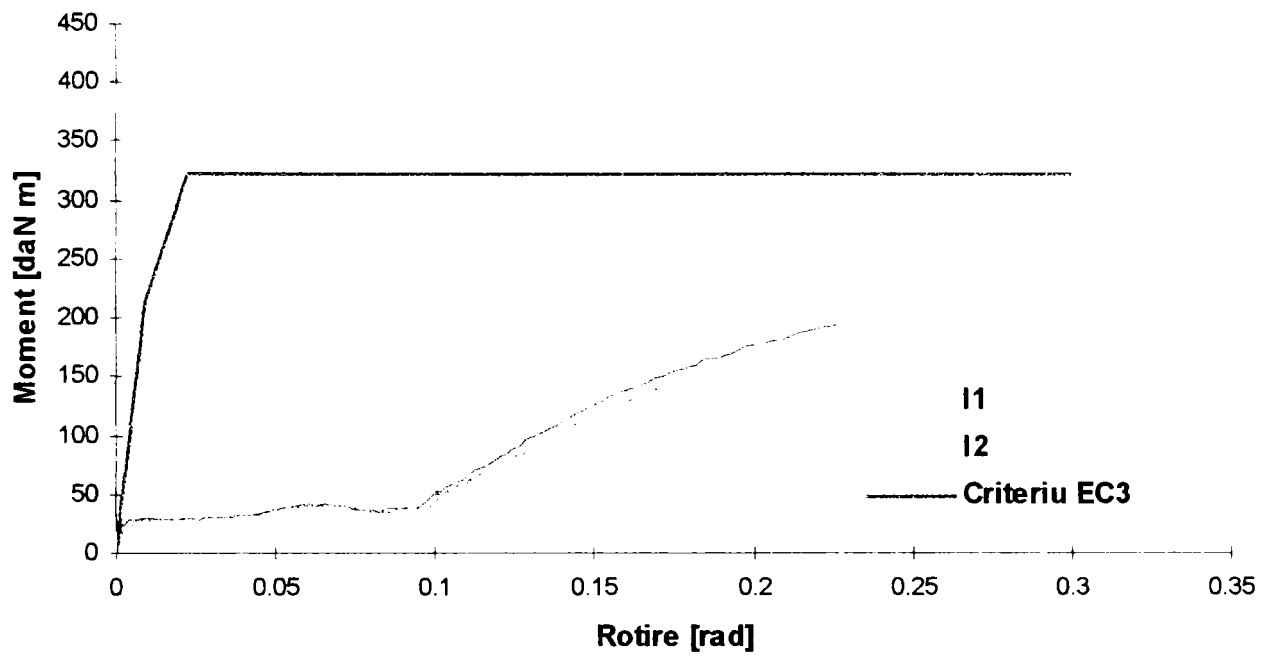


Fig. 5.1.10 Nod 6

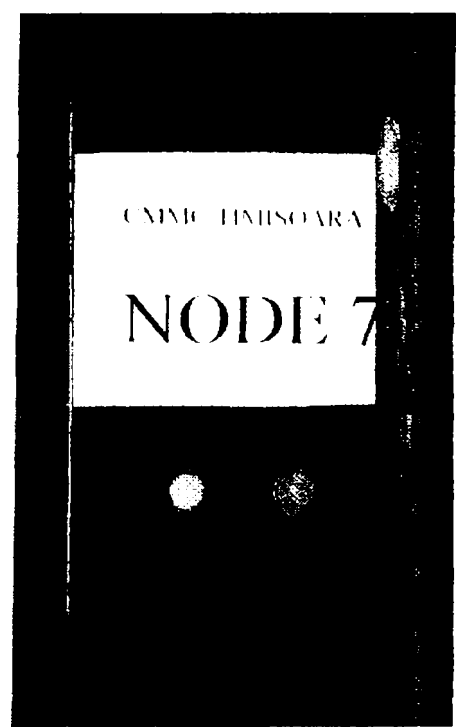
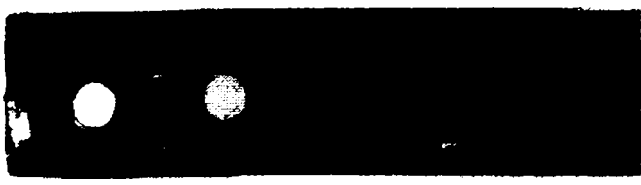
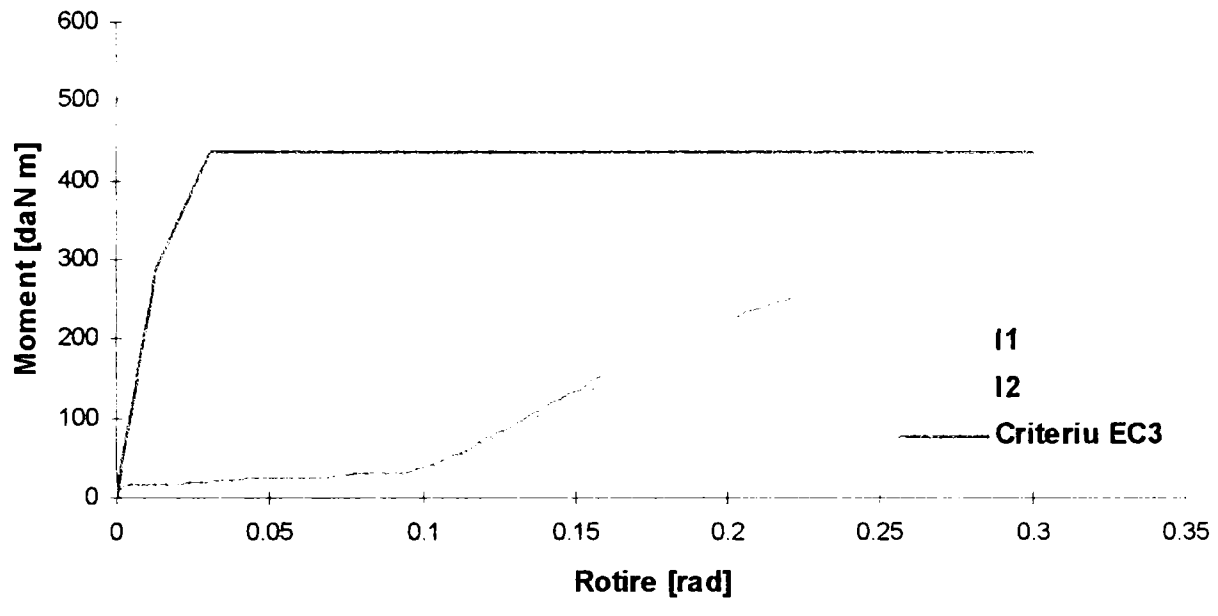


Fig. 5.1.11 Nod 7

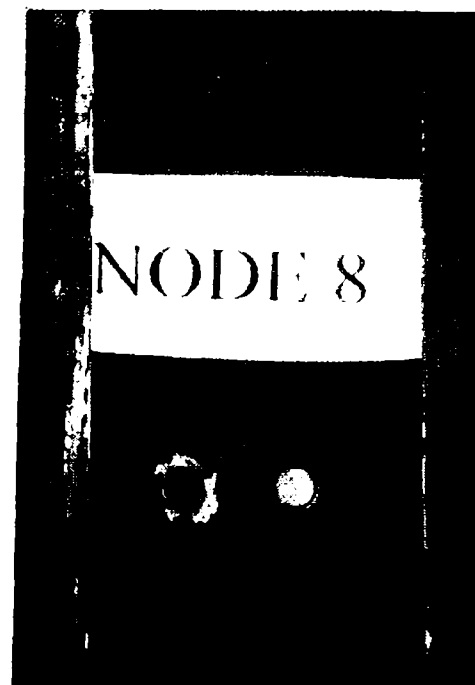
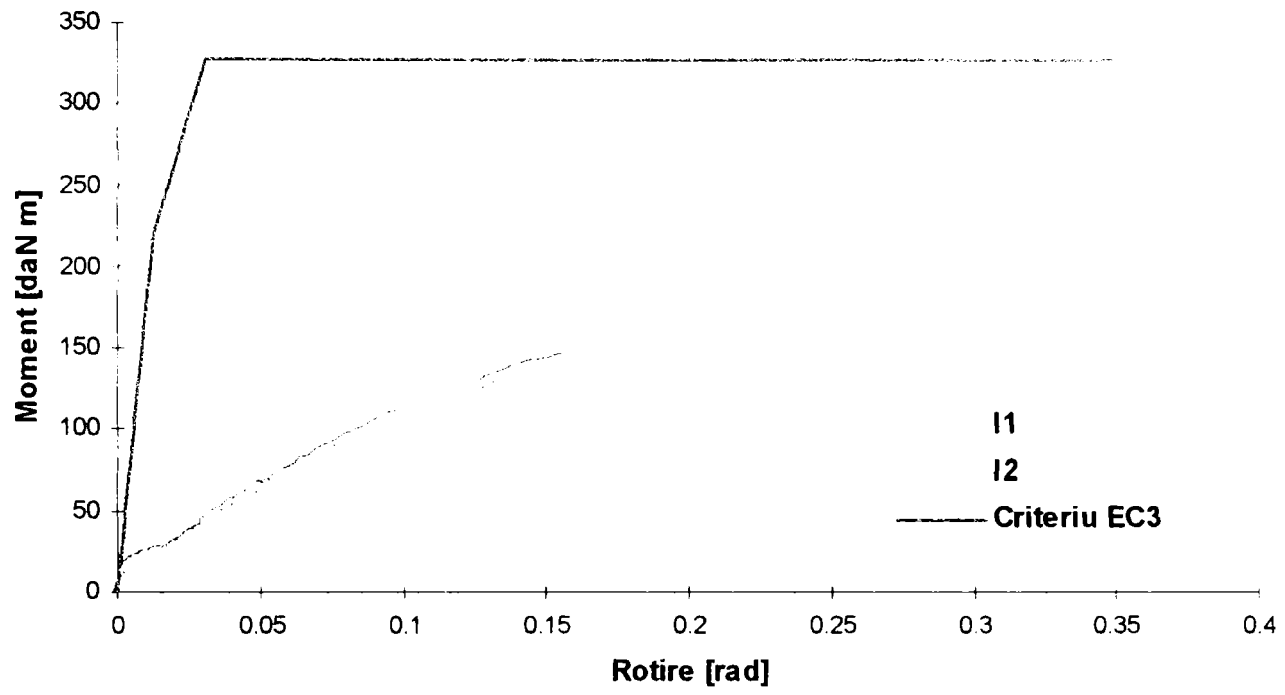


Fig. 5.1.12 Nod 8

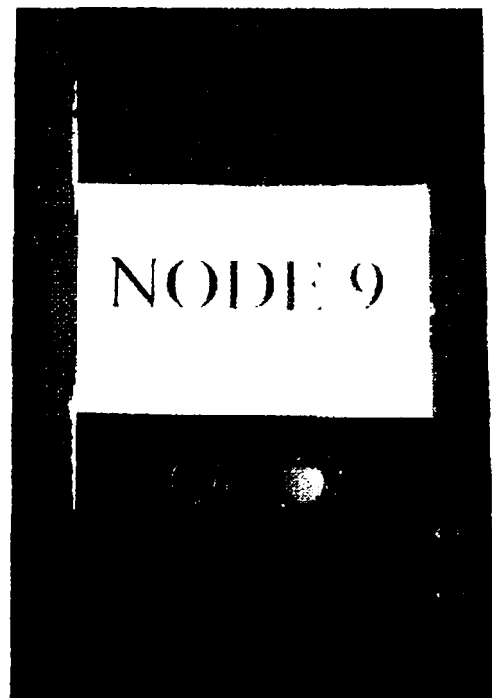
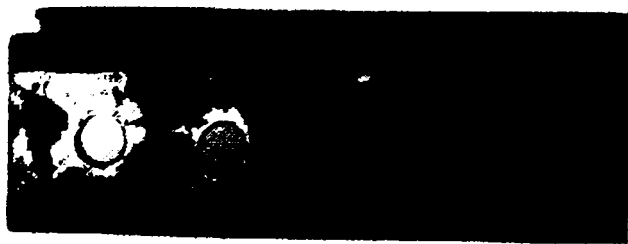
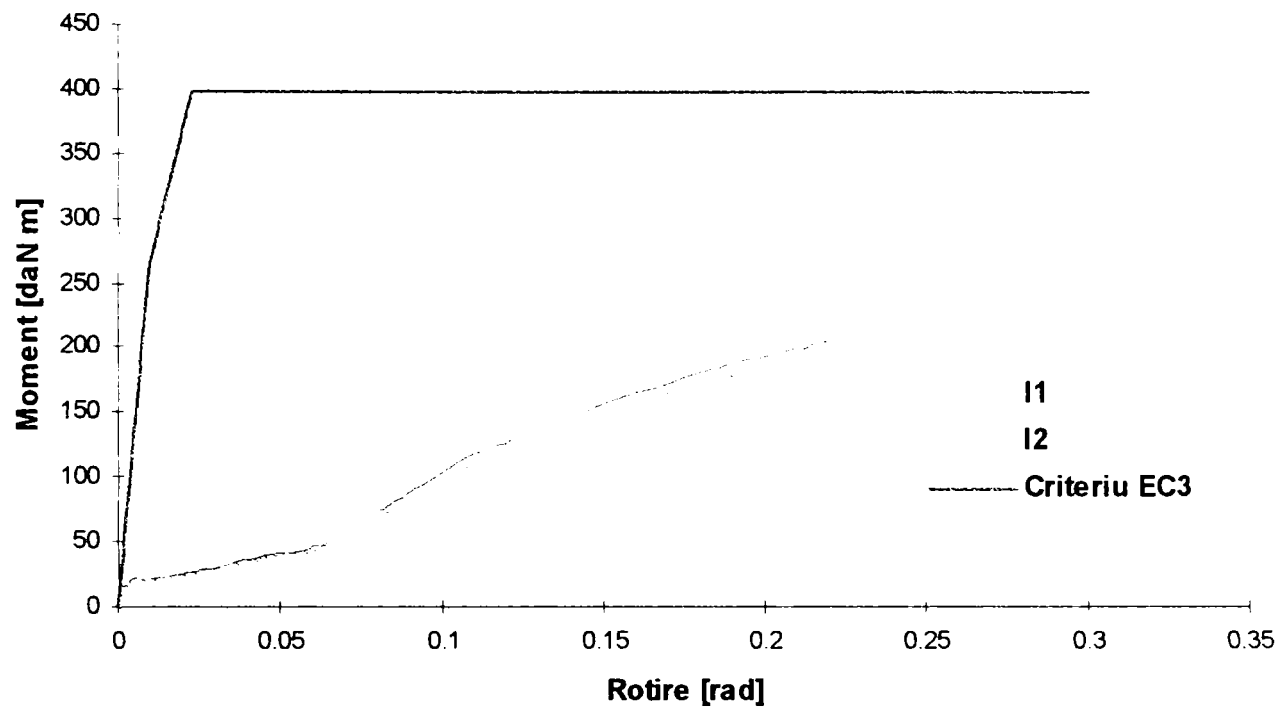


Fig. 5.1.13 Nod 9

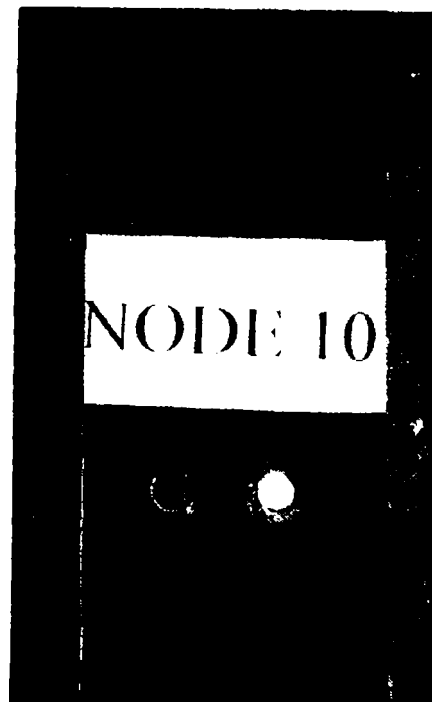
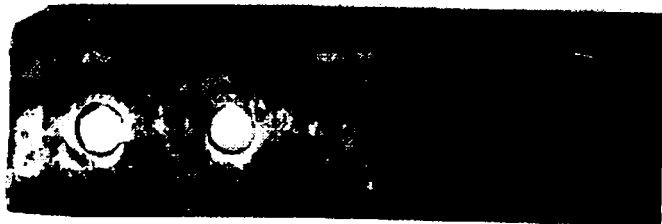
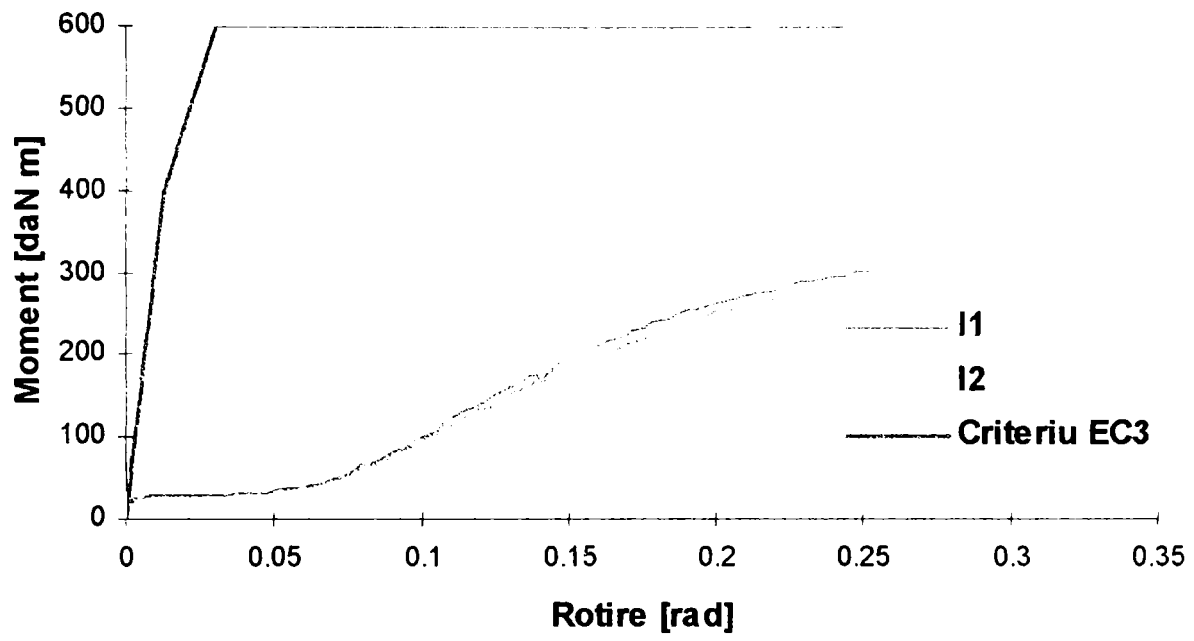


Fig. 5.1.14 Nod 10

Rezultatele testelor sunt date in Tabelul 5.1.3. Cu referire la reprezentarea idealizata din Figura 5.1.16, aceste valori reprezintă:

M_s - momentul corespunzător lunecării șuruburilor

Φ_i - unghiul corespunzător finalului lunecării

$M_{Rd1,2}$ - momentul ultim al îmbinării (corespunzător rotirii în ax respectiv la fata tălpii)

$K_{1,2}$ - rigiditatea la rotire a îmbinării (corespunzătoare rotirii în ax respectiv la fata tălpii)

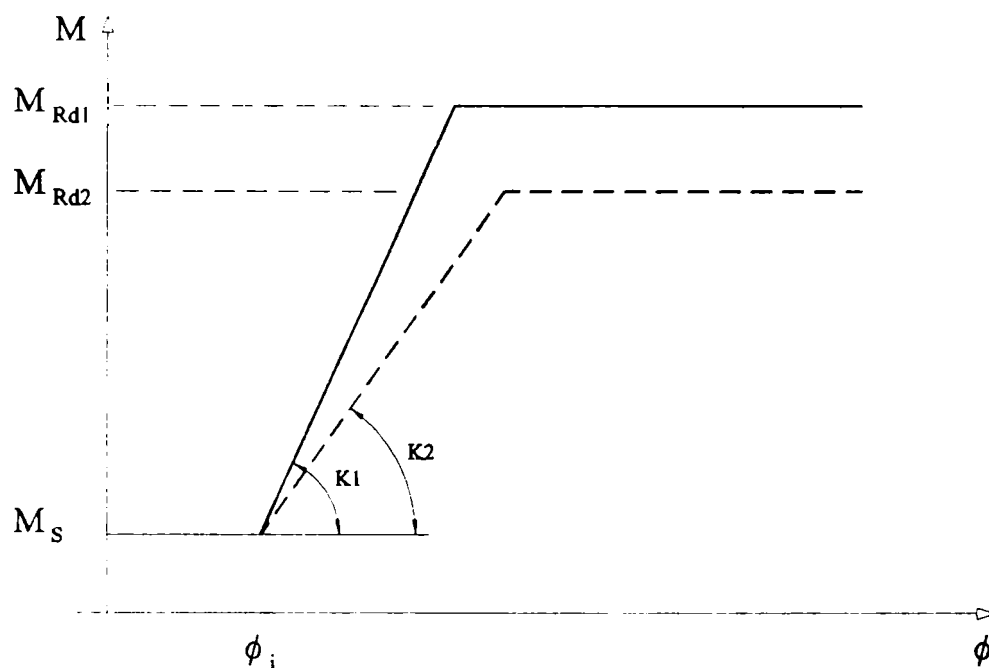


Fig. 5.1.16 Caracteristici măsurate în timpul testului

Tab. 5.1.3 Valori ale caracteristicilor măsurate

Nod	M_s [daNm]	Φ_i [rad]	M_{rd1} [daNm]	K_1 [daNm/rad]	M_{rd2} [daNm]	K_2 [daNm/rad]
1	30	0.07	169	1013	151	1005
2	18	0.08	215	1248	200	1184
3	25	0.05	180	1027	170	1018
4	27	0.11	210	1111	205	951
5	23	0.075	168	1056	144	980
6	25	0.095	220	1532	200	1393
7	20	0.11	305	2118	295	1890
8	25	0.02	170	1097	155	960
9	20	0.058	225	1549	210	1130
10	23	0.087	315	2036	310	1810

Din Tabelul 5.1.3 se observa ca diferentele valorilor rigiditatilor măsurate in axul îmbinării sunt ne semnificative (maxim 3.8%) pentru nodurile care au aceeași combinație de grosimi pentru montant respectiv tălpi. In concluzie, se poate spune ca dimensiunile secțiunii diagonalei, excepție facind grosimea, nu au nici o influenta asupra caracteristicii moment-rotire. S-a arătat in analiza rezultatelor ca diferențe apar doar in rotirea măsurata la fata tălpii (I2); in mod evident utilizarea unor secțiuni cu tălpi înguste pentru diagonale conduce la accentuarea diferenței intre rotirea in ax si la fata stilpului, si la atingerea mai rapida a limitei de curgere in fibrele extreme ale secțiunii diagonalei.

Privitor la palierul de lunecare, așa cum se desprinde si din [ZAD91] lunecarea este independenta de grosimea tablelor, depinzind doar de forța de stringere; mărimea acesteia este data de tolerantele intre diametrul șurubului si cel al găurii. Pentru experimentele de fata, forța de stringere a fost aleatoare, la nivelul normal obținut prin stringere normala, fara a se folosi chei speciale. Doar utilizarea șuruburilor de înalta rezistenta pretensionate poate conduce la evitarea lunecărilor, dar acest tip de șuruburi nu sunt justificate economic pentru profilele cu pereți subțiri formate la rece, așa cum s-a arătat in Capitolul 3.

Intr-o lucrare recenta [KIT94], influenta lunecărilor asupra răspunsului structural al unor structuri triangulate a fost analizata prin intermediul unor simulări numerice. Autorii au concluzionat ca, daca lunecarea șuruburilor are o oarecare influenta asupra deplasărilor, aceasta nu influenteaza semnificativ starea de eforturi a structurii. In alta ordine de idei, considerind definiția rigidității rotationale data de EUROCODE 3 [EUR92] aceasta nu este influențata de lunecare.

Forma triangulata a fermei, in sa, va preveni sau va limita, cel puțin, aceste lunecari inițiale. Mai mult decit atat, forța axiala din diagonale va limita pina la eliminare lunecările la rotire, valoarea acesteia depasind cu mult, in stadiul de exploatare, valoarea forței de lunecare. Acest fapt este confirmat experimental in paragraful 5.4.

Este in sa de subliniat ca, de fapt, doar prima porțiune a curbei $M-\Phi$ prezintă interes pentru cazul fermelor in discuție; așa cum s-a arătat in Capitolul 3, este importanta limitarea in domeniul elastic de comportament al îmbinărilor cu șuruburi la profilele cu pereți subțiri. Caracterul semirigid, demonstrat pentru aceste tipuri de îmbinări este important in principal din punct de vedere al analizei de stabilitate al barelor fermei. Valorile rigiditatilor inițiale, așa cum s-a arătat din analiza rezultatelor, conduc la ipoteza considerării diagonalelor fermei ca bare reazemate elastic la extremitati, cu o lungime de flambaj redusa in consecința fata de ipoteza clasica a barelor dublu articulate. Acesta ipoteza poate conduce la reduceri importante ale secțiunilor diagonalelor, din punct de vedere al dimensionării din condiția de zveltețe a barelor. pe de alta parte, in sa, datorita excentricitatilor de prindere si prin rigiditatea la rotire a legaturilor, diagonalele si montanții fermelor vor prelua suplimentar fata de ipoteza clasica a nodurilor articulate si moment încovoietor, ceea ce ar putea însemna un spor important de efort unitar in verificarea de rezistenta si stabilitate.

In concluzie, conform criteriului EUROCODE 3 de clasificare a îmbinărilor structurilor contravintuite pentru cele 10 noduri tipice de ferma, s-a demonstrat comportamentul de tip semirigid cu rezistenta parțiala. Testele efectuate au pus in evidenta faptul ca principala componenta a deformabilitatii nodului este deformarea locala a găurilor șuruburilor, prezenta in cazul îmbinării tablelor subțiri. Diferențele introduse de deformațiile locale ale elementelor îmbinate pentru profilele utilizate in mod curent, sunt ne semnificative si in consecința,

semirigiditatea este caracterizata in principal de capacitatea de rotire a profilului in raport cu axul tălpii.

Pentru stabilirea unei formule pentru rigiditatea la rotire, se rețin ca importanți următorii parametri:

- grosimea profilelor
- diametrul șuruburilor si toleranta găurii (in cazul nodurilor testate a fost folosit un singur diametru, M12 cu o toleranta a găurii de 1mm)
- numărul si dispoziția șuruburilor

De aceea, pentru determinarea rigiditatii la rotire a nodurilor de ferma, este suficienta determinarea pe cale experimentală a rigiditatii tablelor prinse cu un singur șurub, sollicitate la tractiune. Aceasta concluzie se desprinde si din studiile [TNO76][ZAD91] prezentate in Capitolul 3.

Rezultatele cercetării experimentale pe noduri T prezentate in acest paragraf au fost incluse in baza de date a centrului de cercetări in domeniul profilelor cu pereți subțiri formate la rece din cadrul Universitatii Missouri - Rolla [DAT96].

5.2 INCERCARI EXPERIMENTALE PENTRU DETERMINAREA RIGIDITATII IMBINARILOR TABLELOR SUBTIRI CU UN SURUB

Testele efectuate pe noduri, prezentate in paragraful 5.1, au pus in evidenta faptul ca principala componenta a deformabilitatii nodului este deformarea locala a găurilor. Dimensiunile secțiunii diagonalei, excepție făcând grosimea, nu au nici o influenta asupra caracteristicii moment-rotire. De aceea, așa cum s-a arătat si in Capitolul 3, pentru determinarea rigiditatii la rotire pentru îmbinările cu șuruburi ale elementelor cu pereți subțiri, este suficienta determinarea pe cale experimentală a rigiditatii imbinarilor tablelor subtiri cu un singur șurub, solicitate la forfecare.

Singura formula pentru flexibilitatea tablelor îmbinate cu un șurub existenta in momentul de fata in literatura de specialitate, determinata la Universitatea din Salford [ZAD91] prezentata in Capitolul 3, s-a bazat pe teste efectuate pe același tip de șuruburi, M16, deci nu înglobează efectul diametrului si cu o toleranta a diametrului găurii de 2mm. In cazul nodurilor testate la Timișoara, in toate cazurile au fost folosite șuruburi M12, cu întreaga tija filetata (caz curent pentru îmbinările cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri) si cu o toleranta uzuala a diametrului găurii de 1mm.

Programul experimental [CNC98] prezentat in continuare, are ca scop determinarea unei formule pentru rigiditatea imbinarilor cu un surub cu un șurub, solicitate la forfecare, care sa contina influenta diametrului șurubului, pentru cazul practic al șurubului cu întreaga tija filetata si cu o toleranta a diametrului găurii de 1mm.

5.2.1 Modele experimentale

Încercările experimentale au fost efectuate pe 3 grosimi diferite ale tablelor, cuprinse între 1.85-3.75mm (interval de grosimi folosit la testarea nodurilor de ferma) si 5 diametre de șuruburi cu întreaga tija filetata, M8 - M16 [CNC98].

Pentru fiecare grosime de tabla au fost considerate trei diametre de șuruburi (Tab. 5.2.1). Pentru fiecare combinație au fost efectuate cite trei teste, astfel incit numărul total de încercări experimentale a fost 27.

Tab. 5.2.1. Combinațiile grosime tabla/ diametru șurub analizate

Grosime tabla [mm]	Șurub				
	M8	M10	M12	M14	M16
1.85	x	x	x		
3.15		x	x	x	
3.75			x	x	x

Dimensiunile plăcilor de tabla sunt arătate in Figura 5.2.1 si sunt aceleași cu dimensiunile folosite in programul experimental de la Universitatea Salford [ZAD91].

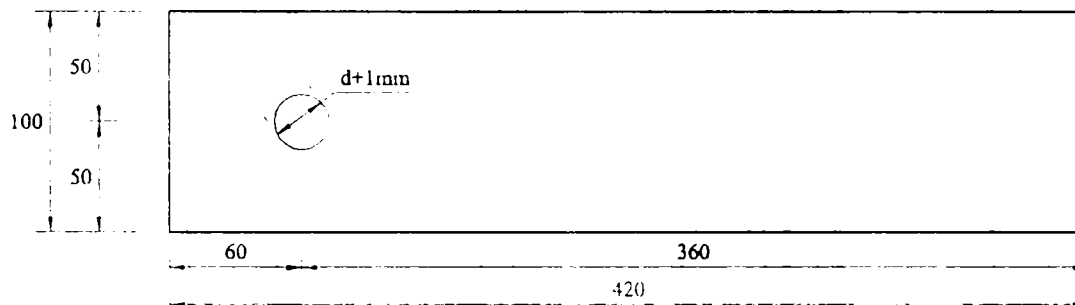


Fig. 5.2.1 Dimensiuni model experimental

Calitatea otelului a fost determinata prin încercări pe cupoane de tabla. Limita de curgere si limita de rupere au valorile prezentate sunt date in tabelul 5.2.2, pentru fiecare grosime de tabla.

Tab. 5.2.2 Caracteristicile otelului

Grosime profil [mm]	f_y [daN/cm ²]	f_u [daN/cm ²]
1.85	2798	4021
3.15	2768	3920
3.75	2585	3755

5.2.2 Montaj experimental

Programul experimental a fost efectuat utilizând o presa ZWICK de 20 tone, la Combinatul NITROMONIA din Fagaras. Ansamblul experimental este arătat in Figura 5.2.2.

Pentru măsurarea deplasărilor au fost folosiți palpatori unghiulari, asezati la distanta de 65mm de axul șurubului. Preluarea valorilor incarcarii si a deplasării s-a făcut prin stația de achiziție a datelor. atașata presei. Prelevarea rezultatelor s-a făcut in mod direct, prin citirea valorilor incarcarii si deplasărilor, afișate de stația de achiziție. Viteza de încărcare a fost de 1kN/minut, identica cu cea folosita in testele de la Salford [ZAD91] si specificata in Recomandările Europene [ECC83] pentru încercările de acest tip. Viteze mai mari de încărcare ar putea conduce in mod artificial la valori superioare ale rezistentei si rigiditatii îmbinării testate. Stringerea șuruburilor s-a efectuat normal, de către aceeași persoana, pentru toate speciamentele.

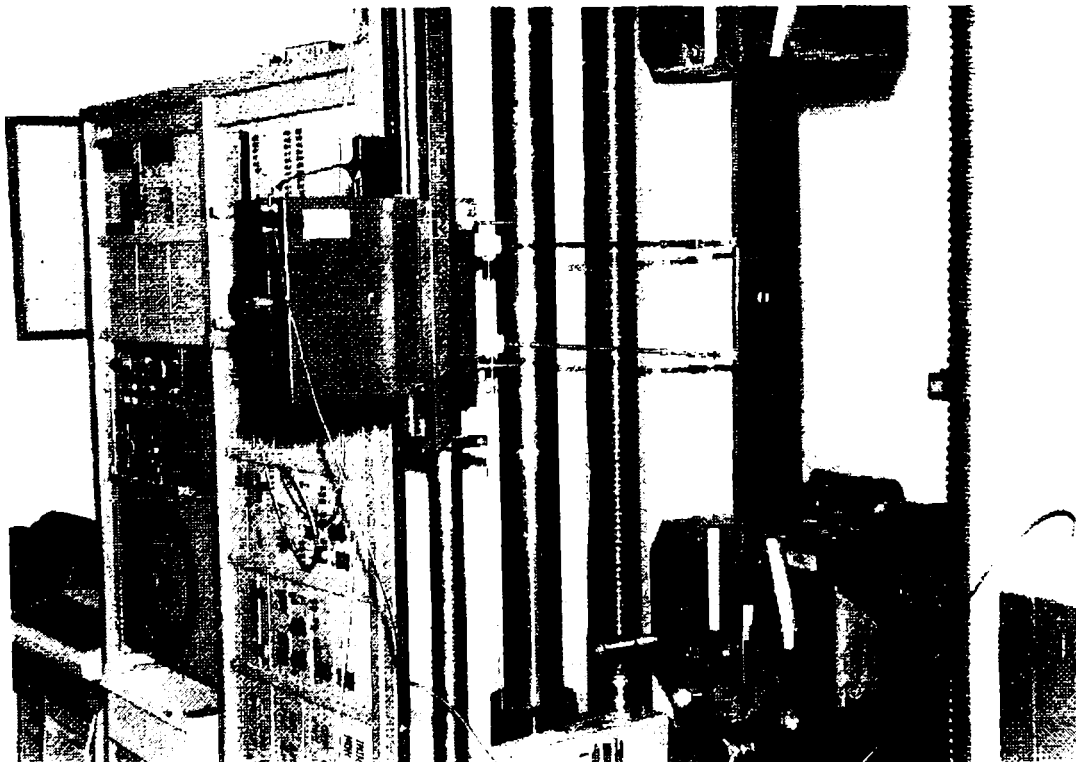
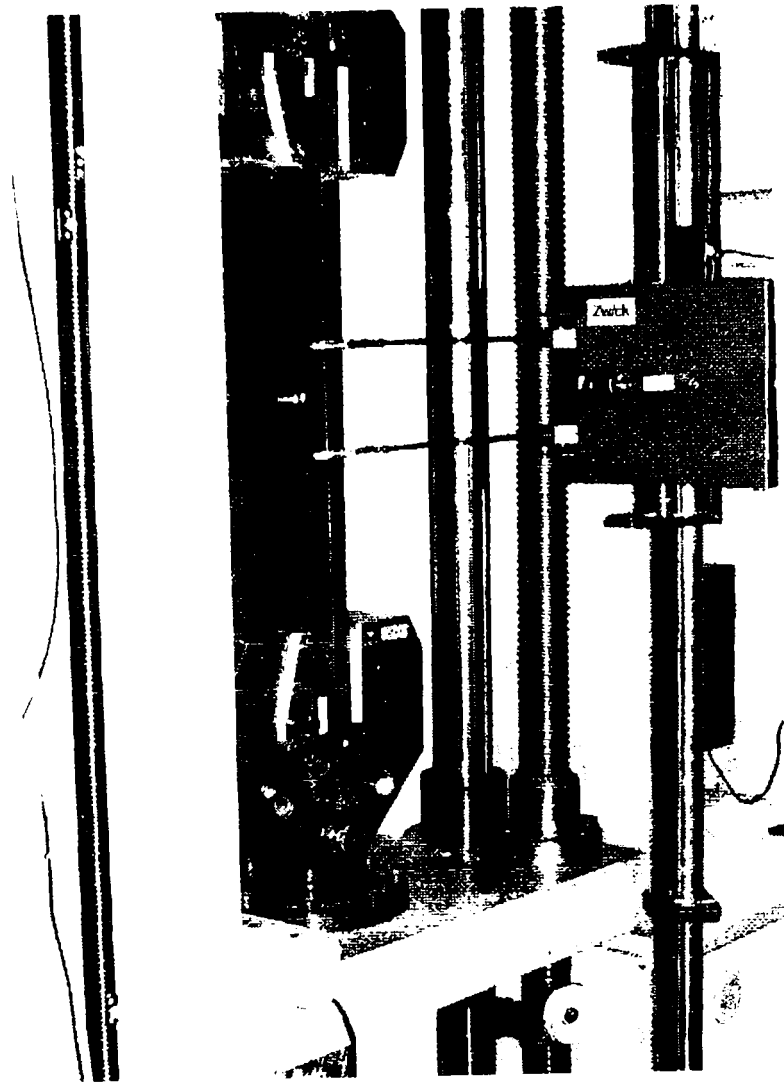


Fig. 5.2.2 Montaj experimental

Curbele incarcare- deplasare obținute pentru cele 9 combinații grosime tabla/ diametru șurub, fiecare continind cite 3 teste (A, B, C) sunt arătate in Figurile 5.2.3 - 5.2.11.

Rigiditatile experimentale determinate pentru fiecare din cele 27 de încercări sunt date in Tabelul 5.2.3.

Tab. 5.2.3 Rigiditatatea la tracțiune determinata experimental [kN/mm]

Șurub	Grosime tabla [mm]								
	1.85			3.15			3.75		
	Combinație grosime tabla - diametru șurub								
	a	b	c	a	b	c	a	b	c
M8	4.237	4.695	4.348	-	-	-	-	-	-
M10	5.102	6.211	5.025	10.000	10.417	10.204	-	-	-
M12	7.353	5.263	5.236	10.869	10.753	10.526	9.259	13.333	13.699
M14	-	-	-	11.111	11.628	11.765	14.286	14.493	14.925
M16	-	-	-	-	-	-	16.667	16.393	15.385

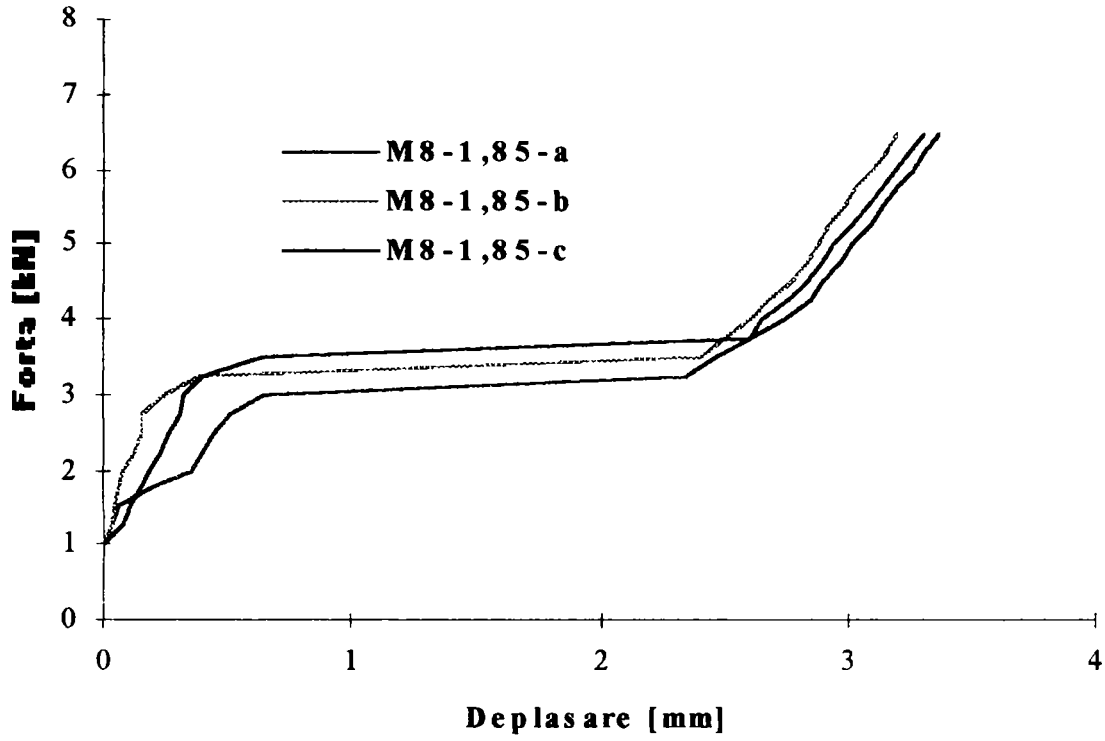


Fig. 5.2.3 Curbe forta - deplasare pentru $t=1.85\text{mm}$ si surub M8

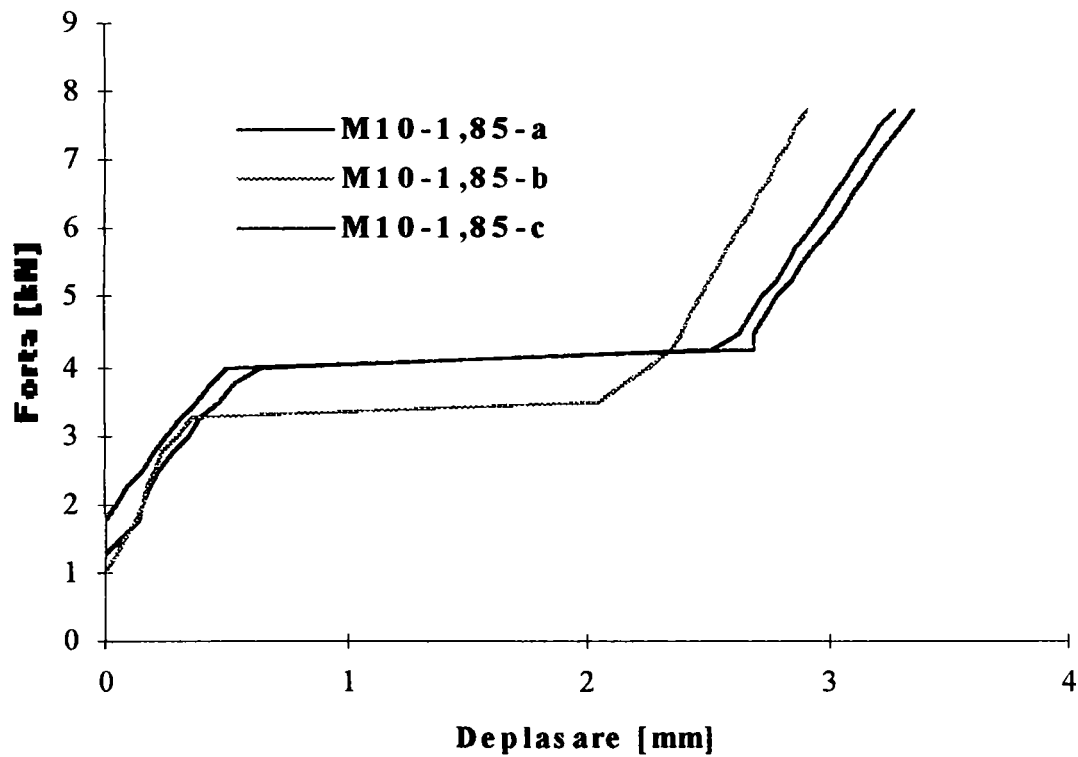


Fig. 5.2.4 Curbe forta - deplasare pentru $t=1.85\text{mm}$ si surub M10

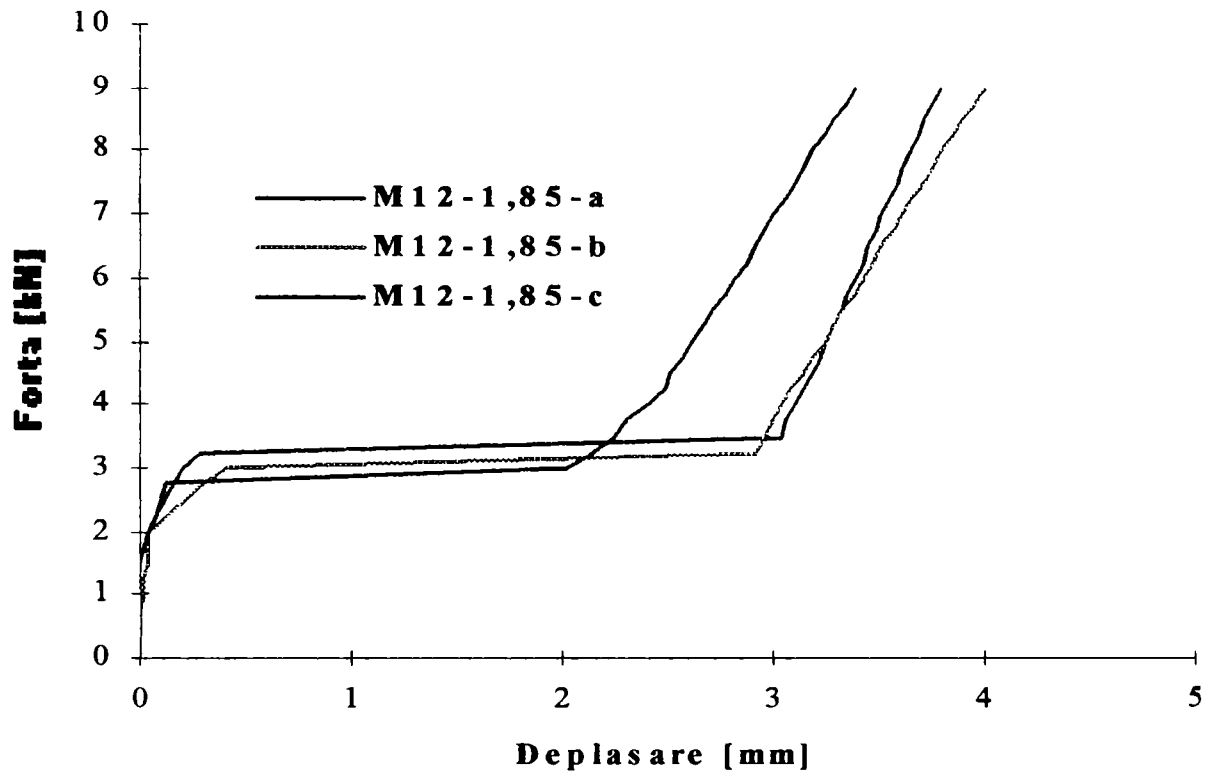


Fig. 5.2.5 Curba forta - deplasare pentru $t=1.85\text{mm}$ si surub M12

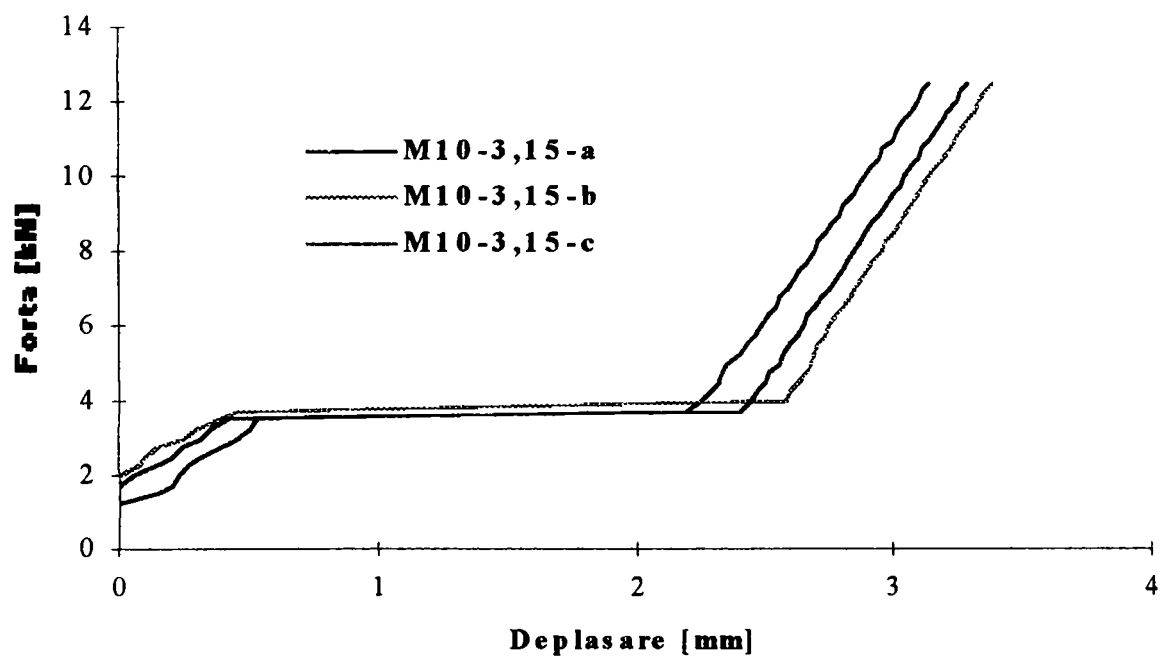


Fig. 5.2.6 Curbe forta - deplasare pentru $t=3.15\text{mm}$ si surub M10

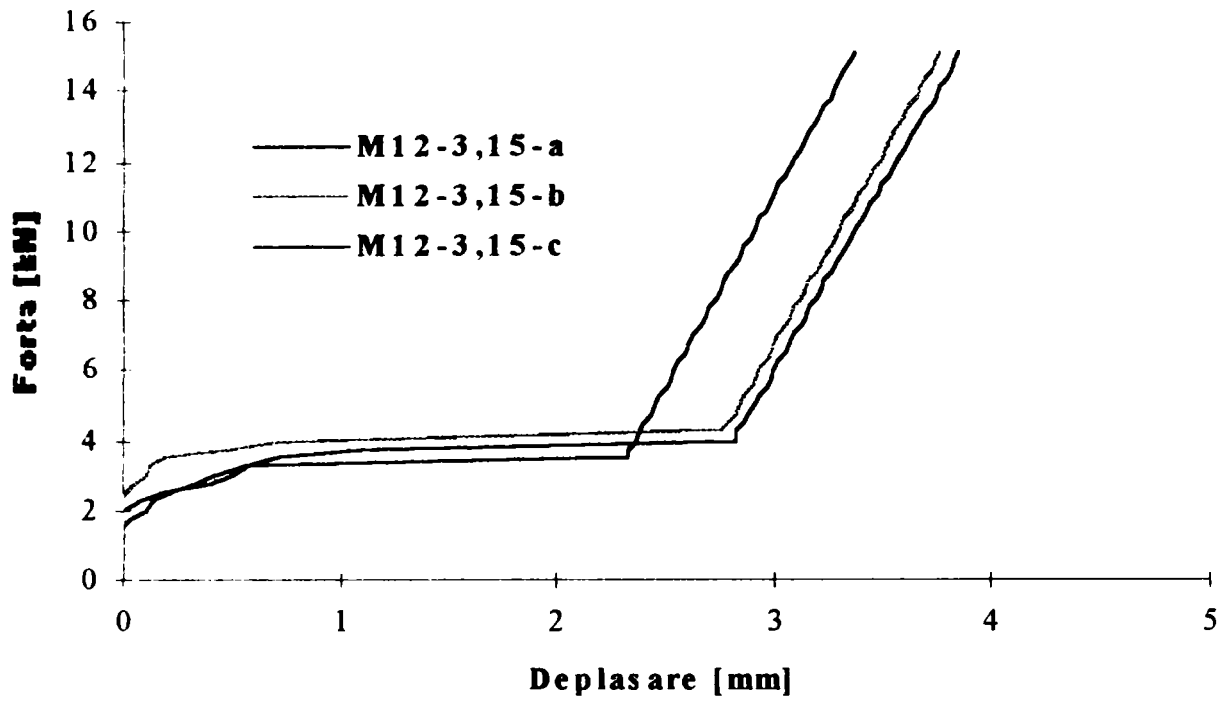


Fig. 5.2.7 Curba forta - deplasare pentru $t=3.15\text{mm}$ si surub M12

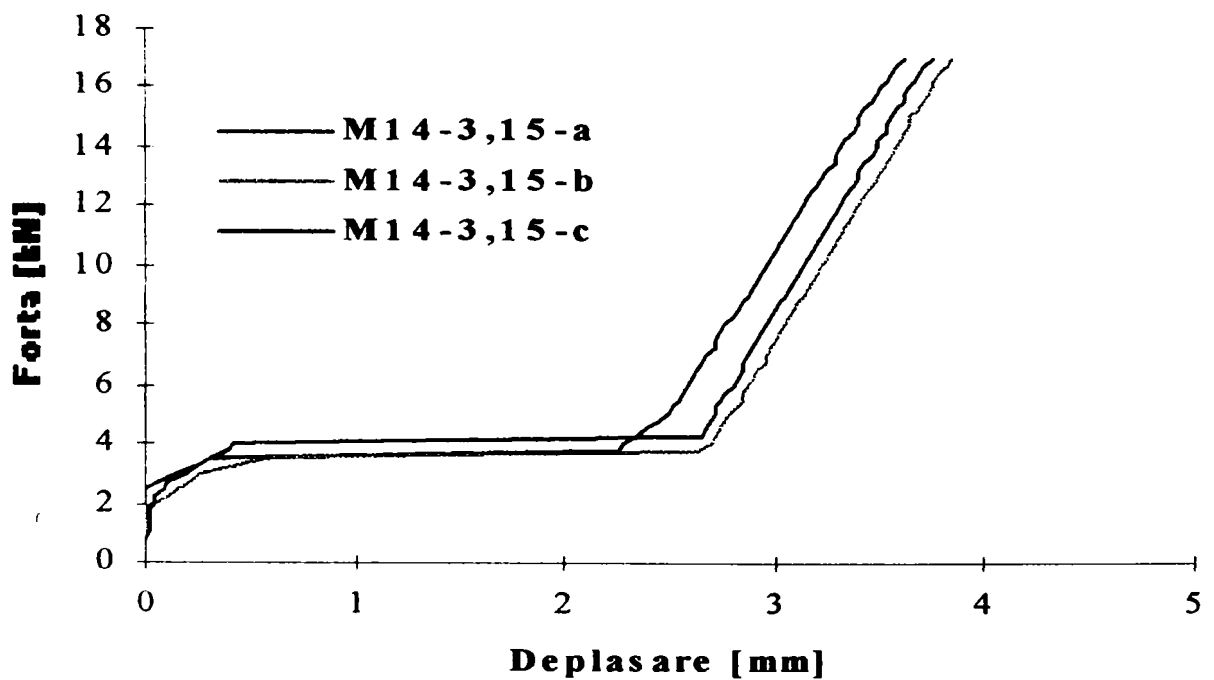


Fig. 5.2.8 Curbe forta - deplasare pentru $t=3.15\text{mm}$ si surub M14

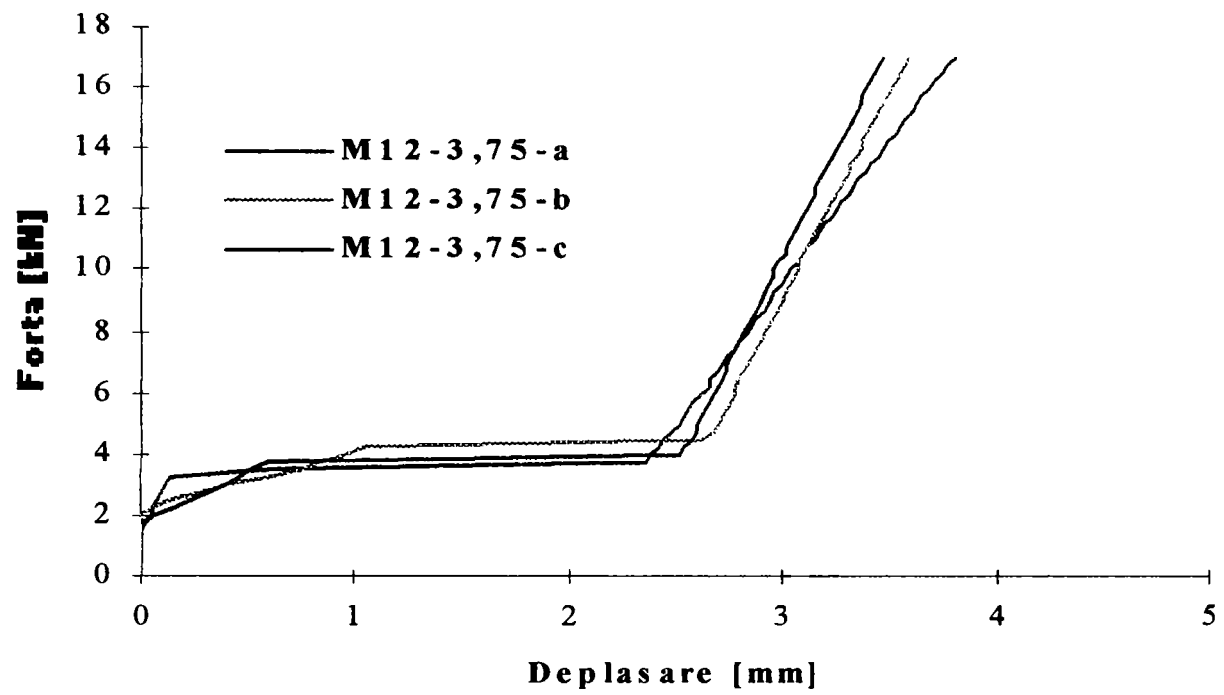


Fig. 5.2.9 Curbe forta - deplasare pentru $t=3.75\text{mm}$ si surub M12

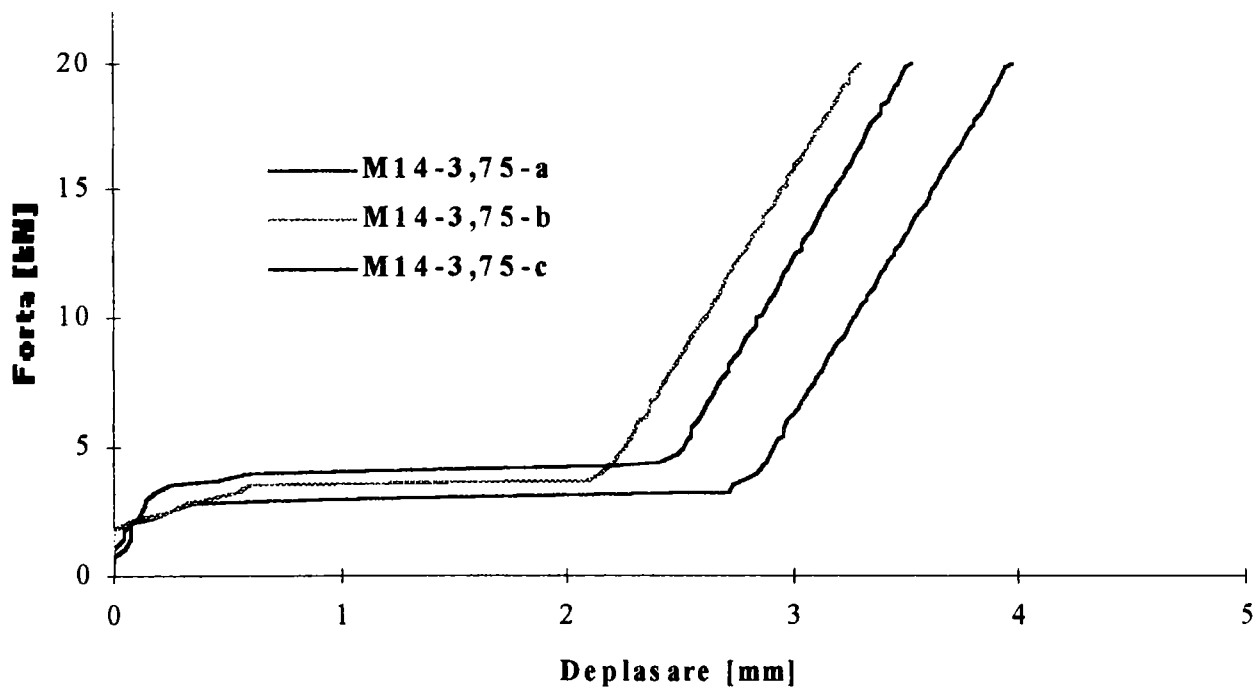


Fig. 5.2.10 Curbe forta - deplasare pentru $t=3.75\text{mm}$ si surub M14

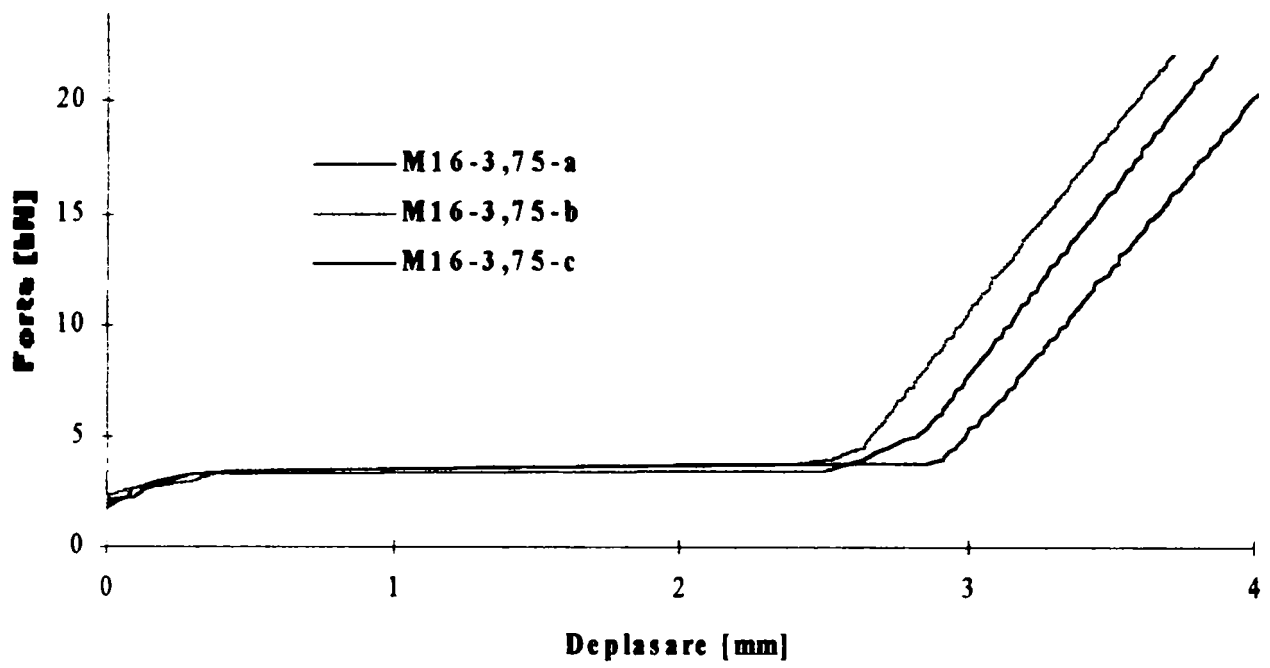


Fig. 5.2.11 Curbe forta - deplasare pentru $t=3.75\text{mm}$ si surub M16

5.2.3 Calibrarea formulei rigiditatii cu Anexa Z a EC3 Partea 1

Calibrarea formulei pentru rigiditatea la tracțiune a tablelor îmbinate cu un șurub, pe baza prelucrării rezultatelor experimentale, se face cu ajutorul procedurii Anexei Z a EUROCODE 3- ENV 1993-1-1 / prA2:1994 [ANZ94].

Așa cum s-a arătat în Capitolul 2, în care s-au prezentat principiile de calcul ale procedurii, aceasta anexa este un îndrumător specializat pentru evaluarea încercărilor de laborator efectuate în domeniul construcțiilor metalice, în conformitate cu prevederile ENV 1991-1 EUROCODE 1 - Partea 1. Anexa prezintă o procedura standard pentru determinarea valorilor caracteristice și a valorilor de calcul ale rezistentelor, precum și a coeficienților de siguranță pe baza rezultatelor obținute în cadrul încercărilor experimentale.

În ceea ce privește problema calibrării unei formule pentru rigiditatea la tracțiune a tablelor îmbinate cu un șurub, așa cum se arată și în studiile [TNO76] prezentate în Capitolul 3, pentru calculul de stabilitate și calculul deplasărilor unei structuri, este necesară supraevaluarea flexibilității îmbinărilor. Aceasta înseamnă, în termeni de rigiditate, calibrarea cu ajutorul Anexei Z a unei formule care să subevalueze această rigiditate, analog procedurii pentru o mărime de tip rezistentă.

Pentru a putea aplica procedura standard de evaluare a Anexei Z trebuie să îndeplinească o serie de condiții inițiale:

- funcția de tip rezistentă propusă trebuie să fie o funcție de variabile independente;
- s-au făcut măsurători asupra tuturor caracteristicilor corespunzătoare variabilelor funcției propuse;
- toate variabilele sunt distribuite log-normal;
- nu există o corelație (dependență statistică) între variabilele funcției.

Formula propusă în continuare pentru evaluarea rigidității îmbinărilor tablelor subțiri cu un șurub, solicitate la forfecare, bazată pe rezultatele experimentale prezentate în Tabelul 5.2.3, este o funcție de variabile independente, între care nu există nici o dependență statistică. Atât grosimile tablelor, cât și diametrul șuruburilor, variabile care apar în formula propusă, au fost măsurate anterior efectuării testelor. Cu privire la distribuția statistică a variabilelor conținute în formula, aceasta este de tip log-normal, acest tip de distribuție fiind demonstrat de studii recente [SED89] [NET95][BYF96] pentru mărimi de tip geometric. Grosimea tablei și diametrul șurubului, variabile utilizate în formula, sunt mărimi de tip geometric.

În continuare se prezintă calibrarea formulei teoretice propuse pentru îmbinările cu un șurub, trecând prin procedura pas cu pas de evaluare a Anexei Z.

Pas 1: Definierea modelului de calcul

În primul pas, se introduce o funcție r_t (sau altfel denumită "model de calcul") pentru rezistența elementului sau detaliului structural respectiv, în cazul de față pentru rigiditatea îmbinărilor tablelor subțiri cu un singur șurub, solicitate la forfecare, o funcție de tip rezistentă. Aceasta formulă este funcție de variabilele independente notate X

$$r_t = g_R(\underline{X}) \quad (5.2.1)$$

Pentru rigiditatea îmbinarilor tablelor subtiri cu un surub, cu o toleranta a diametrului găurii de 1mm, se propune următoarea formula

$$r_t = 6.6 \frac{\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad [\text{kN/mm}] \quad (5.2.2)$$

in care: d - este diametrul șurubului
 t_1, t_2 - grosimile tablelor îmbinate

Pasul 2: Comparație între valorile experimentale și valorile teoretice

Valorile experimentale r_{ei} sunt cunoscute, fiind rezultate ale încercării. Prin utilizarea funcției definite în Pasul 1, în cadrul căreia se introduc valorile măsurate experimental ale variabilelor de baza, rezulta valorile teoretice r_{ti} ale funcției.

Perechile de valori (r_{ti}, r_{ei}) se pot reprezenta sub forma unor puncte pe o diagrama în sistemul de axe plane r_t - r_e , ca în Figura 5.2.12.

Dacă această funcție ar fi corectă și completă, toate punctele de coordonate (r_{ti}, r_{ei}) s-ar situa pe bisectoarea unghiului dintre axele sistemului. În general, însă, aceste puncte prezintă o dispersie.

Pasul 3: Estimarea corecției valorii medii \bar{b}

O modelare de tip probabilist a funcției r_t se prezintă astfel

$$r = b \cdot r_t \cdot \delta \quad (5.2.3)$$

Factorul "b" de corecție a valorii medii se estimează utilizând în acest scop valorile experimentale și teoretice ale funcției rigidității.

Pentru fiecare specimen "i", compararea prin raportare între valoarea determinată experimental a rigidității r_{ei} , și valoarea teoretică r_{ti} , furnizează un factor de corecție b_i

$$b_i = \frac{r_{ei}}{r_{ti}} \quad i=1, \dots, n \quad (5.2.4)$$

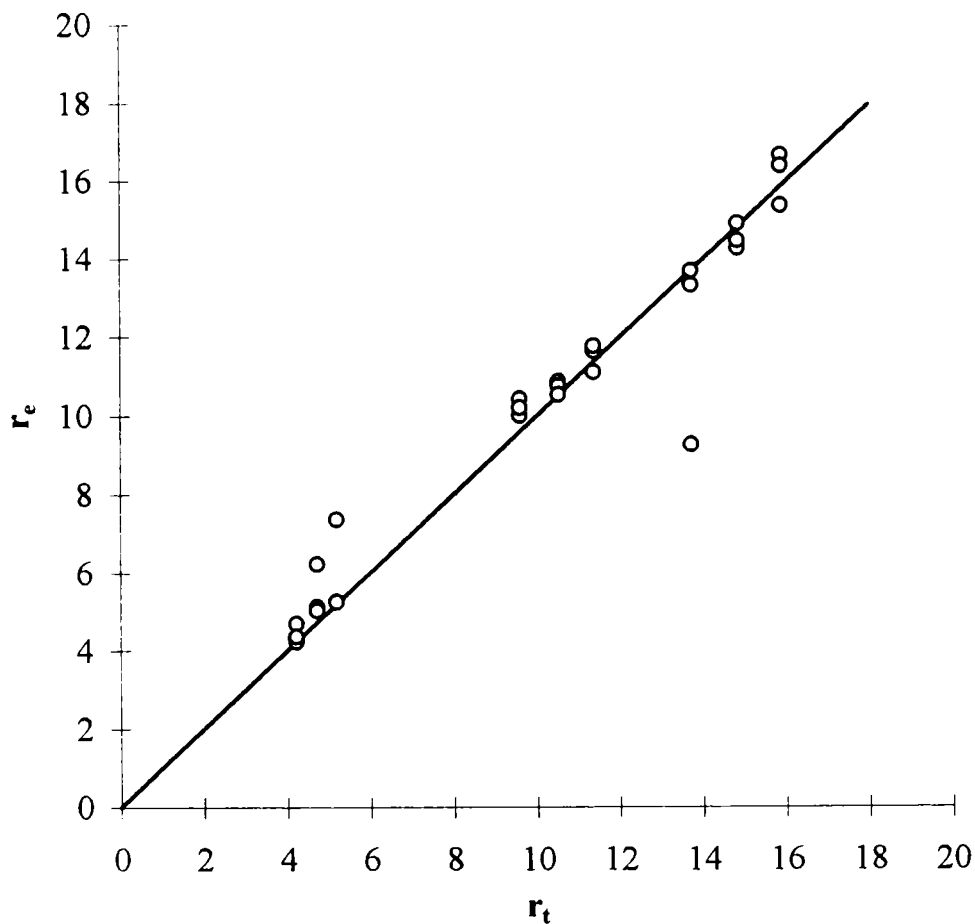


Fig. 5.2.12 Dispersia rezultatelor

Estimatorul factorului de corecție al valorii medii b se determina pe baza valorilor experimentale cu formula

$$\bar{b}_{(r)} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n b_i \quad (5.2.5)$$

Funcția teoretică de rigiditate, calculată cu valorile medii \underline{X}_m ale variabilelor de baza, rezulta

$$r_m = \bar{b}_{(r)} \cdot r_t(\underline{X}_m) = \bar{b}_{(r)} \cdot g_{Rt}(\underline{X}_m) \quad (5.2.6)$$

Aceste valori sunt prezentate în Tabelul 5.2.4. Estimatorul factorului de corecție al valorii medii, pentru cele 27 de rezultate experimentale, a rezultat $\bar{b}_{(r)} = 1.0439$

Tab. 5.2.4 Calculul factorului de corecție al valorii medii

Nr. crt.	Test	Valori experimentale	Valori teoretice	Factor corecție
		r_{ei} [kN/mm]	r_{ti} [kN/mm]	b_i
1	M8-1.85-a	4.237	4.184	1.0127
2	M8-1.85-b	4.695	4.184	1.1221
3	M8-1.85-c	4.348	4.184	1.0392
4	M10-1.85-a	5.102	4.690	1.0878
5	M10-1.85-b	6.211	4.690	1.3243
6	M10-1.85-c	5.025	4.690	1.07142
7	M12-1.85-a	7.353	5.157	1.4258
8	M12-1.85-b	5.263	5.157	1.0205
9	M12-1.85-c	5.236	5.157	1.0153
10	M10-3.15-a	10.000	9.500	1.0526
11	M10-3.15-b	10.417	9.500	1.0965
12	M10-3.15-c	10.204	9.500	1.0741
13	M12-3.15-a	10.869	10.447	1.0404
14	M12-3.15-b	10.753	10.447	1.0293
15	M12-3.15-c	10.526	10.447	1.0076
16	M14-3.15-a	11.111	11.275	0.9855
17	M14-3.15-b	11.628	11.275	1.0313
18	M14-3.15-c	11.765	11.275	1.0434
19	M12-3.75-a	9.259	13.631	0.6793
20	M12-3.75-b	13.333	13.631	0.9781
21	M12-3.75-c	13.699	13.631	1.0049
22	M14-3.75-a	14.286	14.711	0.9711
23	M14-3.75-b	14.493	14.711	0.9852
24	M14-3.75-c	14.925	14.711	1.0145
25	M16-3.75-a	16.667	15.766	1.0571
26	M16-3.75-b	16.393	15.766	1.0398
27	M16-3.75-c	15.385	15.766	0.9758
			Total	28.1859
				$b = 28.1859 / 27 = 1.0439$

Pasul 4: Analiza compatibilitatii

Pentru perechile de valori r_e , r_t din graficul din Figura 5.2.12, dacă modelul de calcul propus ar fi exact și ar exprima perfect fenomenul studiat, toate punctele se-ar situa pe prima bisectoare a sistemului de axe, iar coeficientul de corelație ar fi $\rho=1$. În realitate, această situație are un caracter ideal, și nu se realizează niciodată. Punctele vor prezenta întodeauna o dispersie mai mare sau mai mică, funcție de calitatea măsurătorilor experimentale și de fidelitatea modelului de calcul propus.

Din acest motiv, este necesara determinarea coeficientului de corelație între valorile determinate pe cale experimentală și cele determinate cu ajutorul modelului teoretic.

Coeficientul de corelație se determina funcție de media și abaterea standard corespunzătoare șirului de valori re determinate pe cale experimentală, și de media și abaterea standard a șirului de valori r_t :

$$\bar{r}_e = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n r_{ei} \quad (5.2.7)$$

$$s_{re} = \sqrt{\frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n r_{ei}^2 - nr_e^2 \right)} \quad (5.2.8)$$

$$\bar{r}_t = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n r_{ti} \quad (5.2.9)$$

$$s_{rt} = \sqrt{\frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n r_{ti}^2 - nr_t^2 \right)} \quad (5.2.10)$$

$$\rho = \frac{\sum_{i=1}^n r_{ti} r_{ei} - nr_t r_e}{ns_{rt} s_{re}} \quad (5.2.11)$$

Corelația studiată se considera a fi suficientă dacă valoarea astfel determinată a coeficientului de corelație îndeplinește condiția:

$$\rho > 0.9$$

În cadrul acestei etape, se analizează compatibilitatea populației testate în raport cu ipotezele introduse în legătura cu funcția propusă. Dacă dispersia perechilor de valori ($r_{ei} - r_{ti}$) este considerată prea mare pentru a se ajunge în final la o valoare caracteristică acceptabilă a funcției rezistență, dispersia poate fi redusă prin modificarea estimatorilor pentru $\bar{b}_{(r)}$.

Corelația obținută prin considerarea tuturor rezultatelor experimentale a rezultat $\rho = 0.97$

O îmbunătățire a acestei corelații se poate face prin eliminarea eventualelor specimene care prezintă abateri grosiere. Așa cum rezulta din graficul din Figura 5.2.12, există trei specimene care prezintă astfel de abateri: M10-1.85-B, M12-1.85-A și M12-3.75-A. Aceste trei specimene au fost eliminate; calculul prezentat în Tabelul 5.2.4 este condus în consecință pe rezultatele a 24 de încercări experimentale.

In aceste condiții, s-a obținut o valoare a coeficientului de corelație de 0.99.

Pentru estimatorul factorului de corecție al valorii medii, pentru cele 24 de rezultate experimentale considerate, a rezultat $\bar{b}_{(r)} = 1.0315$.

Pas 5: Evaluarea coeficientului de variație V_δ al abaterilor aleatoare δ

"Abaterea" δ_i^* a fiecărei valori experimentale r_{ei} în raport cu valoarea teoretică corectată corespunzătoare $\bar{b} \cdot r_{ti}$ se determină cu formula

$$\delta_i^* = \frac{r_{ei}}{\bar{b} \cdot r_{ti}} \quad i=1, \dots, n \quad (5.2.12)$$

Cu ajutorul valorilor δ_i^* se poate determina un estimator al coeficientului de variație V_δ . Se definește

$$\delta_i'^* = \ln \delta_i^* \quad (5.2.13)$$

Se definește estimatorul nedeplasat al mediei $E(\delta')$ prin relația

$$\bar{\delta}'^* = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \delta_i'^* \quad (5.2.14)$$

Estimatorul nedeplasat al variației σ_δ^2 se definește prin relația

$$s_{\delta'^*}^2 = \frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (\delta_i'^* - \bar{\delta}'^*)^2 \quad (5.2.15)$$

În consecință, se obține un estimator pentru V_δ^2

$$V_{\delta'}^2 = \exp(s_{\delta'^*}^2) - 1 \quad (5.2.16)$$

Calculul este arătat în Tabelul 5.2.5. Coeficientul de variație a rezultat $V_\delta = 0.385$.

Tab. 5.2.5 Calculul coeficientului de variație al abaterilor aleatoare

Nr. crt.	Specimen	Abateri valori experimentale	
		δ_i^*	δ_i^{**}
1	M8-1.85-a	0.9817	-0.0184
2	M8-1.85-b	1.0878	0.0841
3	M8-1.85-c	1.0074	0.00741
4	M10-1.85-a	1.0546	0.0531
5	M10-1.85-c	1.0386	0.0379
6	M12-1.85-b	0.9894	-0.0107
7	M12-1.85-c	0.9843	-0.0158
8	M10-3.15-a	1.0205	0.0205
9	M10-3.15-b	1.0630	0.0611
10	M10-3.15-c	1.0413	0.0404
11	M12-3.15-a	1.0086	0.0086
12	M12-3.15-b	0.9978	-0.0021
13	M12-3.15-c	0.9768	-0.0023
14	M14-3.15-a	0.9553	-0.0456
15	M14-3.15-b	0.9998	-0.0002
16	M14-3.15-c	1.0116	0.0115
17	M12-3.75-b	0.9482	-0.0531
18	M12-3.75-c	0.9743	-0.0261
19	M14-3.75-a	0.9414	-0.0603
20	M14-3.75-b	0.9551	-0.0459
21	M14-3.75-c	0.9835	-0.0165
22	M16-3.75-a	1.0248	0.0245
23	M16-3.75-b	1.0079	0.0079
24	M16-3.75-c	0.9460	-0.0555
		$\overline{\delta_i^*} = -0.0007115$	
		$s_{\delta_i^{**}}^2 = 0.0014789$	
		$V_{\delta} = 0.0385$	

Pasul 6: Determinarea coeficientului de variație al variabilelor de baza din funcția de rigiditate (V_{xi})

Coeficientul de variație al variabilelor de baza se poate determina utilizând rezultatele încercărilor experimentale numai dacă populația respectivă poate fi considerată ca reprezentativă pentru variația statistică reală. În mod normal această presupunere nu este valabilă, astfel încât coeficienții de variație trebuie să fie determinați pe baza de experiență.

Pentru cazul șuruburilor și a grosimii profilelor metalice:

$$V_{dn} = 0,005 \quad \text{- pentru diametrul șuruburilor}$$

$$V_t = 0,05 \quad \text{- pentru grosimea tablelor}$$

în conformitate cu studii anterioare [ANZ94] în legătură cu variabilitatea acestor dimensiuni.

Pentru o distribuție log-normală valoarea caracteristică a funcției rezulta din relația:

$$r_k = E(r) \cdot \exp(-u_k \cdot Q - 0,5 \cdot Q^2) \quad (5.2.17)$$

în care:

$-u_k$ ($u_k > 0$) este valoarea caracteristică în cadrul distribuției standard normale reduse;
 $P(u < -u_k) = \Phi(u_k) = p$, unde $p = 5\%$ pentru $u_k = 1,64$;
 $Q = \sigma_{\ln r}$ este abaterea standard a variabilei $\ln r$ calculată cu ajutorul următoarei relații,
 funcție de coeficientul de variație, al variabilei aleatoare r , V_r

$$Q = \sigma_{\ln r} = \sqrt{\ln(V_r^2 + 1)} \quad (5.2.18)$$

Atunci când formula este un produs de funcții, se poate scrie relația:

$$r = b \cdot r_1 \cdot \delta = b \cdot \{X_1 \cdot X_2 \cdot \dots \cdot X_j\} \cdot \delta \quad (5.2.19)$$

în care:

j - este numărul variabilelor de baza

$$E(r) = b \cdot \{E(X_1) \cdot E(X_2) \cdot \dots \cdot E(X_j)\} \cdot E(\delta) = b \cdot g_{Rt}(\underline{X}_m) \quad (5.2.20)$$

$$V_r^2 = (V_\delta^2 + 1) \cdot \left[\prod_{i=1}^j (V_{X_i}^2 + 1) \right] - 1 \quad (5.2.21)$$

Pentru valori mici V_δ^2 și $V_{X_i}^2$ se poate utiliza aproximația:

$$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{r'}^2 \quad (5.2.22)$$

în care $V_{r'}^2 = \sum V_{X_i}^2$

În cazul în care funcția are un caracter mai complex, ea se definește prin relația

$$r = b \cdot r_1 \cdot \delta = b \cdot g_{Rt}(X_1, X_2, \dots, X_j) \cdot \delta \quad (5.2.23)$$

și avem

$$E(r) = b \cdot g_{Rt}(E(X_1), E(X_2), \dots, E(X_j)) \cdot E(\delta) = b \cdot g_{Rt}(\underline{X}_m) \cdot 1,0 \quad (5.2.24)$$

în care

$$V_n^2 = \frac{\text{VAR}[g_{Rt}(\underline{X})]}{g_{Rt}^2(\underline{X}_m)} = \frac{1}{g_{Rt}^2(\underline{X}_m)} \cdot \sum_{j=1}^j \left(\frac{\partial g_{Rt}}{\partial X_j} \cdot \sigma_j \right)^2 \quad (5.2.25)$$

In cazul formulei propuse pentru rigiditate, aceasta se poate scrie, ca produs de funcții

$$r_t = 6.66 f_1(d) f_2(t) \quad (5.2.26)$$

in care $f_1(d) = \sqrt{d} = d^{0.5}$

$$f_2(t) = \frac{1}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)}$$

Funcția $f_2(t)$, pentru valori ale grosimii tablelor cuprinse in intervalul 1.85-3.75mm, are un coeficient de variație mediu egal cu 0.0668, in condițiile in care coeficientul de variație al grosimii tablei este 0.05. In consecința, având in vedere prevederile anexei Z in cazul unui funcții pentru modelul de calcul cu caracter complex, rezulta următoarea expresie pentru coeficientul de variație al variabilelor de baza:

$$V_{\pi}^2 = (0.5V_d)^2 + V_{f_2(t)}^2 = 0.25 \times 0.005^2 + 0.0668^2 = 0.004468$$

Coeficientul de variație al variabilelor de baza rezulta $V_{\pi} = 0.0668$.

Coeficientul de variație rezultat, care tine cont de variația abaterilor aleatoare si de variația variabilelor de baza rezulta:

$$V_r = (V_{\pi}^2 + V_{\delta}^2)^{0.5} = 0.0771$$

Pasul 7: Determinarea valorii caracteristice a rigiditatii

Se definesc coeficienții de pondere:

$$\alpha_{\pi} = \frac{Q_{\pi}}{Q} \quad \text{si} \quad \alpha_{\delta} = \frac{Q_{\delta}}{Q} \quad (5.2.27)$$

in care:

$$\begin{aligned} Q_{\pi} &= \sqrt{\ln(V_{\pi}^2 + 1)} = \sigma_{\ln \pi} \\ Q_{\delta} &= \sqrt{\ln(V_{\delta}^2 + 1)} = \sigma_{\ln \delta} \\ Q &= \sqrt{\ln(V_r^2 + 1)} = \sigma_{\ln r} \end{aligned} \quad (5.2.28a-c)$$

Valoarea caracteristica a rigiditatii se obține din relația

$$r_k = \bar{b}_{(r)} \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot \exp(-u_{k,\infty} \cdot \alpha_{\pi} \cdot Q_{\pi} - u_{k,n} \cdot \alpha_{\delta} \cdot Q_{\delta} - 0.5 \cdot Q^2) \quad (5.2.29)$$

in care coeficienții u_k se obțin din Tabelul 5.2.6 si au valorile:

$$u_{k,\infty} = 1.64 \quad (\text{pentru un număr de specimene } n \rightarrow \infty)$$

$$u_{k,n} = 1.75 \quad \text{funcție de numărul de specimene al populației statistice studiate (n=24)}$$

Tab. 5.2.6 - Valorile coeficientului $u_{k,n}$ pentru calculul valorii caracteristice

	Număr rezultate experimentale										
	1	2	3	4	5	6	8	10	20	30	∞
$u_{k,n}$	-	-	3,37	2,63	2,33	2,18	2,00	1,92	1,76	1,73	1,64

Valoarea caracteristica a rigiditatii a rezultat $r_k = 0.9042 r_t$

Pasul 8: Determinarea valorii de calcul a rezistentei

După ce s-a determinat valoarea caracteristica r_k a rigiditatii, este posibila extinderea procedurii pentru a se obține si valoarea de calcul r_d a funcției rezistența. Dacă se dispune de un număr limitat de rezultate experimentale, valoarea de calcul a rezistentei se determina cu relația

$$r_d = \bar{b}_{(r)} \cdot g_{Rt}(\underline{X}_m) \cdot \exp(-u_{d,\infty} \cdot \alpha_{\pi} \cdot Q_{\pi} - u_{d,n} \cdot \alpha_{\delta} \cdot Q_{\delta} - 0,5 \cdot Q^2) \quad (5.2.30)$$

in care coeficienții u_d se extrag din Tabelul 5.2.7 si au valorile:

$$u_{d,\infty} = 3,04 \text{ (pentru } n \rightarrow \infty)$$

$$u_{d,n} = 3.56 \text{ pentru } n=24 \text{ specimene}$$

Tab. 5.2.7 Valorile coeficientului $u_{d,n}$ pentru determinarea valorii de calcul a rezistentei

	Numărul rezultatelor experimentale										
	1	2	3	4	5	6	8	10	20	30	∞
$u_{d,n}$	-	-	-	11,4	7,85	6,36	5,07	4,51	3,64	3,44	3,04

A rezultat $r_d = 0.8051 r_t$

Intr-o prima aproximatie, coeficientul parțial de siguranța al rezistentei γ_R rezulta din relația

$$\gamma_R = \frac{r_k}{r_d} \quad (5.2.31)$$

Coeficientul parțial de siguranța al rezistentei, pentru formula propusa a rezultat $\gamma_R = 1.123$.

Pasul 9: Determinarea valorii caracteristice finale si a valorii γ_R^*

De regula, valorile de calcul ale unei funcții de tip rezistență, așa cum sunt ele definite în cadrul normelor de proiectare, conțin variabile de baza introduse prin valori nominale X_n . De exemplu, ca valoare caracteristică pentru rezistența materialului se ia valoarea nominală și similar, ca valori medii ale caracteristicilor geometrice se utilizează de obicei valorile nominale ale acestora.

Între valoarea caracteristică și valoarea nominală a rezistenței există următoarea relație

$$k_c = \frac{r_n}{r_k} = \frac{g_{Ri}(X_n)}{r_k} \quad (5.2.32)$$

Rezultă valoarea modificată γ_R^* a coeficientului parțial de siguranță al rezistenței

$$\gamma_R^* = k_c \cdot \gamma_R \quad (5.2.33)$$

În cazul șuruburilor lucrând la presiune pe gaură, se introduc valorile nominale pentru grosimea tablei ca valori medii, iar pentru diametrele șuruburilor valorile nominale propriuzise. Valoarea medie a raportului între radicalul diametrului nominal și radicalul diametrului măsurat, utilizat în formula este 1.008. În consecință, raportul între valoarea nominală și cea caracteristică este

$$k_c = \frac{1.008}{0.9042} = 1,115$$

și deci

$$\gamma_R^* = 1,115 \cdot 1,123 = 1,252$$

Pentru a evita variații excesive ale valorii coeficientului parțial de siguranță modificat γ_R^* de la o funcție de rezistență la alta, au fost stabilite valorile γ_{Ri} pentru diferite funcții de rezistență indicate în Tabelul 5.2.8

Tab. 5.2.8 Valorile coeficientului parțial de siguranță γ_{Ri}

Funcția rezistență	Clasa de încadrare γ_{Ri}	Coefficient siguranță
Plasticizarea secțiunii transversale	γ_{R0}	1,00
Pierderea de stabilitate	γ_{R1}	1,10 (propunere 1,00)
Rupere	γ_{R2}	1,25

Ca atare, se introduce pentru coeficientul parțial de siguranța o valoare γ_{Ri}^* în concordanța cu clasa de încadrare respectivă, iar funcția rezistența $g_{Ri}(\underline{X}_n)$ este modificată, în final rezultând valoarea $r_i^*(\underline{X}_n)$

$$r_i^*(\underline{X}_n) = \bar{b} \cdot g_{Ri}(\underline{X}_n) \cdot \frac{\gamma_{Ri}}{\gamma_R^*} \quad (5.2.34)$$

În cazul formulei propuse, se consideră valoarea $\gamma_{R2} = 1.25$ pentru coeficientul parțial de siguranța, în mod analog coeficientului parțial de siguranța pentru rezistența îmbinărilor cu șuruburi.

Funcția modificată va avea valoarea

$$r_i^*(\underline{X}_n) = 1.0315 \cdot 6.6 \frac{\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \cdot \frac{1.25}{1.252} = 6.8 \frac{\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad (5.2.35)$$

Deci, pentru valoarea nominală a rigidității îmbinărilor tablelor subțiri cu un șurub, formula rezultată pe baza încercărilor experimentale are forma finală

$$K = 6.8 \frac{\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad (5.2.36)$$

cu un coeficient de siguranța $\gamma_R^* = 1.25$

în care: d - diametrul nominal al șurubului

t_1, t_2 - grosimile tablelor îmbinate

De remarcat că valoarea coeficientului de siguranța al formulei rigidității este identică cu valoarea coeficientului de siguranța pentru rezistența îmbinărilor cu șuruburi sollicitate la forfecare din EUROCODE 3 Partea 1.3 [EUR96].

Formula (5.2.36) îmbunătățește formula flexibilității existentă pînă la această dată în literatura de specialitate [ZAD91] prin introducerea ca parametru suplimentar a diametrului șurubului și considerarea unei toleranțe a găurii de 1 mm, uzual folosită în cazul îmbinărilor cu șuruburi.

Pe baza acestei formule se poate determina rigiditatea la rotire a îmbinărilor cu șuruburi la profilele cu pereți subțiri și în particular, a îmbinărilor femelor. Pentru determinarea lungimilor de flambaj ale elementelor și pentru determinarea deplasărilor structurii, se vor folosi valorile de calcul ale formulei, iar pentru determinarea eforturilor de calcul ale secțiunilor și pentru dimensionarea îmbinărilor se vor folosi valorile normate ale acestora.

5.3 MODELE DE CALCUL PENTRU DETERMINAREA RIGIDITĂȚII LA ROTIRE A ÎMBINĂRILOR

Așa cum s-a arătat, pentru determinarea rigidității la rotire a îmbinărilor cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri, este suficientă cunoașterea rigidității îmbinării tablelor prinse cu un șurub, solicitate la forfecare, a cărei expresie s-a determinat în paragraful precedent.

În acest paragraf se prezintă modelele de calcul pentru determinarea rigidității la rotire a nodului funcție de rigiditatea îmbinării cu un șurub, solicitate la forfecare, pentru îmbinările cu două, trei sau patru șuruburi, întâlnite la îmbinările nodurilor de fermă, precum și considerații privind calibrarea unui model cu element finit în vederea simulării comportamentului îmbinării cu șuruburi la elemente cu pereți subțiri.

5.3.1 Rigiditatea la rotire a nodurilor fermelor

5.3.1.1 Prinderea cu două șuruburi

Schema de calcul se prezintă în figura 5.3.1, unde se folosesc notațiile: 'a' distanța între șuruburi, 'θ' rotirea diagonalei, 'd' deplasarea sau deformarea produsă de lucrul șurubului pe gaura, și 'F' forța corespunzătoare acestei deformații.

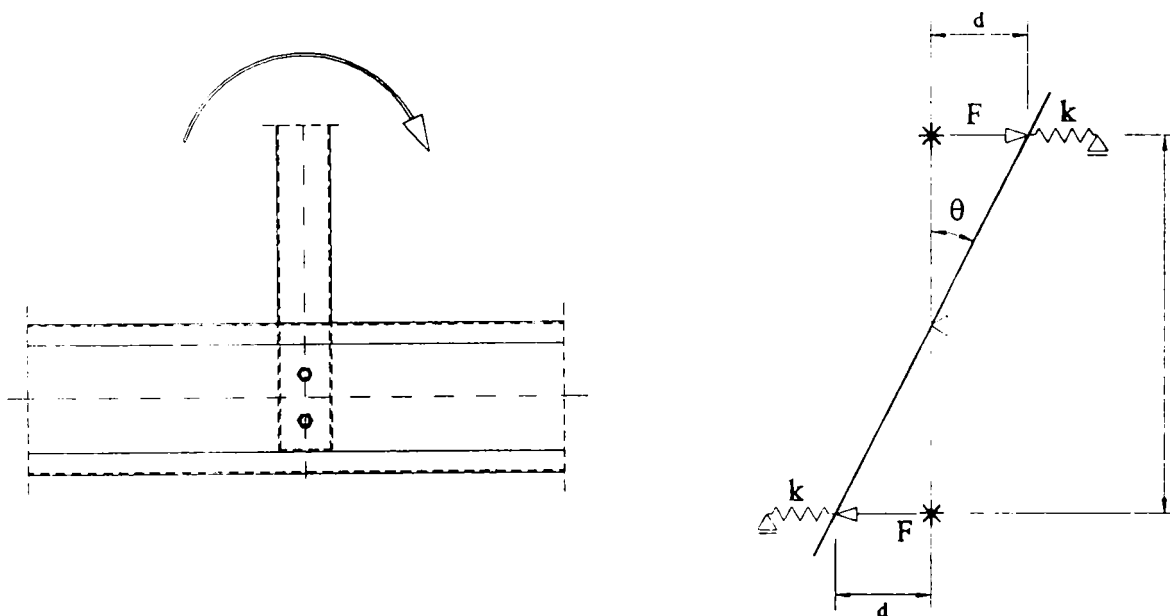


Fig. 5.3.1 Model de calcul pentru îmbinarea cu 2 șuruburi

Pentru talpa diagonalei prinsă cu două șuruburi, forțele F produc momentul

$$M = F a \tag{5.3.1}$$

Forța F se exprima în funcție de rigiditatea îmbinărilor cu un șurub sub forma

$$F = k d \quad (5.3.2)$$

în care k este rigiditatea îmbinărilor tablelor cu un șurub, solicitate la forfecare.

Introducând (5.3.2) în relația (5.3.1) rezulta

$$M = k d a \quad (5.3.3)$$

Momentul total al îmbinării are expresia

$$M_{tot} = 2 k d a \quad (5.3.4)$$

Admitând ipoteza micilor deformații, se poate scrie pentru expresia rotirii

$$\operatorname{tg}\theta = \theta = \frac{d}{0.5a} \quad (5.3.5)$$

Rigiditatea la rotire a nodului se obține raportând momentul total la valoarea corespunzătoare a rotirii

$$K_{nod} = \frac{M_{tot}}{\theta} = \frac{2kda}{\left(\frac{d}{0.5a}\right)} = ka^2 \quad (5.3.6)$$

Expresia rigidității la rotire pentru îmbinarea cu 2 șuruburi de fiecare talpa a diagonalei, scrisă în funcție de grosimea tablelor și diametrul șurubului, este

$$K_{nod} = \frac{6.8a^2\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad [\text{kNmm/rad}] \quad (5.3.7)$$

cu un coeficient de siguranță $\gamma_R = 1.25$.

Valorile rigidităților îmbinărilor nodurilor de ferma determinate experimental, prezentate în paragraful 5.1 și valorile teoretice, obținute cu relația (5.3.7) se prezintă în Tabelul 5.3.1.

Tab. 5.3.1 Comparația rigiditatilor la rotire pentru nodurile de ferma

Nod	Grosime		Rigiditati	Rigiditati	Rapoarte rigiditati	
	profile		experimentale	teoretice		
	t_1	t_2	$K_{nod,exp}$	$K_{nod,t}$	$K_{nod,t}/K_{nod,exp}$	$K_{nod,t}^c/K_{nod,exp}$
	[mm]	[mm]	[kNmm/rad]	[kNmm/rad]		
1	3	2.05	10130	9830	0.971	0.777
3			10270		0.958	0.766
2	3	3	12480	13083	1.047	0.838
4			11110		1.177	0.942
5	4.05	2.05	10560	11418	1.080	0.864
8			10968		1.041	0.833
6	4.05	3	15320	16057	1.048	0.838
9			15490		1.037	0.830
7	4.05	4.05	21189	20779	0.981	0.785
10			20361		1.021	0.817

Din compararea rezultatelor se observa o buna corelare intre rezultatele experimentale si valorile formulei propuse. Raportul mediu intre valoarea teoretica si cea experimentală este 1.036 cu un coeficient de corelație $\rho = 0.982$.

Afectind formula (5.3.7) cu coeficientul de siguranța γ_R se observa ca toate valorile rigiditatilor teoretice se situează in domeniul securitar.

5.3.1.2 Prinderea cu trei șuruburi

Schema de calcul pentru prinderea cu trei șuruburi se prezintă in Figura 5.3.2. Notățiile folosite sunt aceleași ca la modelul de calcul pentru doua șuruburi. Momentul corespunzător unei perechi de șuruburi, pentru o talpa a diagonalei poate fi exprimat sub forma

$$M = F (2 a) \quad (5.3.8)$$

Tinind cont de relația (5.3.2) momentul încovoietor total are expresia

$$M_{tot} = 4 k d a \quad (5.3.9)$$

Rotirea se obține din relația

$$\operatorname{tg}\theta = \theta = \frac{d}{a} \quad (5.3.10)$$

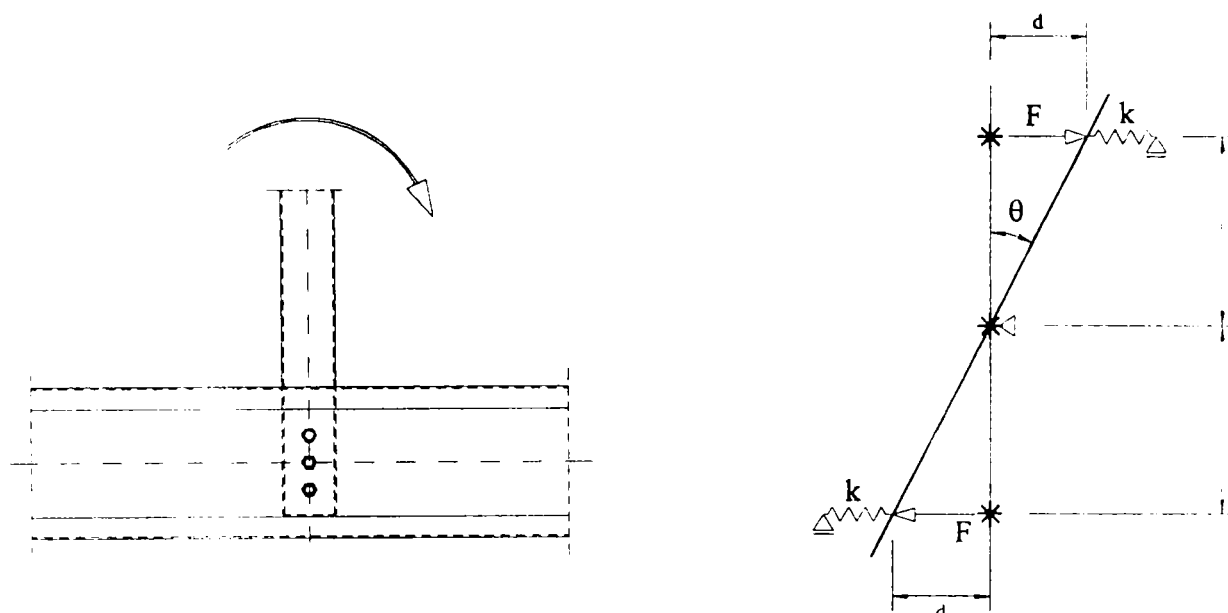


Fig. 5.3.2 Model de calcul pentru îmbinarea cu 3 șuruburi

Rigiditatea la rotire a nodului se obține din relația (5.3.6) în care se ține seama de (5.3.9-10)

$$K_{\text{nod}} = \frac{M_{\text{tot}}}{\theta} = \frac{4kda}{\left(\frac{d}{a}\right)} = 4ka^2 \quad (5.3.11)$$

Expresia a rigidității la rotire pentru îmbinarea cu 3 șuruburi de fiecare talpa a diagonalei, scrisă în funcție de grosimea tablelor și diametrul șurubului, este

$$K_{\text{nod}} = \frac{27.2a^2\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad [\text{kNm/rad}] \quad (5.3.12)$$

cu un coeficient de siguranță $\gamma_R = 1.25$.

5.3.1.3 Prinderea cu patru șuruburi

Schema de calcul pentru prinderea cu patru șuruburi se prezintă în Figura 5.3.3. Notațiile sunt aceleași ca la modelele de calcul anterioare, cu diferența că pentru cazul îmbinării cu patru șuruburi, forțele sunt diferite, funcție de distanța față de axul îmbinării.

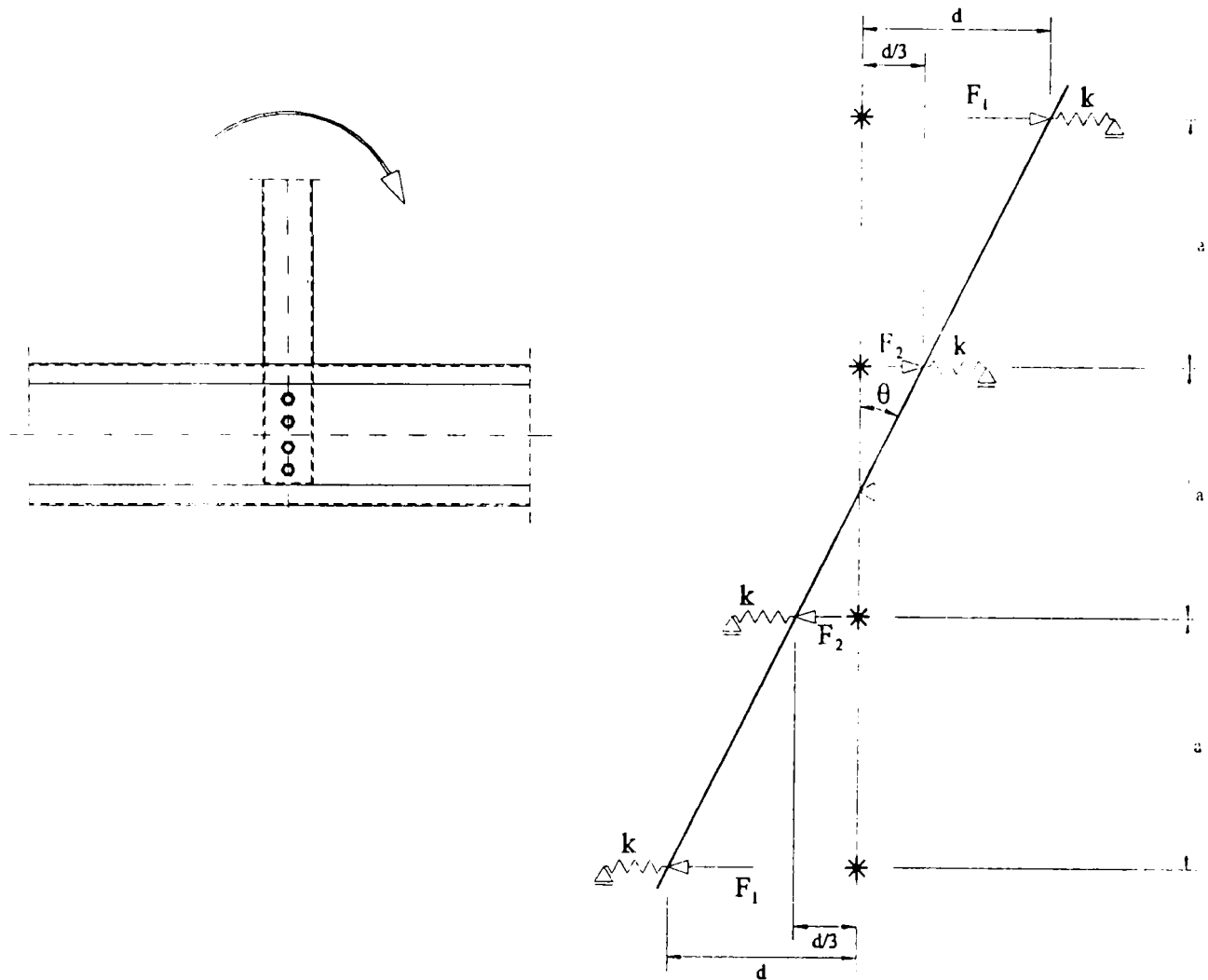


Fig. 5.3.3 Model de calcul pentru îmbinarea cu 4 șuruburi

Momentul corespunzător unei perechi de șuruburi, pentru o talpa a diagonalei poate fi exprimat sub forma

$$M = F_1 (3 a) + F_2 (0.5 a) \quad (5.3.13)$$

Forțele F_1 și F_2 se exprima în funcție de rigiditatea imbinarii cu un șurub și deplasarea corespunzătoare

$$F_1 = k d \quad (5.3.14a)$$

$$F_2 = k \frac{d}{3} \quad (5.3.14b)$$

Momentul încovoietor pentru o talpa a diagonalei se scrie

$$M = 3kda + \frac{1}{3}kda = \frac{10}{3}kda \quad (5.3.15)$$

iar momentul total al îmbinării este

$$M_{\text{tot}} = \frac{20}{3}kda \quad (5.3.16)$$

Si tinind cont de expresia rotirii in ipoteza micilor deformații

$$\text{tg}\theta = \theta = \frac{d}{1.5a} \quad (5.3.17)$$

rigiditatea la rotire a nodului se obține din formula (5.3.6) tinind cont de (5.3.16-17)

$$K_{\text{nod}} = \frac{M_{\text{tot}}}{\theta} = \frac{\frac{20}{3}kda}{\left(\frac{d}{1.5a}\right)} = 10ka^2 \quad (5.3.18)$$

Expresia rigiditatii la rotire pentru îmbinarea cu 4 șuruburi de fiecare talpa a diagonalei, scrisa in funcție de grosimea tablelor si diametrul șurubului, este

$$K_{\text{nod}} = \frac{68a^2\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad [\text{kNmm/rad}] \quad (5.3.19)$$

cu un coeficient de siguranța $\gamma_R = 1.25$.

5.3.2 Consideratii privind modelarea cu element finit a comportării îmbinărilor

Paragraful precedent a prezentat modele teoretice pentru comportamentul la rotire al îmbinărilor cu șuruburi ale elementelor cu pereți subțiri pentru cazul nodurilor tipice ale fermelor. Formulele pentru îmbinările cu 2 si 3 șuruburi au fost validate experimental, prin încercările pe noduri T si prin încercarea femeii. Acest paragraf prezintă unele considerații cu privire la calibrarea unui model cu elemente finite in vederea simulării comportamentului îmbinărilor, model care sa poată fi utilizat pentru determinarea rigiditatii la rotire a oricărei configurații de șuruburi [CNC97] [DUB98] [ZA971-975].

5.3.2.1 Modelul numeric

Așa cum a rezultat din programul experimental pe noduri T, rigiditatea la rotire a îmbinărilor cu șuruburi a tablelor subțiri este guvernata de comportamentul local al îmbinării (deformația

găurii și penetrarea șurubului) și în consecință, o importanță aparte trebuie acordată modelării zonei găurii șurubului. Deci, înainte de analiza unor configurații complexe de șuruburi, este necesară calibrarea modelării acestei porțiuni. Aceasta poate fi efectuată pe baza îmbinărilor cu un singur șurub, cu dimensiuni ale tablelor îmbinate ca cele utilizate în programul experimental de la Salford [ZAD91] prezentat în Capitolul 3. Lățimea plăcii este de 100mm iar lungimea de 420mm. Distanța între centrul găurii și capătul plăcii pe linia forței este de 60mm.

Analiza numerică s-a efectuat cu programul ANSYS 5.3. Modelul este prezentat în Figura 5.3.4. S-au considerat trei mesări diferite ale porțiunii din jurul găurii șurubului, cu 8, 20 și 40 elemente finite (diviziuni) pe sfert de cerc pentru gaura și șurub; în figura se prezintă modelul cu 8 elemente finite pe sfert de cerc.

Elementele finite folosite au fost SOLID95 pentru modelarea tablei și SOLID 45 pentru modelarea șurubului, arătate în Figura 5.3.5. SOLID 45 este un element solid cu 8 noduri și 8 puncte de integrare. SOLID 95 este un element solid cu 20 de noduri și 14 puncte de integrare, permitând o analiză de deplasări și deformații mari.

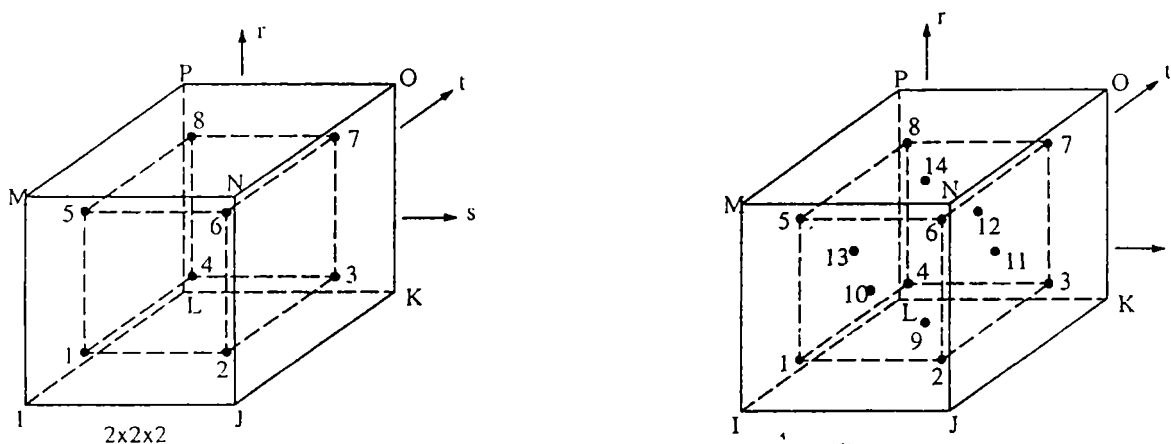


Fig. 5.3.5 Elemente finite

Rezultatele modelului numeric au fost comparate cu încercarea experimentală efectuată de către autor, prezentată în Capitolul 3, pentru două table de grosime 3.15mm, îmbinate cu un șurub M16 și cu dimensiunile tablelor la fel cu cele prezentate anterior. Toleranța găurii șurubului este de 2mm, pentru a putea face comparația și cu formula flexibilității, determinată la Salford [ZAD91].

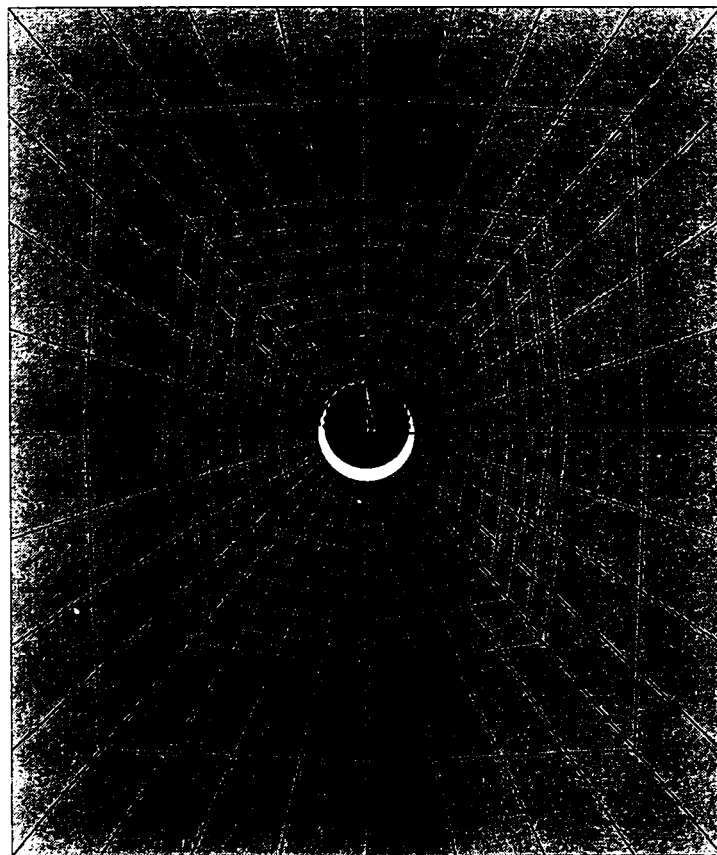
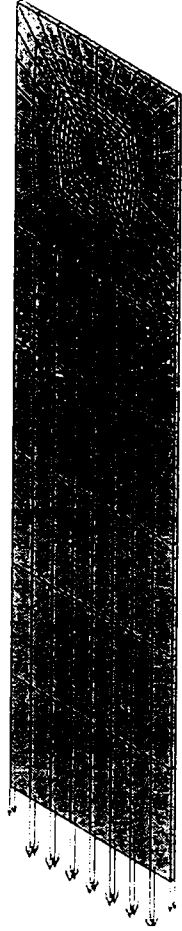


Fig. 5.3.4 Model numeric

Limitele de curgere și de rupere ale materialului sunt cele prezentate în Tabelul 5.2.2 pentru grosimea tablei de 3.15mm. Legea de comportare a materialului s-a introdus în program prin modelul plastic multiliniar MISO. Pentru determinarea coordonatelor punctelor care alcătuiesc acest model, s-a considerat legea de comportament a materialului de tip POWER. Aceasta lege de comportament stabilește o relație între tensiuni și deformații specifice funcție de un parametru q , determinat funcție de limita de curgere, limita de rupere și elongația specifică de rupere:

$$\sigma = f_y \sqrt[q]{q E \varepsilon / f_u - q + 1} \quad (5.3.20)$$

Curba de comportament a materialului este arătată în Figura 5.3.6.

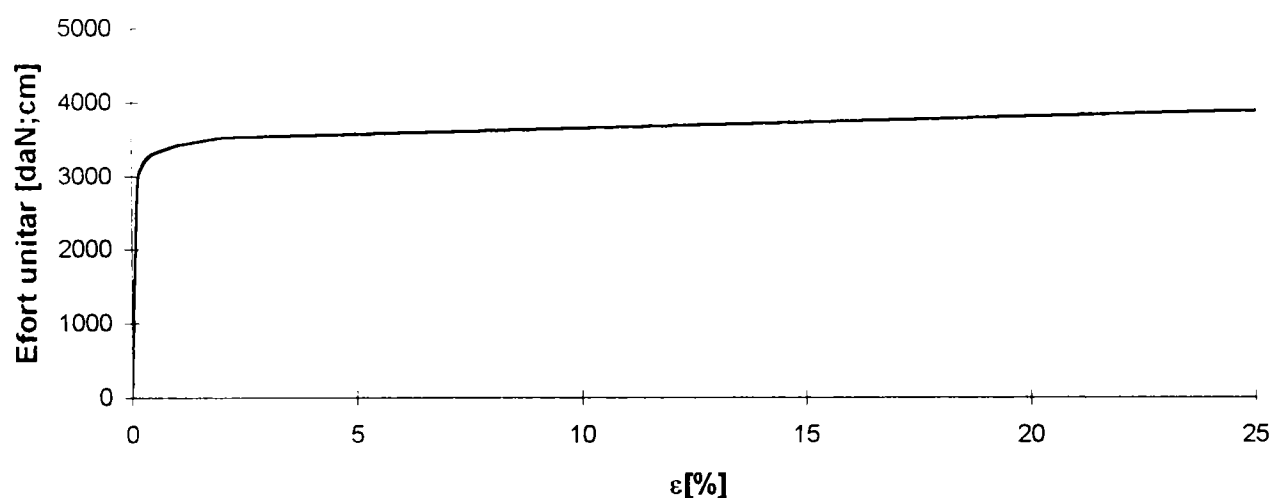


Fig. 5.3.6 Curba de comportament a materialului (Power)

Pentru modelarea contactului între șurub și tablă, s-au folosit elemente de contact CONTAC 49, care pot modela un contact de tip 'punct pe suprafață' așa cum este necesar într-o analiză tridimensională. Caracteristica de calcul a acestui tip de element virtual, arătat în Figura 5.3.7 este rigiditatea la penetrare a punctului de contact în suprafața țintă, pe direcția normalei:

$$KN = f E h \quad (5.3.21)$$

în care f este o constantă între 1 și 100, E este modulul de elasticitate și h este calculat ca rădăcina pătrată din suprafața țintă.

Deoarece s-a utilizat o generare simetrică a elementelor de contact, valoarea suprafeței considerată pentru determinarea h a fost media între ariile corespunzătoare suprafețelor de contact ale găurii, respectiv șurubului.

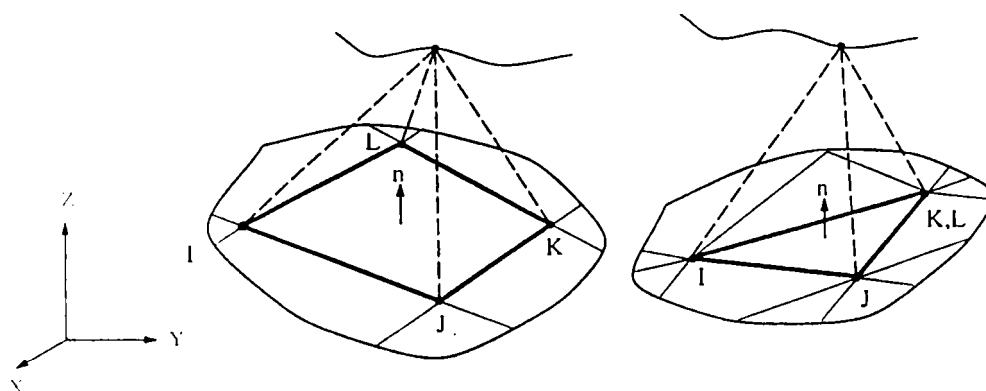


Fig. 5.3.7 Elemente de contact 3D

S-a efectuat o analiza de tip neliniar geometrica si de material, prin activarea deformațiilor si deplasărilor mari. Pentru efectuarea iterațiilor, s-a folosit metoda Newton Raphson Completa cu activarea opțiunii de descreștere adaptata a matricii de rigiditate. Încărcarea s-a aplicat in pași de încărcare, fiecare pas avind minim 2 subpasi si maximum 4. Numărul de iterații de echilibru pe fiecare subpas s-a limitat la 25. S-a activat procedura automata de control a incrementului incarcarii, permitind programului sa revină automat in cazul unor probleme de convergenta si sa prezică momentul schimbării de stare a elementelor de contact. Pasul de încărcare s-a considerat de 50 daN.

5.3.2.2 Rezultate

Figura 5.3.8 arata deformarea modelului numeric si starea de tensiuni echivalente Von Mises obținuta in jurul găurii șurubului pentru modelul cu 20 elemente finite pe sfert de cerc, comparativ cu fotografia modelului experimental, in momentul atingerii forței limita. Se observa, din punct de vedere calitativ, o buna modelare a fenomenului. Figura 5.3.9 arata curba forța (pas de încărcare) - deplasare a modelului numeric, pentru toate cele trei cazuri de mesare considerate.

Se observa diferențe importante între modele. Modelul cu 8 diviziuni prezintă salturi mari in curba de comportament forța - deplasare, datorita închiderilor succesive ale elementelor de contact. O valoare convergenta pentru deplasare se poate obține reprezentind valorile deplasărilor funcție de mărimea mesarii. Așa cum sugerează graficul din Figura 5.3.10, se poate determina o funcție defnita prin trei puncte, care reprezintă valorile deplasărilor pentru cele trei cazuri de mesare. Limita finita a funcției, pentru un număr infinit de diviziuni, va reprezenta comportamentul 'exact' al îmbinării; in figura sunt reprezentate aceste valori pentru pasul 6 de încărcare.

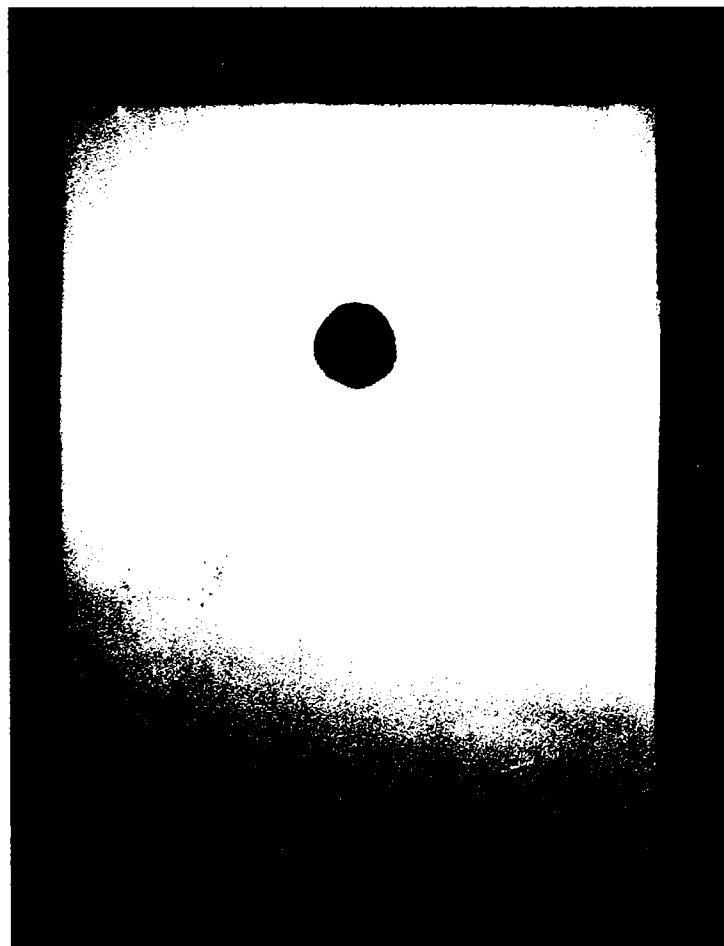
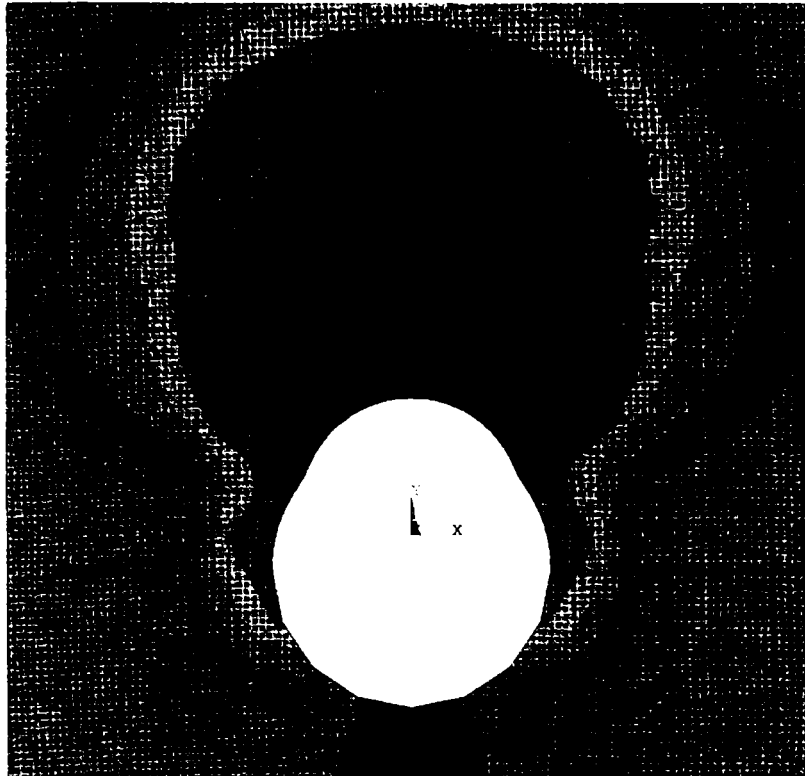


Fig. 5.3.8 Comparatie intre deformata modelului teoretic si experiment

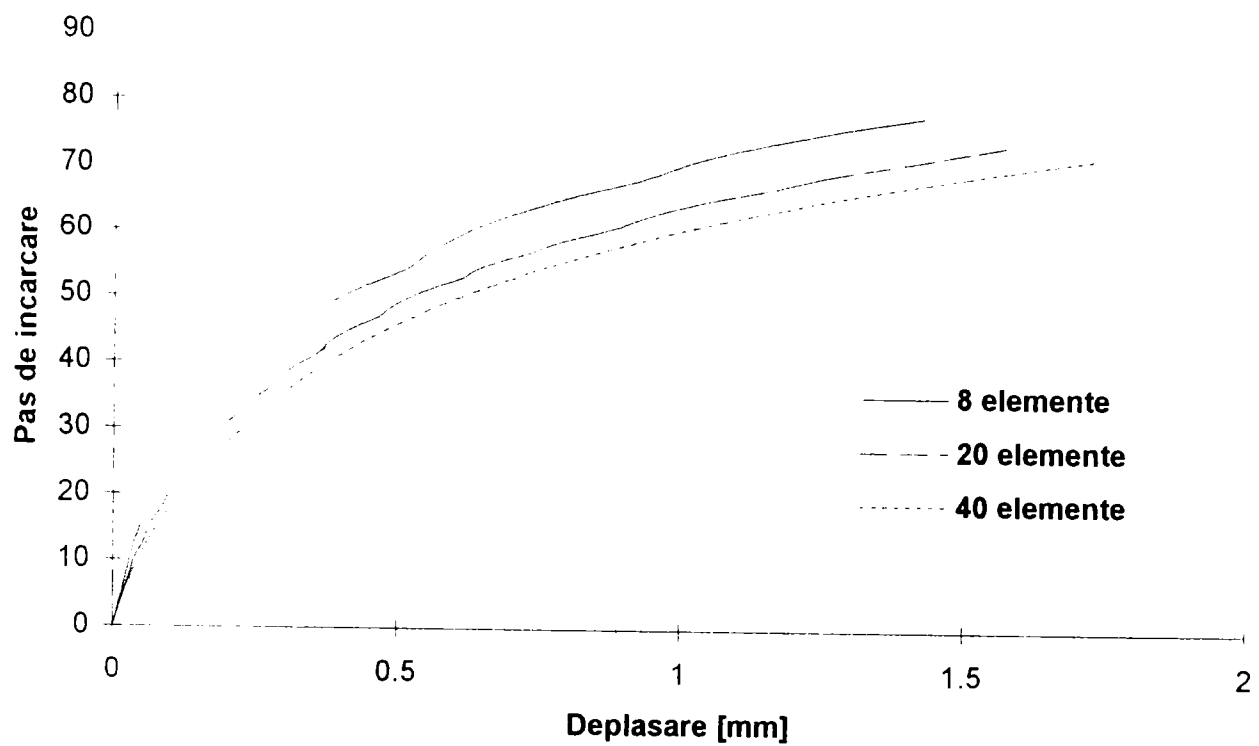


Fig. 5.3.9 Curbe forța - deplasare

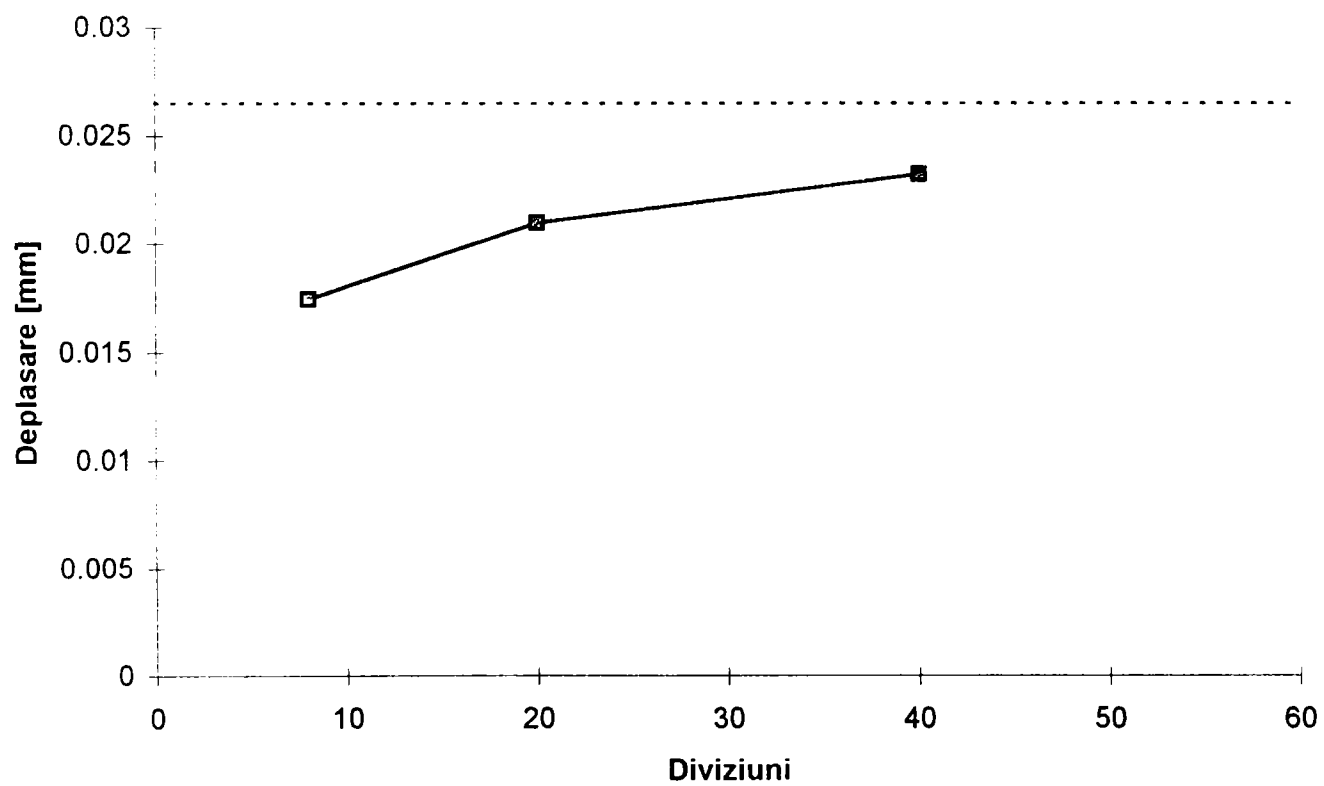


Fig. 5.3.10 Valorile deplasărilor pentru pasul 6 de încărcare

Pentru a putea, insa, obține valorile deplasărilor la fiecare pas de încărcare, curbele forța - deplasare rezultate din analiza numerica, curbe care prezintă salturi, trebuie înlocuite cu funcții continue, care sa nu prezinte salturi. In acest scop se poate folosi o funcție parabolica de forma:

$$y = A x^2 + B x + C \quad (5.3.22)$$

in care parametrii A, B si C sunt calibrați pentru a satisface coordonatele citorva puncte selectate. In aceasta formula, x este pasul de încărcare, iar y este deplasarea. In Figura 5.3.11 este reprezentata funcția corespunzătoare pentru cazul modelului cu 8 elemente finite pe sfert de cerc.

Revenind la Figura 5.3.10, după determinarea funcțiilor approximate pentru modelele cu 8, 20 si 40 de elemente finite pe sfert de cerc, pentru a obține o valoarea convergenta a deplasării, se folosește următoarea funcție:

$$y = D / (x - E) + F \quad (5.3.23)$$

in care x este numărul de diviziuni pe sfert de cerc al modelului, iar y deplasarea corespunzătoare pentru un pas de încărcare dat. Aceasta funcție va aproxima valorile celor trei deplasări cu o anumita eroare pentru fiecare pas de încărcare. In acest scop, coeficienții D, E si F au fost determinați in așa fel incit eroarea maxima de aproximare obținuta a fost mai mica decit 0.5%. Pentru un număr infinit de elemente finite pe sfert de cerc, funcția are limita F, reprezentata prin linia punctata din graficul din Figura 5.3.10. Aceasta este valoarea corespunzătoare deplasării 'exacte' a modelării numerice.

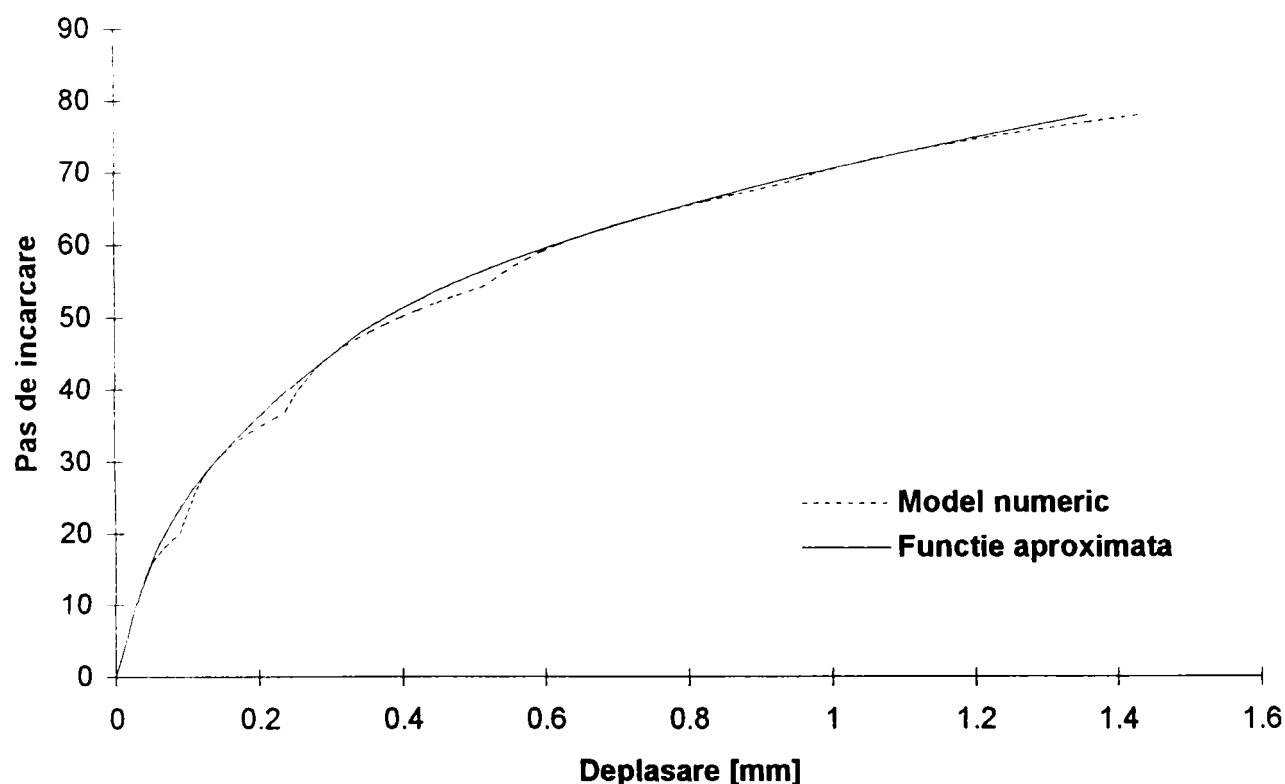


Fig. 5.3.11 Funcția aproximata

Figura 5.3.12 arata comparația curbei 'exacte' cu comportarea experimentală și cu comportamentul teoretic stabilit cu ajutorul formulei flexibilității de la Salford [ZAD91]. Forța limită teoretică coincide cu cea experimentală, experimentul limitându-se la valoarea forței obținută cu formula cedării prin presiune pe gaura din EC3/1.3 - NPO12/97 [EUR96] [NPO97]. S-a considerat o forță corespunzătoare lunecării de 4kN (pas de încărcare 8). În Figura 5.3.12, diagrama 'Experiment 2' reprezintă curba experimentală fără palierul de lunecare.

Se observă că, din punct de vedere al rigidității, ținând cont de modelul teoretic biliniar cu rigiditate secantă (Salford - K_{sec}), acceptat de EUROCODE 3, modelul numeric oferă rezultate satisfăcătoare. Forța de cedare a îmbinării este însă conservativă pentru modelul numeric.

Este de remarcat, însă, că modelarea numerică pentru determinarea rigidității la rotire a îmbinărilor cu șuruburi la elemente cu pereți subțiri, pentru diverse configurații de șuruburi, este, totuși, destul de complexă și laborioasă din punct de vedere al timpului de calcul și al procedurii complexe de determinare a soluției 'exacte'. Pentru simulările numerice care ar conține table mai subțiri de 2mm, funcție și de starea de eforturi, pot apărea voalări locale în dreptul îmbinărilor, ceea ce complică și mai mult problema. Modelarea tablei îmbinate cu un șurub s-a axat pe calibrarea mesurii porțiunii din jurul găurii șurubului, a caracteristicilor elementelor de contact, a materialului tablei și a procedurii numerice de calcul. Evident, studiul unor configurații complexe de șuruburi necesită, într-o analiză 3-D cu elemente solide, modelarea completă a fiecărui șurub, cu definirea unor elemente de contact suplimentare, ceea ce conduce la mărirea substanțială a timpului de preprocesare a modelului și a timpului de analiză. De aceea, efectuarea determinărilor experimentale, dacă există posibilitatea, este de preferat simulărilor numerice. S-ar putea constitui în acest scop, o bază de date, care să colecteze testele efectuate pe îmbinări cu șuruburi ale tablelor subțiri din întreaga lume, după modelul celor pentru îmbinări semirigide de noduri de cadre (SERICON, CHEN-KISHI).

Modelarea numerică poate fi, însă, utilă pentru studiul influenței diverselor componente ale unei îmbinări.

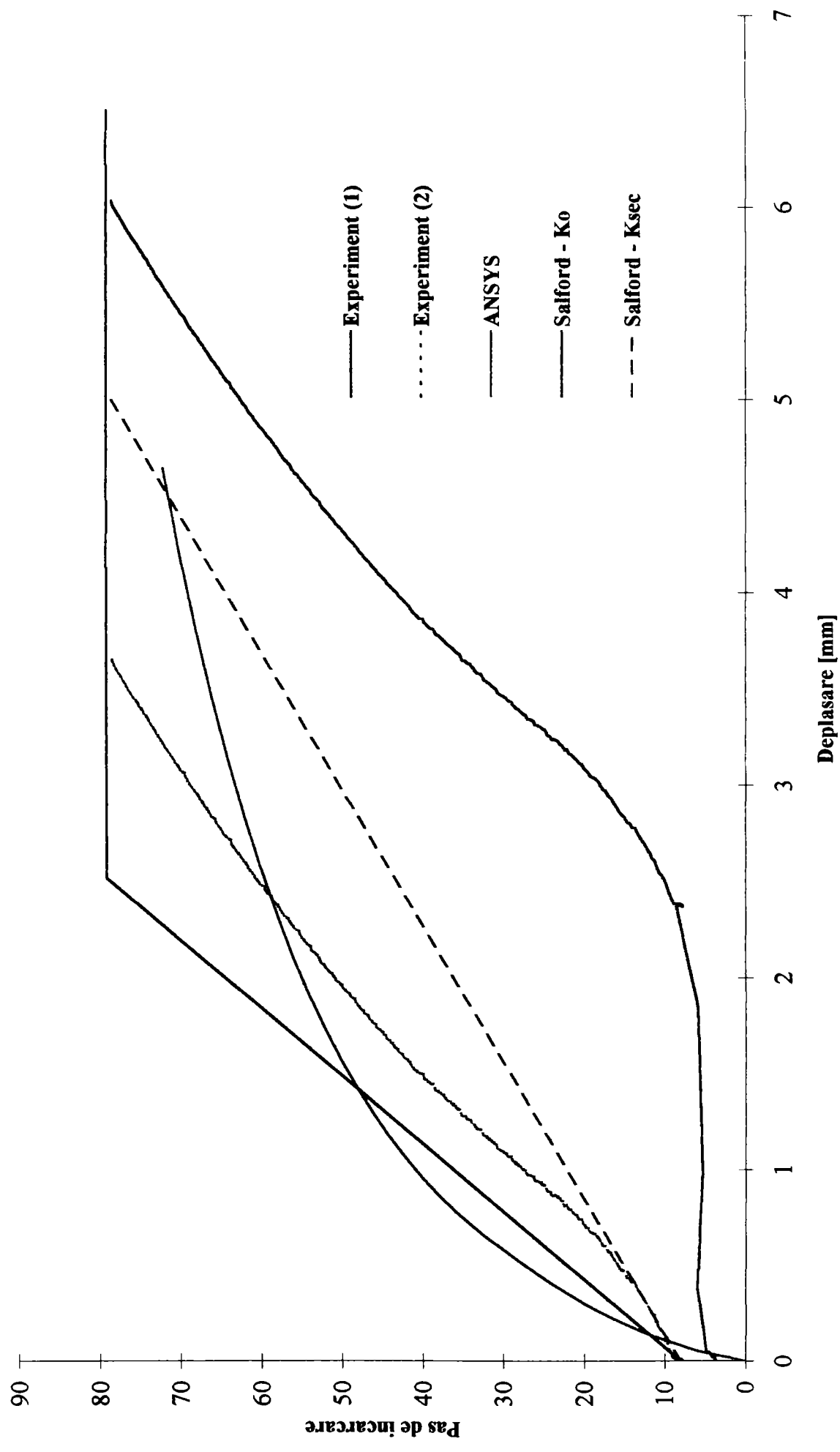


Fig. 5.3.12 Comparatia analizei numerice cu comportarea teoretica si experimentalata

5.4 STUDIU EXPERIMENTAL AL INFLUENȚEI SEMIRIGIDITĂȚII ÎMBINĂRILOR ASUPRA COMPORTAMENTULUI STRUCTURII

Studiul experimental pe noduri T prezentat în paragraful 5.1, a demonstrat caracterul semirigid al îmbinărilor cu șuruburi la fermele metalice din profile formate la rece. În prima porțiune a curbelor moment - rotire au fost observate lunecări importante, însă rigiditatea la rotire a nodurilor, determinată experimental și teoretic prin formulele prezentate în paragraful 5.3, nu a luat în considerare aceste lunecări. Referitor la lunecările inițiale ale îmbinărilor asupra comportamentului structurii, studii recente [KIT94] au arătat că acestea influențează semnificativ doar starea limită a exploatării normale, fără a afecta în mod semnificativ starea de eforturi.

În acest paragraf se prezintă rezultatele experimentale obținute pe un tronson de ferma, la scara 1:1. Forma triunghiulară a acestui tip de structură, precum și forța axială din diagonale, limitează până la eliminare aceste lunecări inițiale la rotire. Acest experiment validează, la nivel de structură, modelul teoretic de comportament al îmbinărilor.

5.4.1 Model experimental

Tronsonul de ferma a fost încercat experimental în Laboratorul Departamentului de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor din cadrul Universității 'Politehnica' din Timișoara.

Dimensiunile geometrice ale modelului experimental și secțiunile barelor sunt prezentate în Figura 5.4.1. Figura 5.4.2 prezintă detalii.

Diagonalele sunt alcătuite din profile C100/2, iar tălpile din câte două profile C120/2, de tip LINDAB. Aceste profile, având tălpile inegale, sunt folosite în special pentru sistemul de închideri LINDAB, la realizarea panourilor continue de acoperiș prin suprapunere peste reazeme. Diagonalele și montantul sunt prinse de tălpi cu câte trei șuruburi M12 gr. 8.8, pe fiecare talpa a profilului. Stringerea șuruburilor a fost normală, efectuată manual, fără chei speciale. Talpa comprimată este solidarizată suplimentar cu două cupoane C100/2, prinse cu câte două șuruburi.

Dimensiunile măsurate ale profilelor care alcătuiesc barele tronsonului se prezintă în Tabelul 5.4.1.

Tab. 5.4.1 Dimensiunile geometrice ale secțiunilor transversale

Profil	Dimensiuni [mm]				
	h	b ₁	b ₂	c	t
C100/2	100	40	45	20	1.91
C120/2	120	40	45	20	1.91

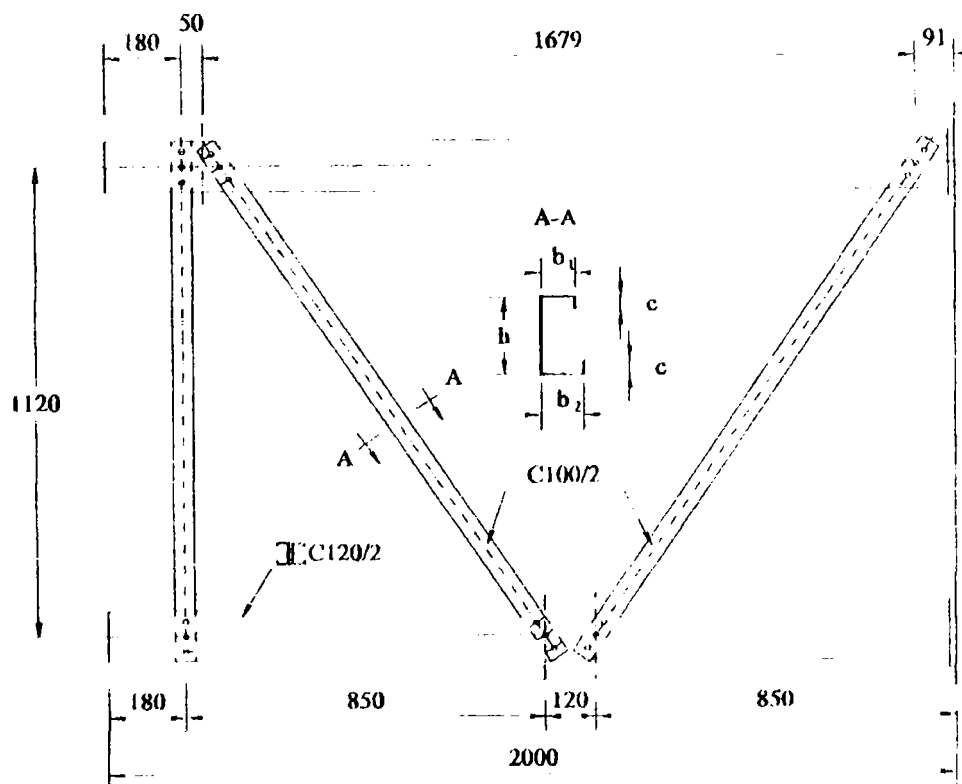
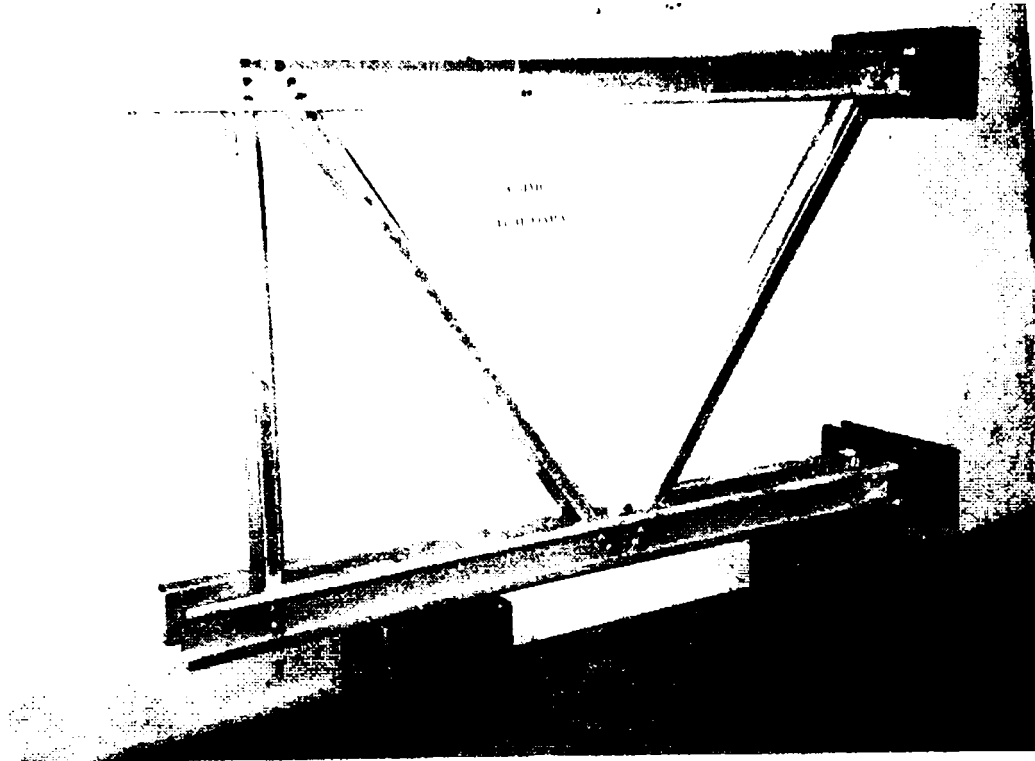


Fig. 5.4.1 Tronçon de ferma

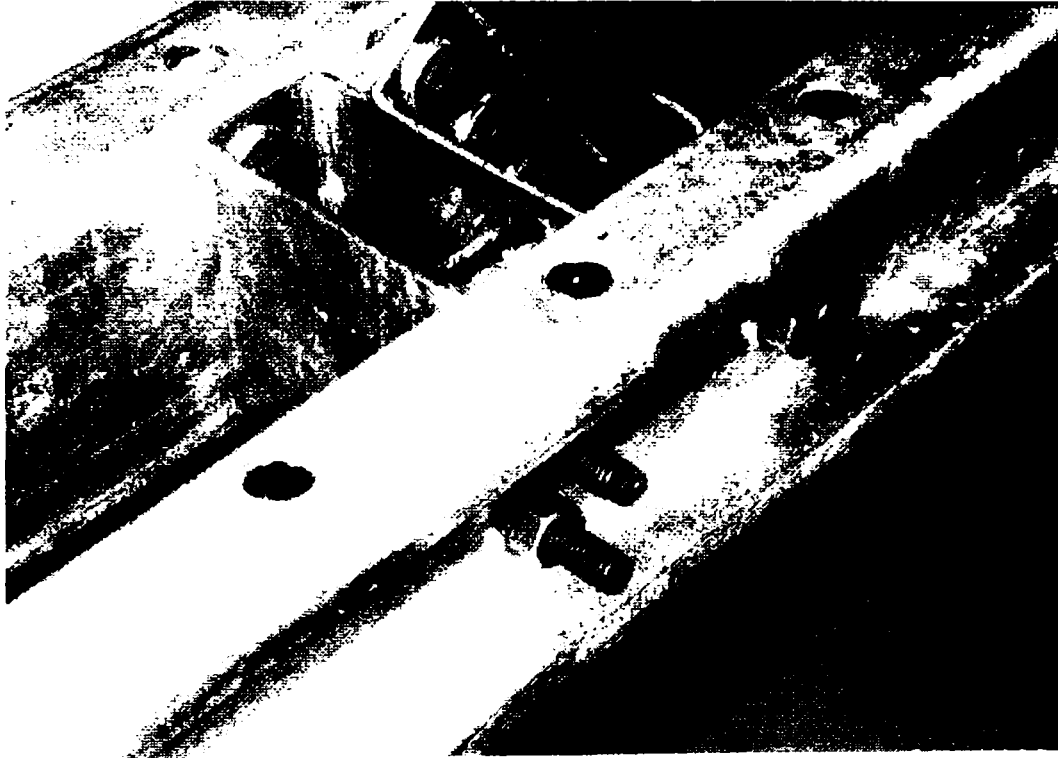


Fig. 5.4.2 Detalii

Caracteristicile mecanice ale oțelului au fost stabilite prin încercarea la întindere pe patru epruvete din fiecare tip de secțiune, doua din porțiunea inimii și doua din porțiunea tălpilor profilelor. Limita elastică (f_y), limita de rupere (f_u) și alungirea specifică la rupere (ϵ_u) sunt date în Tabelul 5.4.2.

Tab. 5.4.2 Caracteristicile oțelului

Profil	f_y [daN/cm ²]	f_u [daN/cm ²]	ϵ_u (%)
C100/2	3672	5420	19
C120/2	3540	4934	14

5.4.2. Montaj experimental

În Figura 5.4.3 se prezintă montajul experimental al tronsonului de ferma.

Încărcarea s-a aplicat prin intermediul actuatorului QUIRI 50tone, dirijat prin intermediul unui computer, cu ajutorul programului de pilotaj și achiziție forța HIDROMAX. Controlul actuatorului s-a făcut în funcție de deplasarea acestuia, impunându-se o încărcare monotona cu o viteză de creștere a deplasării de 2.5mm/minut.

În Figura 5.4.4 se prezintă poziționarea captorilor.

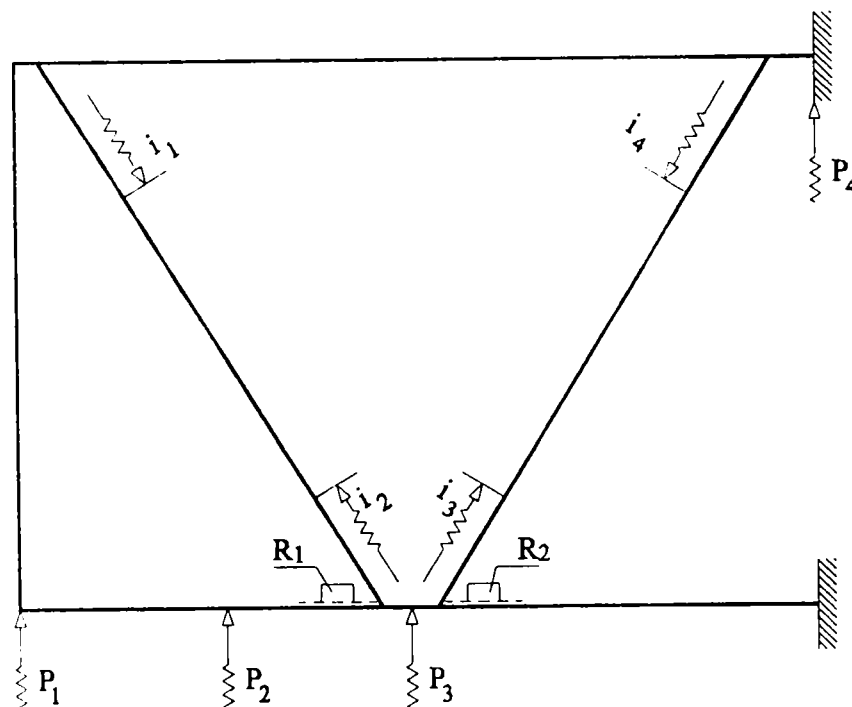


Fig. 5.4.4 Instrumentarea modelului experimental

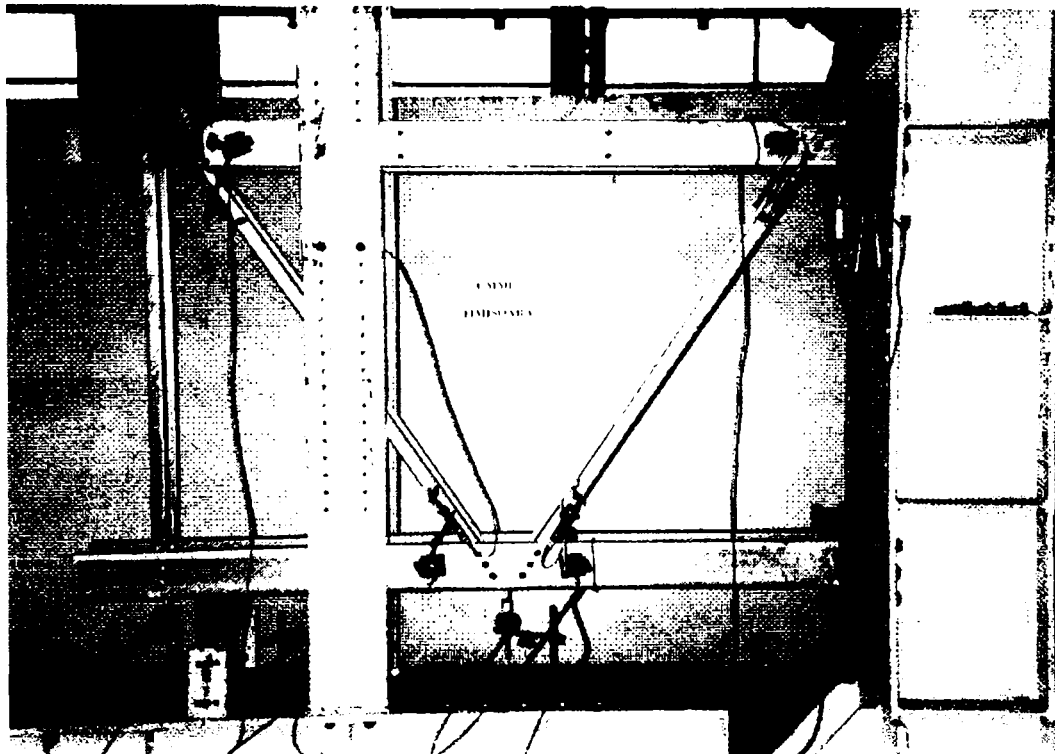
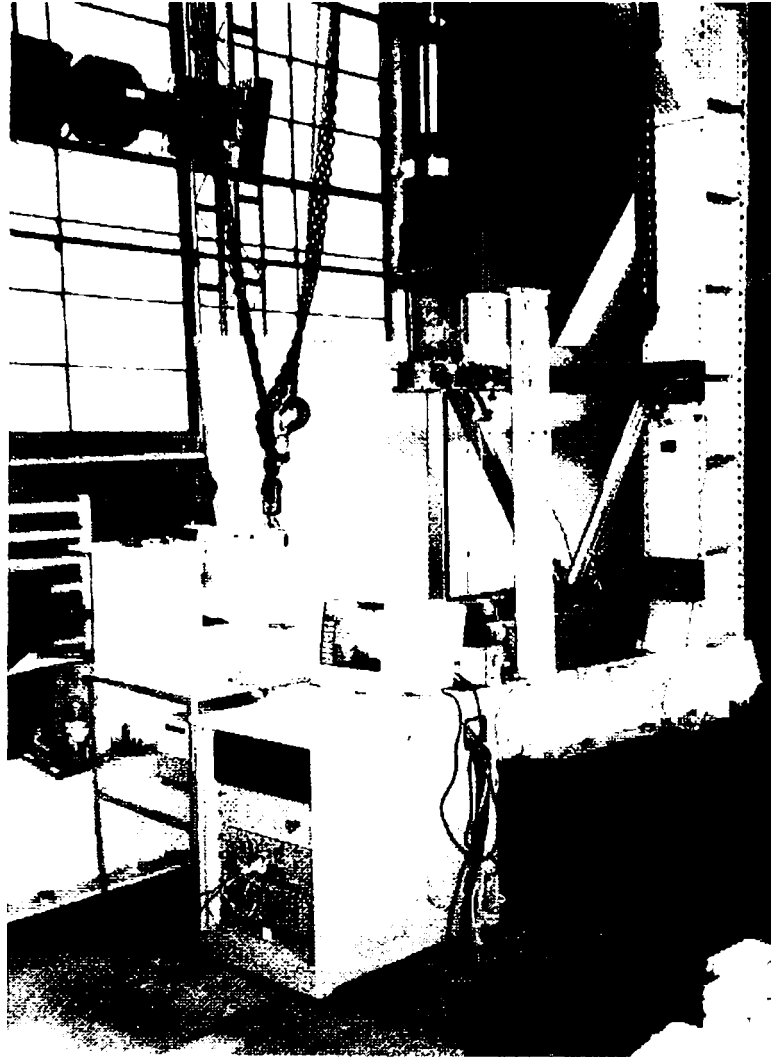


Fig. 5.4.3 Montaj experimental

Pentru măsurarea unghiurilor de rotire globale ale diagonalelor, s-a amplasat câte un inclinometru (R1, R2) pe înălțimea fiecărei diagonale, în axul îmbinării, iar pentru evaluarea lunecărilor în axul diagonalelor, s-au amplasat câte doi captori inductivi pe fiecare diagonală (I1-I4).

Controlul deplasărilor generale ale structurii s-a făcut cu ajutorul unor captori potențiometrici (P1-P3) amplasați, la talpa inferioară a fermei, în dreptul axului montantului, la mijlocul distanței între axul montantului și intersecția axelor diagonalelor, respectiv în dreptul punctului de intersecție al diagonalelor. Totodată, s-au urmărit deplasările din captorul de deplasare integrat în actuator. Pentru a controla eventualele lunecări ale reazemelor, s-a introdus un captor potențiometric (P4) sub piesa de reazem.

Deplasările furnizate de acești captori, forța și deplasarea corespunzătoare din actuator au fost preluate prin intermediul centralei de achiziție și prelucrare a datelor «HEWLETT PACKARD 3852A - Data Acquisition/ Control Unit», cu o frecvență de înregistrare a rezultatelor experimentale de 50Hz.

5.4.3 Mecanismul de cedare al structurii

Încărcarea s-a efectuat până la cedarea structurii, care s-a produs prin flambajul diagonalei comprimate, așa cum se arată în Figura 5.4.5.

Cedarea elementului comprimat s-a produs prin încovoiere în raport cu axa de inerție minimă. Din Figura 5.4.6 se constată o ușoară răsucire a profilului, datorată încovoierii în jurul axei principale minime de inerție, înclinată cu 2.8° , datorită tălpilor inegale.

În Figura 5.4.7 se observă deformarea plastică a găurilor pentru diagonală comprimată și îmbinarea de la talpa inferioară. Modul de deformare al găurilor validează modelul de calcul prezentat în paragraful 5.3 pentru determinarea rigidității la încovoiere a modelului cu trei șuruburi. Se observă că gaura șurubului central al îmbinării este ovalizată doar pe direcția efortului axial din diagonală, în timp ce găurile șuruburilor adiacente sunt ovalizate pe direcția rezultantei eforturilor ce revin unui șurub, provenite din efortul axial și momentul încovoietor pe element.

La fel ca în cazul încercărilor experimentale pe noduri T, prezentate în paragraful 5.1, șuruburile nu au suferit deformații plastice; s-au evidențiat, doar, pentru câteva șuruburi, striviri locale ale filetelor în zona de îmbinare.

Analiza rezultatelor nu a evidențiat lunecări în dreptul reazemelor.

Din Figura 5.4.7 se observă că se produce voalarea inimii profilelor în dreptul nodului de intersecție a celor două diagonale. Acest fenomen, datorat forfecării panoului dintre prinderile celor două diagonale, a apărut aproape de momentul cedării diagonalei comprimate. Se remarcă, însă, că tălpile fermelor rezultate din studiul parametric efectuat în capitolul 4, au rezultat cu grosimi mai mari de 2mm, deci cu zvelteți de perete mai reduse, ceea ce diminuează riscul de voalare. Eventuala voalare a inimilor barelor care alcătuiesc tălpile contribuie la caracterul deformabil (semirigid) al nodului.

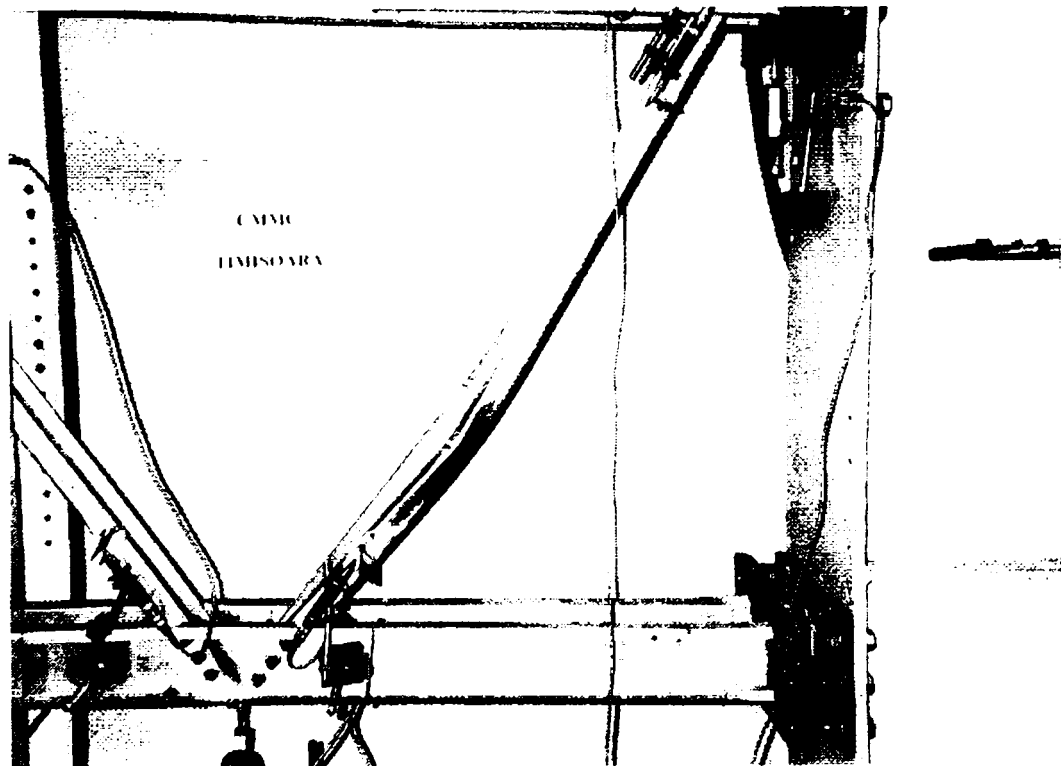
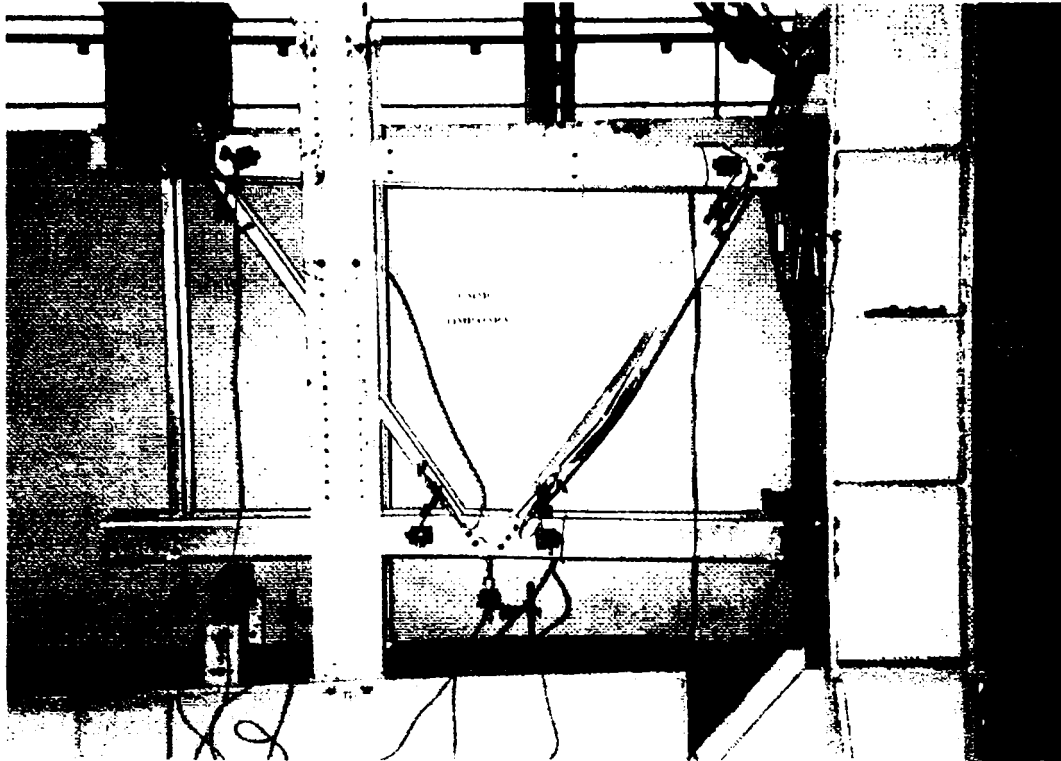


Fig. 5.4.5 Mecanism de cedare

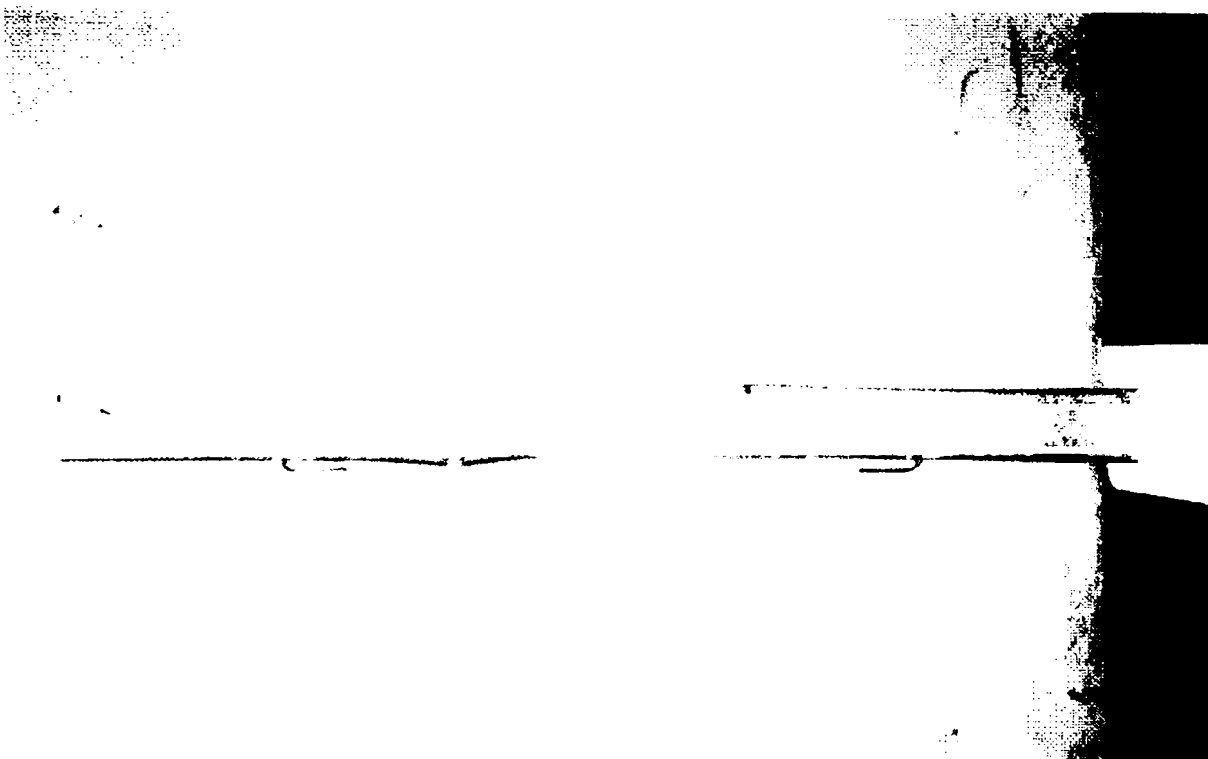
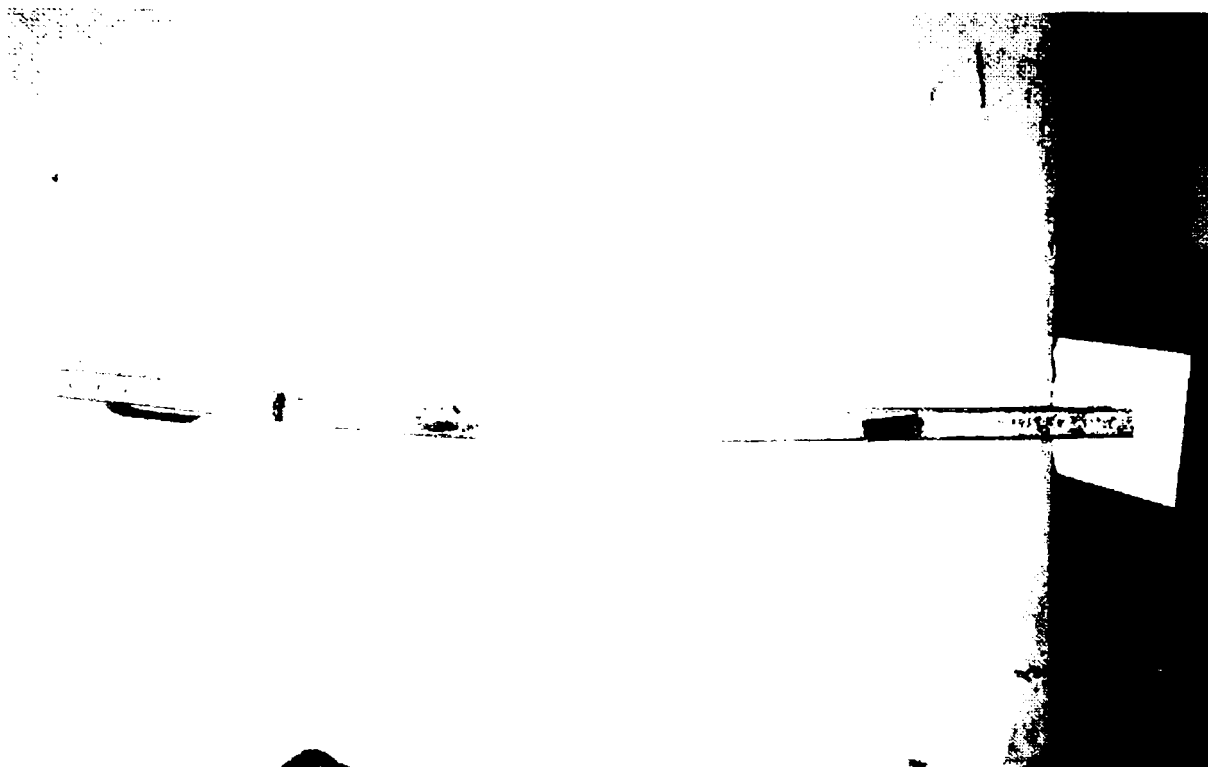


Fig. 5.4.6 Deformarea diagonalei comprimate

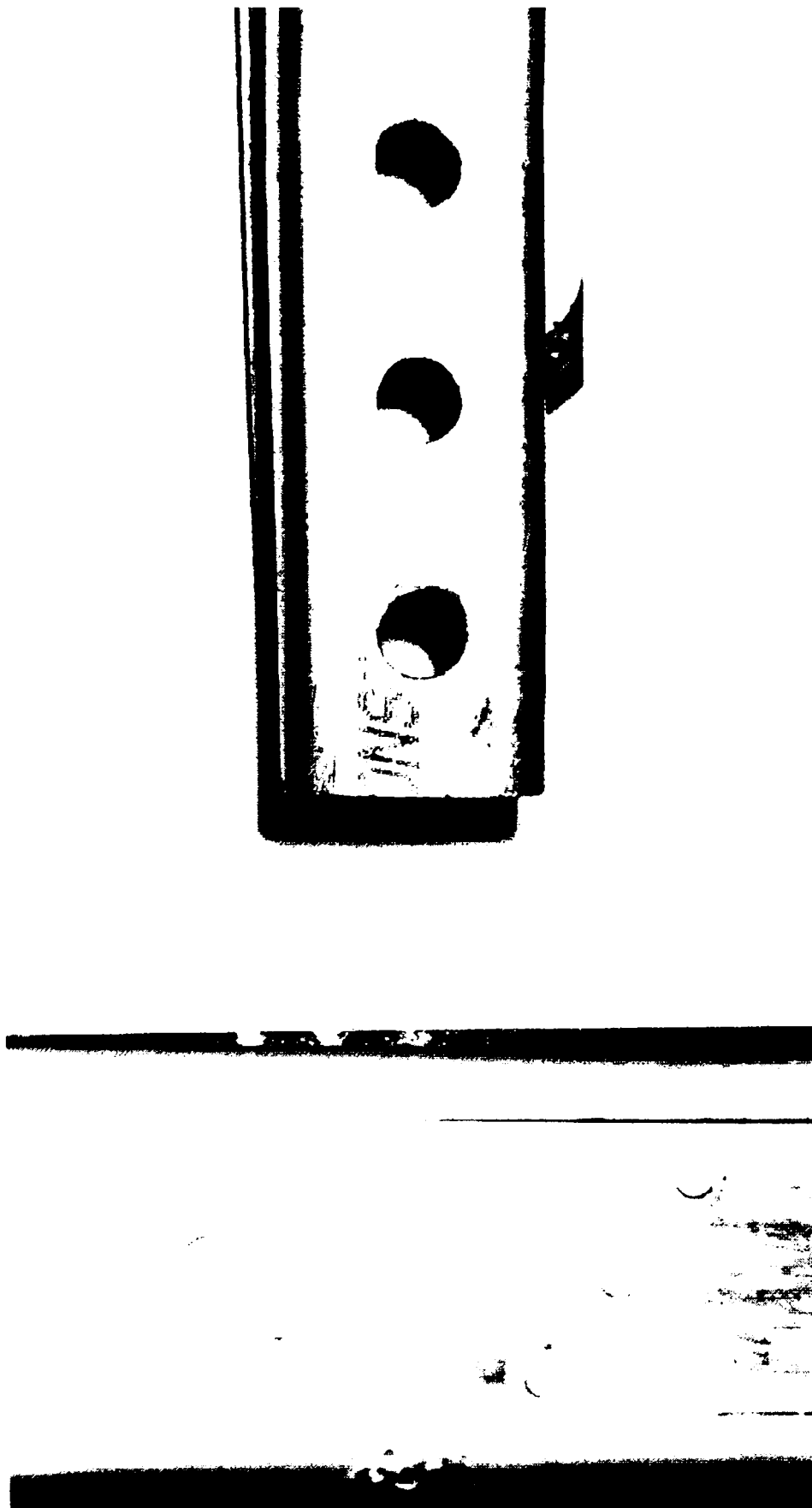


Fig. 5.4.7 Deformarea gaurilor

In Figura 5.4.8 se prezintă deplasările in lungul axei diagonalei comprimate, măsurate de captorii I3 si I4. Se observa comportamentul tipic al unei îmbinări de table subțiri cu șuruburi supuse la forfecare, solicitate, in principal, in acest caz, la tracțiune. După atingerea forței de lunecare a îmbinării (corespunzătoare, la nivelul îmbinărilor, la aproximativ 200 daN/surub) urmează palierul de lunecare, pina la epuizarea toleranței găurilor; evident, acest palier poate fi mai dezvoltat sau nu, funcție de așezarea inițiala a elementelor in structura.

In Figura 5.4.9 sunt arătate evoluțiile rotirilor capetelor diagonalelor din nodul tălpii inferioare. Aceste rotiri relative au fost obținute scazind din rotirile măsurate de inclinometrele R1 si R2, rotirea generala a tălpii inferioare măsurata in dreptul nodului inferior (captor P3). Se observa ca, practic, nu exista lunecări inițiale semnificative la rotire a îmbinărilor. Pe porțiunea corespunzătoare debutului, respectiv finalului lunecărilor din forța axiala in aceste îmbinări, se observa mici rotiri in ambele sensuri, in jurul axului diagonalelor, pina la consumarea lunecărilor din forța axiala. Pe aceasta porțiune de ‘așezare in poziție’ a elementelor, forma triangulata si existenta forței axiale din diagonale nu permit dezvoltări semnificative ale lunecărilor inițiale.

In concluzie, lunecările inițiale observate pe testele efectuate pe nodurile T nu exista, in mod real, in structura. Rigiditatile evaluate după epuizarea palierului de lunecare, cuantificate si prin modelul prezentat in paragraful 5.3 sunt rigiditatile reale inițiale ale îmbinării. Aceste rigiditati trebuie considerate in analiza numerica, precum si la evaluarea lungimilor de flambaj ale elementelor.

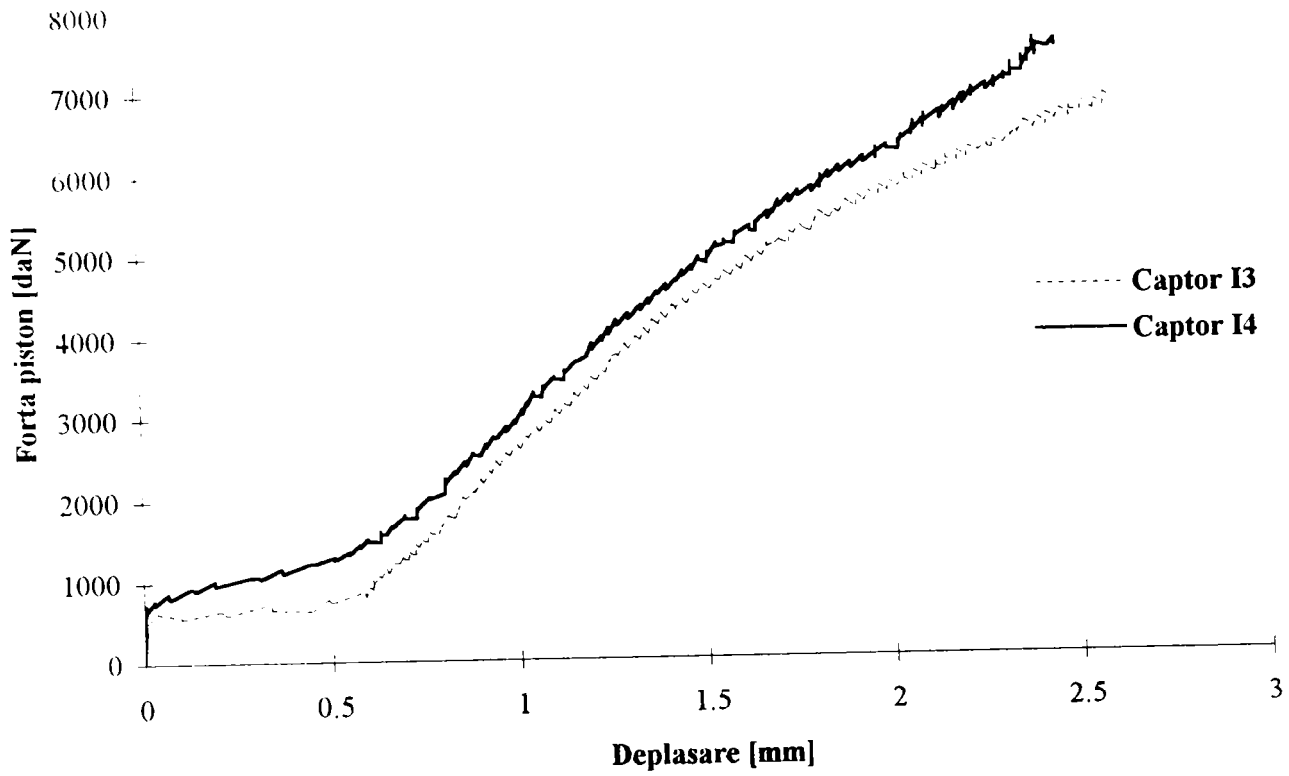


Fig. 5.4.8 Deplasările axiale ale diagonalei comprimate

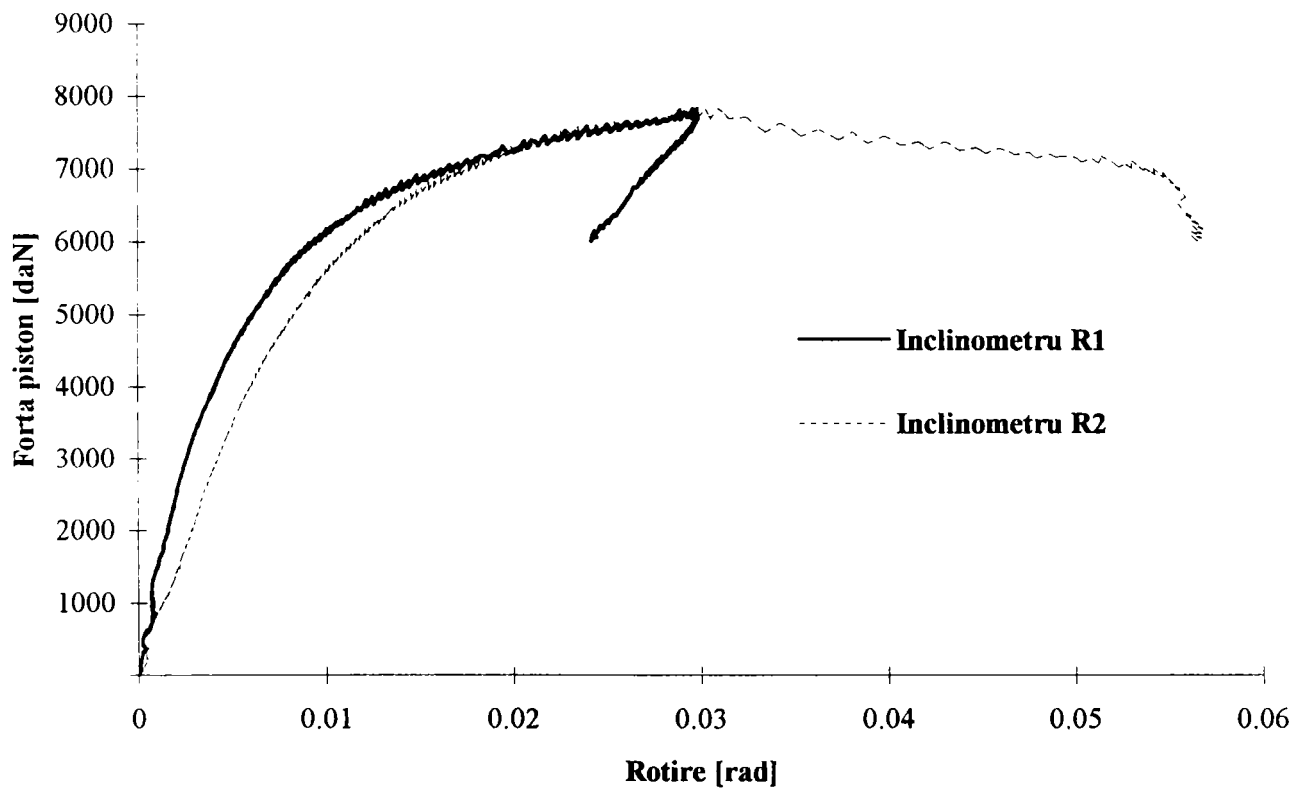


Fig. 5.4.9 Rotirile capetelor diagonalelor

5.4.4. Analiza numerica

Tronsonul de ferma încercat experimental a fost modelat numeric cu programul PEP-micro [PEP92] program specializat pentru analiza plastica de ordinul doi a structurilor metalice cu noduri semirigide.

Modelarea semirigiditatii îmbinării in programul PEP-micro se poate face prin intermediul a patru tipuri de comportament, definite prin funcții diferite, așa cum se arata in Figura 5.4.10.

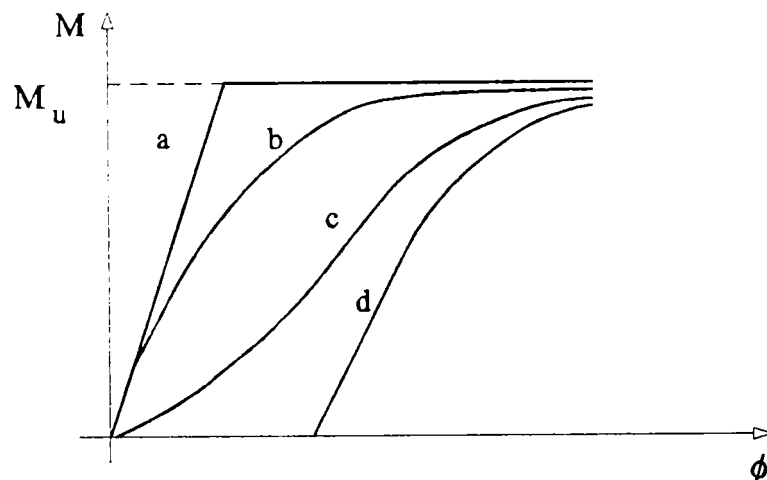


Fig. 5.4.10 Modelarea curbelor moment - rotire

Curba de tip 'a' modelează un comportament biliniar, iar curba de tip 'b' modelează un comportament neliniar. Curbele de tip 'c' și 'd' modelează alunecări de rotație inițiale ale îmbinărilor. Așa cum s-a arătat, practic nu există alunecări inițiale la rotație pentru nodurile de ferma și în consecință, având în vedere și caracteristica forța - deplasare a îmbinărilor cu șuruburi pentru elementele cu pereți subțiri, studiata în capitolul 3, curba de comportament folosită în modelarea numerică a fermei este de tip 'b'.

Curba de tip 'b' se definește prin ecuația

$$\Phi = \frac{\frac{M}{K_{nod}}}{1 - \left(\frac{M}{M_{ult}}\right)^a} \quad (5.4.1)$$

în care:

- Φ - este rotația corespunzătoare momentului M
- K_{nod} - este rigiditatea la rotație a îmbinării
- M_{ult} - este momentul plastic al îmbinării
- a - parametru de calibrare a diagramei

Funcția se definește, practic, prin determinarea parametrului 'a'. Considerind M_{ult} ca fiind momentul corespunzător cedării îmbinării calculat cu formula EC3/1.3-NPO12/97 [EUR96] [NPO97], K_{nod} calculat cu formula (5.3.12) și introducând în egalitatea (5.4.1) momentul M ca momentul corespunzător debutului plastificării, calculat cu formula STAS 10108/78 [STA78] rezulta valoarea parametrului 'a'. EUROCODE 3 [EUR92] propune, în cazul depășirii valorii momentului elastic al îmbinării, folosirea unei rigidități secante, egală cu jumătate din rigiditatea inițială a îmbinării. În analiza s-a considerat pentru definirea curbei de rigiditate la rotire, atât rigiditatea inițială cât și rigiditatea secantă a îmbinării.

Modelul de calcul al structurii este prezentat în Figura 5.4.11. Pentru analiza de stabilitate a unei structuri, EUROCODE 3 [EUR92] precizează posibilitatea efectuării unei analize de ordinul doi, cu imperfecțiuni inițiale sinusoidale ale elementelor comprimate, de amplitudini (e_0), funcție de curba de flambaj în care este încadrată secțiunea respectivelor elemente. Pentru cazul profilelor cu pereți subțiri de tip C curba de flambaj este curba B, cu o imperfecțiune inițială sinusoidală echivalentă $e_0 = 1/380$. Cu forțele axiale și momentele încovoietoare de ordinul doi astfel obținute, se face o verificare de rezistență a secțiunii, fără considerarea unor coeficienți suplimentari de flambaj. Criteriul de cedare al elementului este atingerea limitei de curgere pe fibra cea mai sollicitată a secțiunii (divergenta echilibrului). Analiza de ordinul doi a structurii s-a făcut în pași de încărcare reprezentând 1% din valoarea forței din piston corespunzătoare cedării elementului.

Structura a fost analizată cu și fără efectul rigidităților îmbinărilor la deplasare pe direcția axială a diagonalelor. Programul PEP-micro nu permite modelarea rigidităților la deplasare în direcția axială a elementelor. De aceea, pentru modelarea acestui fenomen s-a considerat un element de bară cu proprietăți echivalente (Fig. 5.4.11), care să modeleze rigiditatea la forța axială. Rigiditatea la forța axială a îmbinării cu 6 șuruburi, conform (5.2.35) este

$$K_{axial} = 6 \times 6.8 \frac{\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad [\text{kN/mm}] \quad (5.4.2)$$

Egalind expresia rigidității la forța axială a unui element de bară de lungime L_{ech} cu (5.4.2) rezulta

$$K_{axial} = \frac{EA_{ech}}{L_{ech}} = 6 \times 6.8 \frac{\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad (5.4.3)$$

Din această relație rezulta aria echivalentă a elementului de lungime L_{ech} (considerată în analiză ca fiind egală cu 36mm - distanța între axul îmbinării și șurubul de capăt) în condițiile considerării aceluiași tip de material (E):

$$A_{ech} = 40.8 \frac{L_{ech} \sqrt{d}}{E \left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad [\text{mm}^2] \quad (5.4.4)$$

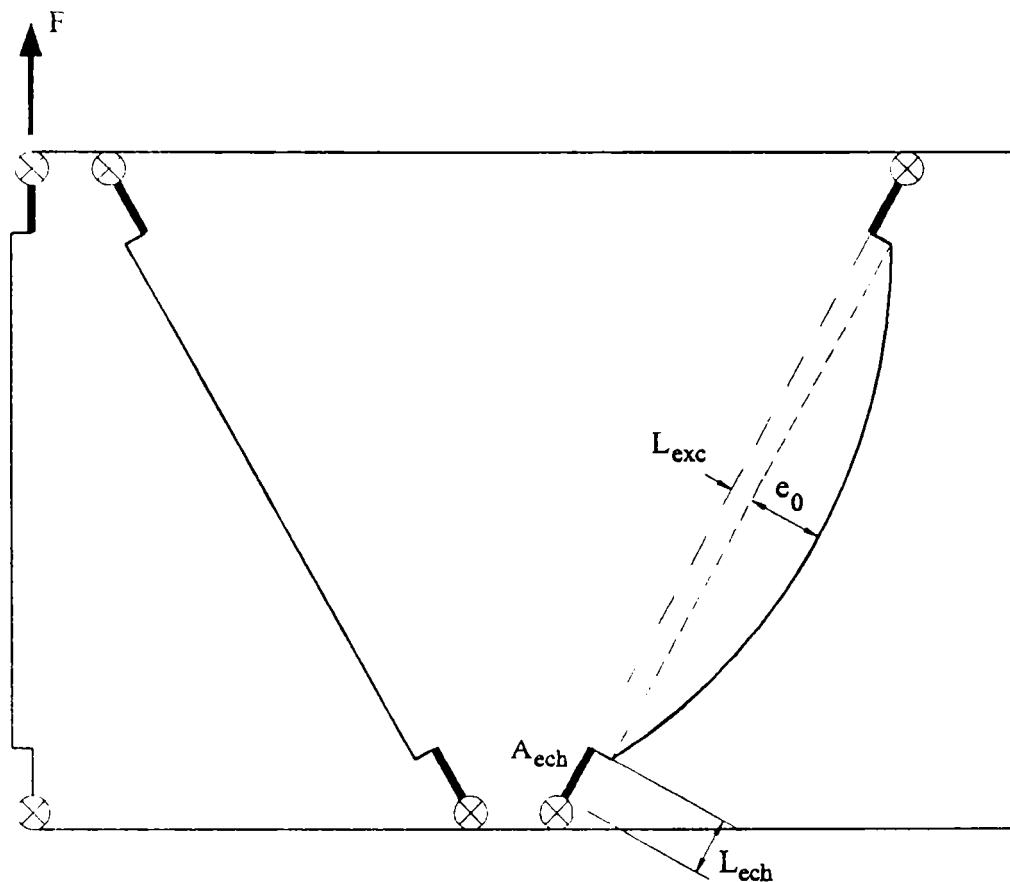


Fig. 5.4.11 Schema statica a modelului experimental

În modelare s-a ținut cont, de excentricitățile prinderilor, prin introducerea unor elemente suplimentare la capetele diagonalelor, cu lungimea egală cu excentricitatea prinderii (L_{exc}) și cu valori mari pentru arie și moment de inerție (Fig. 5.4.11).

În Figura 5.4.12 se prezintă comparația deplasării obținute pe cale experimentală din dreptul captorului P3 cu rezultatele analizei numerice.

Se observă, în curba experimentală, o alunecare generală la nivelul structurii, corespunzătoare forțelor care definesc palierul de alunecare a îmbinărilor diagonalelor (Fig. 5.4.8). Făcând abstracție de această alunecare, care nu a fost considerată în analiza numerică, se observă că rigiditățile de ansamblu ale structurii, obținute pe cale experimentală și numerică, sunt apropiate în cazul considerării rigidității axiale.

În Tabelul 5.4.3 sunt prezentate rezultatele analizei numerice, comparativ cu cele experimentale.

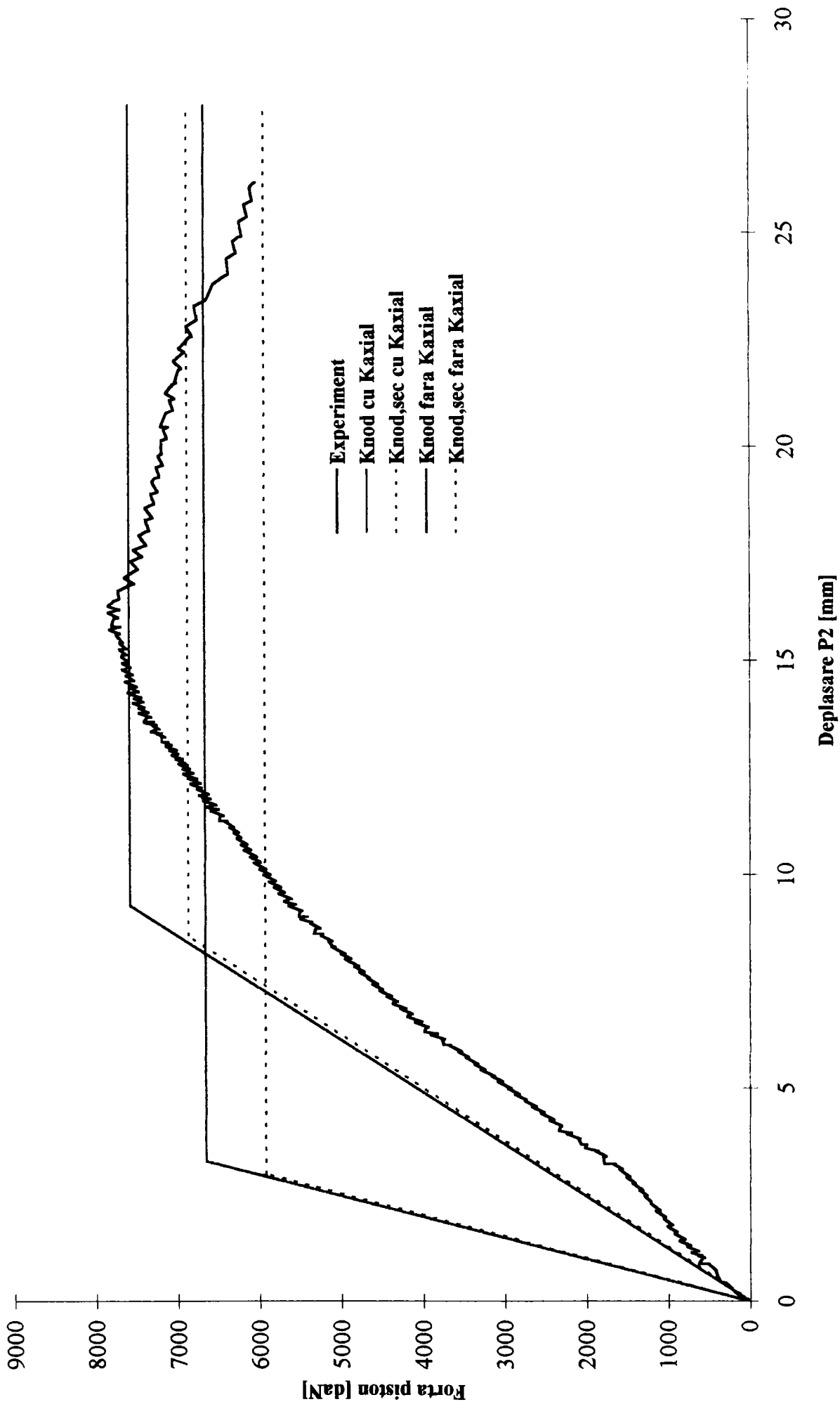


Fig. 5.4.12 Curbe teoretice si experimentale

Tab. 5.4.3 Rezultatele analizei numerice si experimentale

K_{nod} fara K_{axial} (1)	$K_{nod, sec}$ fara K_{axial} (2)	K_{nod} si K_{axial} (3)	$K_{nod, sec}$ si K_{axial} (4)	Experiment (5)	1/5	2/5	3/5	4/5
Forța cedare [daN]								
6650	5920	7665	6930	7820	0.85	0.76	0.98	0.87
Deplasare [mm]								
3.3	3	9.9	9.1	15.8	0.21	0.19	0.63	0.56
Rigiditate structura [daN/mm]								
2015	1974	774	761	734	2.74	2.69	1.05	1.04

Se observa ca la nivelul forței de cedare, respectiv a deplasărilor corespunzătoare, analiza numerica considerind rigiditatea axiala a îmbinării si rigiditatea inițiala la rotire oferă valorile cele mai apropiate de experiment, cu diferențe de 2% pentru forța si 37% pentru deplasare. Aceasta diferență, importanta, la nivelul deplasării, se datorează lunecărilor inițiale pe direcția axiala a diagonalelor precum si plastificarii găurilor șuruburilor din efectul forțelor axiale, fenomene care nu au fost considerate in analiza numerica. Facind insa comparația la nivelul rigiditatii inițiale ale structurii in domeniul elastic, după consumarea lunecărilor si înainte de începerea plastificarii găurilor, considerarea rigiditatii inițiale la rotire împreuna cu rigiditatea axiala conduce la diferențe nesemnificative fata de experiment (5%).

Considerarea rigiditatii axiale este deosebit de importanta din punct de vedere al deplasărilor, pentru aceasta structura obtinindu-se diferențe de 200% fata de analiza fara considerarea acestui fenomen. La nivelul forțelor de cedare, inasa, diferențele sunt mult mai mici, de 15%.

In Figura 5.4.13 este arătata comparația intre curba experimentală si considerarea in analiza numerica a rigiditatii axiale si a ipotezelor de comportamet articulată, semirigid cu rigiditate inițială si rigid al îmbinărilor. In Tabelul 5.4.4 sunt date forțele de cedare corespunzătoare acestor ipoteze. Se observa un spor de capacitate portanta de 32% a ipotezei comportării semirigide fata de comportarea articulata. Ipoteza prinderilor încastrate a elementelor depaseste cu 29% forța de cedare experimentală. Cu toate acestea, diferențele la nivelul rigiditatii de ansamblu a structurii sunt neglijabile. Aceasta se datorează formei triangulate, de tip contravintuit a structurii; la structurile contravintuite, efectul semirigiditatii nodurilor este nesemnificativ la nivelul rigiditatii de ansamblu.

Tab. 5.4.4 Forte de cedare [daN]

	Tip nod		
	Articulat	Semirigid	Încastrat
Forța cedare	5790	7665	10150

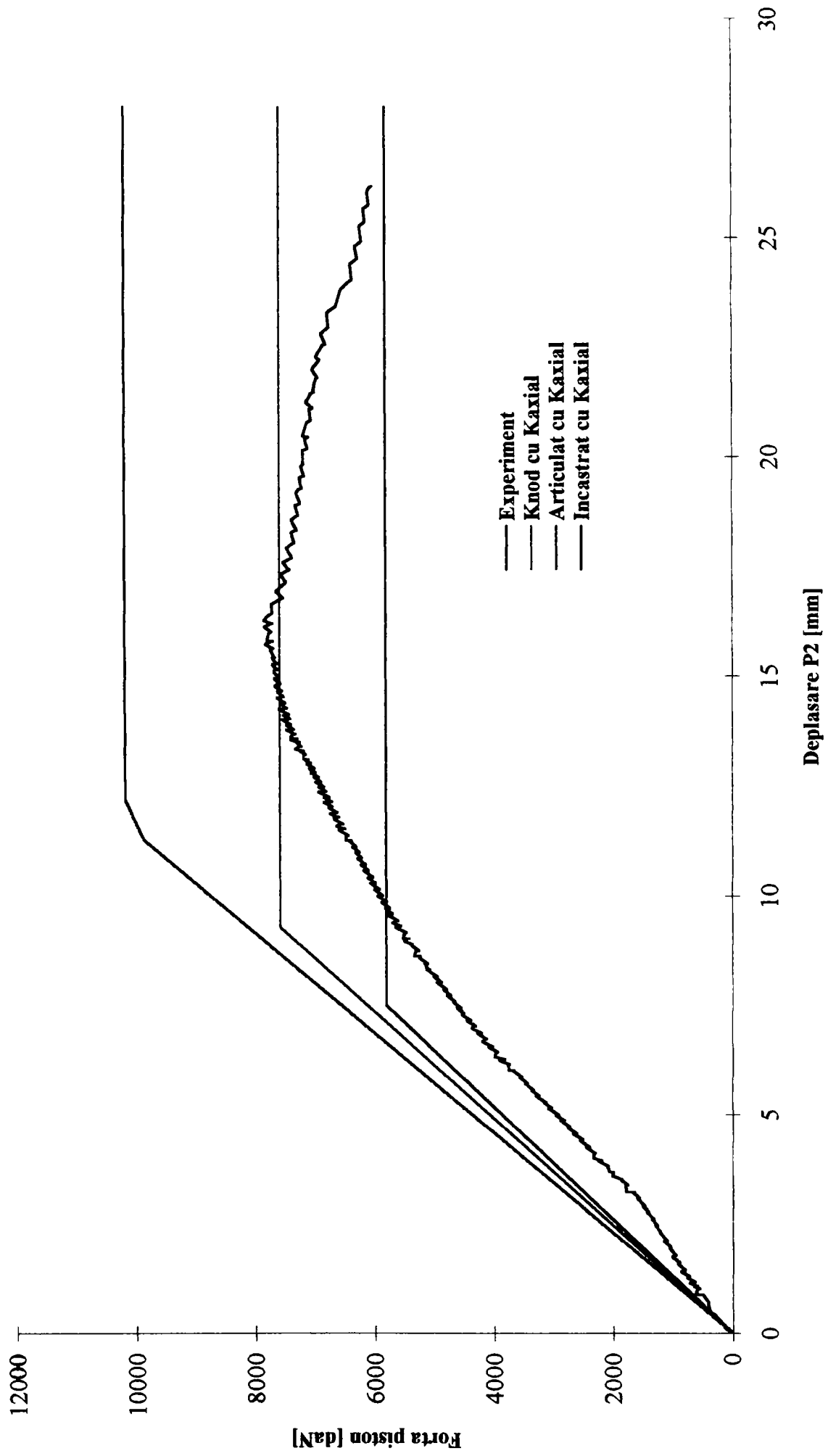


Fig. 5.4.13 Curbe teoretice si experimentale

Se recomanda, in concluzie, ca pentru analiza fermelor alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, sa se folosească rigiditatea inițială a îmbinărilor la rotire, împreună cu rigiditatea axială a îmbinărilor pe direcția forțelor axiale din diagonale, care oferă rezultatele cele mai apropiate de experiment și confirmă studiul [KIT94] care a arătat că alunecările inițiale influențează în măsură semnificativă doar deplasările structurii, diferențele la nivelul eforturilor putând fi neglijate. Evident, dimensionarea structurii va avea în vedere, pentru a putea aplica procedura descrisă, dimensionarea îmbinărilor astfel încât să nu se producă plastificarea găurilor înainte de valoarea corespunzătoare atingerii limitei de rezistență a elementelor.

În concluzie, programul experimental a demonstrat că forma triangulată a structurilor de tip fermă cu zăbrele, precum și forța axială prezentă în diagonale, limitează până la eliminare alunecările inițiale la rotire și a validat, la nivel de structură, modelul teoretic de comportament al nodurilor determinat în paragrafele anterioare.

5.5 CONCLUZII

Testele efectuate în Laboratorul Departamentului de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor din cadrul Universității 'Politehnica' din Timișoara, pe noduri tipice de ferma alcătuită din profile cu pereți subțiri îmbinate cu șuruburi au evidențiat comportamentul de tip semirigid cu rezistența parțială a acestora, în conformitate cu criteriului EUROCODE 3 de clasificare a îmbinărilor structurilor contravintuite.

S-a evidențiat faptul că principala componentă a deformabilității nodului este deformarea locală a găurilor șuruburilor, prezentă în cazul îmbinării tablelor subțiri. Diferențele introduse de deformațiile locale ale elementelor îmbinate pentru profilele utilizate în mod curent, sunt ne semnificative și deci semirigiditatea este caracterizată în principal de capacitatea de rotire a profilului în raport cu axul tălpii.

Pentru stabilirea unei formule pentru rigiditatea la rotire, s-au reținut ca importanți următorii parametri:

- grosimea profilelor
- diametrul șuruburilor și toleranța găurii (în cazul nodurilor testate a fost folosit un singur diametru, M12 cu o toleranță a găurii de 1mm)
- numărul și dispunerea șuruburilor

Astfel, pentru determinarea rigidității la rotire a nodurilor de ferma, este suficientă determinarea pe cale experimentală a rigidității îmbinărilor tablelor prinse cu un singur șurub, solicitate la forfecare. Rigiditatea îmbinărilor cu un șurub a fost calibrată cu ajutorul Anexei Z a EUROCODE 3 Partea 1.1 [ANZ94] pe baza rezultatelor experimentale, în mod analog procedurii pentru o mărime de tip rezistență, având în vedere necesitatea subevaluării acesteia, din punct de vedere al siguranței structurilor, pentru calculul de stabilitate și al deplasărilor.

Formula determinată prin această procedură în acest paragraf, îmbunătățește formula flexibilității existentă până la această dată în literatura de specialitate [ZAD91] prin introducerea ca parametru suplimentar a diametrului șurubului și considerarea unei toleranțe a găurii de 1mm, uzual folosită în cazul îmbinărilor cu șuruburi.

Pe baza acestei formule se poate determina rigiditatea la rotire a îmbinărilor cu șuruburi la profilele cu pereți subțiri și în particular, a îmbinărilor fermelor. Modelele de calcul pentru rigiditatea la rotire a îmbinărilor fermelor, cu două, trei sau patru șuruburi pe fiecare talpa a diagonalei, se bazează pe modelul oferit de EUROCODE 3 [EUR92] pentru calculul semirigidității nodurilor. Modelul teoretic cu două șuruburi, bazat pe formula rigidității îmbinărilor cu un șurub oferă o concordanță foarte bună cu rezultatele experimentale obținute pe nodurile T.

Modelul numeric cu element finit pentru simularea comportamentului diverselor îmbinări cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri, calibrat cu programul ANSYS a demonstrat o bună comportare pe ansamblu la nivel de rigiditate față de comportamentul teoretic și cel experimental, fiind prea conservativ, însă, la nivelul forței de cedare. Modelarea numerică a îmbinărilor cu șuruburi este, totuși, complexă și laborioasă, din punct de vedere al timpului de preprocesare și al timpului de calcul și de aceea, în măsura posibilităților, încercările

experimentale sunt de preferat modelării numerice pentru studiul îmbinărilor cu șuruburi ale tablelor subțiri.

Studiul experimental al unui tronson de ferma la scara 1:1 a demonstrat ca forma triangulata a structurilor de tip ferma cu zăbrele, precum și forța axială prezenta în diagonale, limitează pînă la eliminare lunecările inițiale la rotire și a validat, la nivel de structura, modelul teoretic. S-a evidențiat, în experiment, voalarea inimii profilelor în dreptul nodului de intersecție a diagonalelor. Eventuala voalare a inimilor barelor care alcătuiesc tălpile contribuie la caracterul deformabil (semirigid) al nodului. Deși din studiul parametric efectuat în capitolul 4, au rezultat grosimi mai mari ale elementelor tălpilor, pentru oțel OL37, ceea ce conduce la zvelteți mai mici de perete și deci la diminuarea riscului de voalare, tendința actuală de a utiliza oțeluri cu rezistențe ridicate, determină alegerea de grosimi mici ale profilelor. În această idee, fenomenul de voalare al pereților profilelor în dreptul îmbinărilor contribuie la deformabilitatea nodurilor și ar trebui cuantificat ca atare în studii viitoare.

Din analiza numerică efectuată cu programul PEP-micro a rezultat că valorile rigidităților la rotire a îmbinărilor au efect important doar la nivelul forței de cedare a structurii nu și asupra rigidității de ansamblu a structurii, respectiv a deplasărilor structurii.

Luncările în îmbinări pe direcția axială a diagonalelor nu influențează decît deplasările finale ale structurii, fără a afecta forța de cedare. Rigiditatea axială a îmbinărilor influențează de asemenea, în mod semnificativ, deplasările și într-o măsură mai mică starea de eforturi.

Se recomandă, pentru analiza fermelor alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, să se folosească rigiditatea inițială a îmbinărilor la rotire, împreună cu rigiditatea axială a îmbinărilor pe direcția forțelor axiale din diagonale, care oferă rezultatele cele mai apropiate de experiment. Evident, dimensionarea structurii va avea în vedere, pentru a putea aplica procedura descrisă, dimensionarea îmbinărilor astfel încît să nu se producă plastificarea găurilor înainte de valoarea corespunzătoare atingerii limitei de rezistență a elementelor.

Din punct de vedere al siguranței structurilor alcătuite din profile formate la rece și îmbinate cu șuruburi care lucrează la forfecare, pentru determinarea lungimilor de flambaj ale elementelor și pentru determinarea deplasărilor structurii, se vor folosi valorile formulelor rigidităților la rotire, afectate de coeficientul de siguranță, care conduc la coeficienți de zveltețe mai mari. Pentru determinarea eforturilor de calcul ale secțiunilor și pentru dimensionarea îmbinărilor se va folosi valoarea caracteristică a rigidității.

BIBLIOGRAFIE

[ANZ94] Annex Z - Determination of Design Resistance from Tests - EUROCODE 3 Part 1.1: 1992/prA2: 1994

[BYF96] Byfield M.P., Steel design and reliability using EUROCODE 3, PhD thesis, University of Nottingham, 1996

[CNC96] 'Cercetări experimentale asupra nodurilor de ferme realizate din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi' Contrat CNCSU 5004/1996 - 334 - M.E.N.

[CNC97] 'Model numeric pentru determinarea rigiditatii la traciune a tablelor imbinate cu un surub' Contrat 7004/1997 - CNCSU 42/871 - M.E.N.

[CNC98] Cercetari teoretice si experimentale privind influenta comportării reale a nodurilor asupra lungimii de flambaj a barelor grinzilor cu zăbrele din profile cu pereți subțiri formate la rece - Incercari experimentale pe table imbinate cu un surub, Contrat 36/1998 - 7 CNCSU 310 - M.E.N.

[DAT96] 'Database for Research on Cold-formed Steel Structures' Project title: 'Behaviour of Bolted Connections in Cold-formed Steel Plane Trusses' - Center for Cold- formed Steel Structures, University of Missouri - Rolla M 065401-0249 USA, 1996

[DU961] D., Zaharia R., Dan S., Dinu F., The semi-rigid character of the thin-walled steel trusses with bolted connections, Dubina European Workshop on Thin-Walled Steel Structures, Krzyzowa-Kreisau, Poland, 1996

[DU962] Dubina D., Zaharia R., The influence of node semi-rigidity of the thin-walled steel trusses bolted joints, Advances in Steel Structures ICASS'96 - Hong Kong, 1996

[DUB97] Dubina D., Zaharia R., Experimental evidence of semi-rigid behaviour of some cold-formed steel truss bolted joints, International Conference on Experimental Model Research and Testing of Thin-Walled Steel Structures, Prague, Czech Republic, 1997

[DUB98] Dubina D., Zaharia R., Cold-Formed Steel Trusses with Semi-Rigid Joints, Thin-Walled Structures Vol. 29, Nos. 1-4, Special Issue on Cold-Formed Steel and Aluminium Structures, Elsevier Science Ltd, 1998

[ECC83] ECCS - TC7 European Recommendations for Steel Construction: The Design and Testing of Connections in Steel Sheeting and Sections, Publication No. 21, 1983

[EUR92] EUROCODE 3, Part 1.1, 'General Rules and Rules for Buildings', 1992

[KIT94] Kitipornchai S., Al-Bermani F., Effect of bolt slippage on ultimate behaviour of lattice structures, Journal of Structural Engineering, 1994

[NET95] Nethercot D.A., Byfield M.P., An improved method for calculating partial safety factors, Seventh International Conference on Application of Statistics and Probability, Paris, 1995

[PEP92] PEP - micro. Analyse plastique au second ordre de structures planes a barres. Galea Y., Bureau A., Centre Technique Industriel de la Construction Metallique, 1992

[SED89] Sedlacek G., Spangemacher R., Hensen W., Background document for the justification of a safety factor of 1.00 for beams in bending about the strong axis made of rolled section, Background Document 5.01 for Chapter 5 of EUROCODE 3, RTWH Aachen, 1989

[TNO76] TNO Delft, Research Report BI-76-78: Connections in cold- rolled sections, 1976

[ZAD91] Zadanfarrokh, F. 'Analysis and design of bolted connections in cold formed steel members' PhD thesis, University of Salford, 1991

[ZA971] Zaharia R., Dubina D., Finite element modelling of thin-walled steel bolted joint, VI'th Scientific Conference of Civil Engineering Faculty of Technical University of Kosice, Kosice, Slovak Republic, 1997

[ZA972] Zaharia R., Dubina D., Numerical analysis of cold-formed steel trusses with semi-rigid joints, VI'th Scientific Conference of Civil Engineering Faculty of Technical University of Kosice, Kosice, Slovak Republic, 1997

[ZA973] Zaharia R., Dubina D., Finite element analysis of bolted connections of thin-walled steel, IV'th International Conference on Boundary and Finite Elements, Iasi, Romania, 1997

[ZA974] Zaharia R., Numerical simulations on the rigidity of bolted connections in cold-formed steel elements, TEMPUS Research Report, City University, London, England, 1996

[ZA975] Zaharia R., Dubina D., Modelling of a single lap cold-formed steel bolted joint, ANSYS User's Meeting, Bucharest, Romania, 1996

6. ANALIZA COMPORTARII FERMELOR METALICE DIN PROFILE FORMATE LA RECE CU NODURI SEMIRIGIDE

6.1 LUNGIMEA DE FLAMBAJ A DIAGONALELOR FERMEI

Prin încercările experimentale prezentate în capitolul 5 s-a demonstrat caracterul semirigid al îmbinărilor cu șuruburi pentru diagonalele fermelor alcătuite din elemente cu pereți subțiri formate la rece. În cazurile analizate, rigiditatea îmbinărilor depășește limita stabilită de EUROCODE 3 [EUR92] pentru comportament de tip articulată. Această concluzie conduce la reconsiderarea lungimii de flambaj a diagonalelor.

Grinzile cu zăbrele fac parte din categoria structurilor cu noduri fixe. Modelul de calcul al lungimii de flambaj a diagonalei, este a unui element cu noduri fixe la deplasare laterală și cu rigiditatea la rotire K_{nod} la ambele capete.

Modelul de calcul pentru determinarea lungimii de flambaj cu considerarea influenței rigidității la rotire a nodurilor se prezintă în Figura 6.1.1.

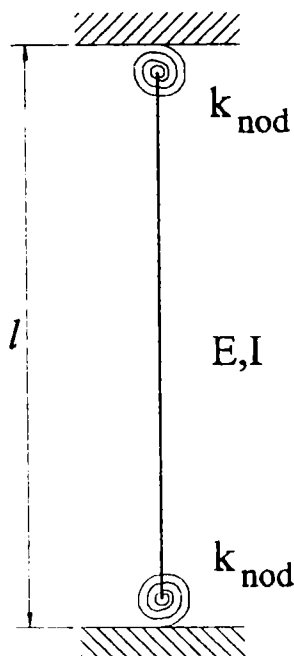


Fig. 6.1.1 Model pentru determinarea lungimii de flambaj a diagonalelor

Pentru acest model, Anexa E a EUROCODE 3 [EUR92] oferă următoarea formulă pentru coeficientul lungimii de flambaj :

$$\mu = 0.5 + 0.14 (\eta_1 + \eta_2) + 0.055 (\eta_1 + \eta_2)^2 \quad (6.1.1)$$

în care, pentru cazul diagonalei grinzi cu zăbrele:

$$\eta_1 = \eta_2 = \eta$$

si relația (6.1.1) devine:

$$\mu = 0.5 + 0.28 \eta + 0.22 \eta^2 \quad (6.1.2)$$

in care

$$\eta = \frac{K_{diag}}{K_{diag} + k_{nod}} \quad K_{diag} = \frac{4EI_{min}}{l}$$

In aceste relații, E, I_{min} si l sunt, respectiv, modulul de elasticitate al oțelului, momentul de inerție minim al diagonalei si lungimea diagonalei.

6.2 ANALIZA COMPORTARII FERMELOR CU NODURI SEMIRIGIDE

În capitolul 4 a fost stabilit modul de comportare a îmbinărilor cu șuruburi pentru fermele metalice din profile formate la rece, pe cale teoretică și experimentală. S-a arătat că semirigiditatea axială și la rotire a îmbinărilor influențează comportarea locală și de ansamblu.

Acest paragraf prezintă analiza statică a unei ferme metalice din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, ținând cont de comportarea reală a îmbinărilor, comparativ cu ipoteza clasică a fermei cu noduri articulate. Calculul s-a efectuat cu programul PEP-micro [PEP92], program dedicat analizei structurilor metalice cu îmbinări semirigide.

6.2.1 Ferma analizată

Studiul s-a efectuat pe ferma de tip 3-2, cu diagonale alternante, pentru deschiderea de 18 m și încărcarea de 200 daN/mp [ZA971-972]. Dimensiunile generale și tipurile de secțiuni transversale, se prezintă în Figura 6.2.1.

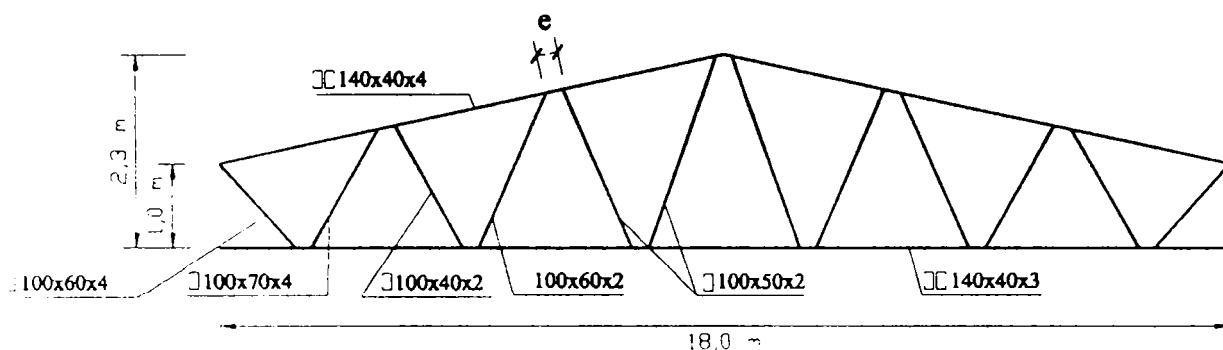


Fig. 6.2.1 Ferma analizată

Elementele fermei au fost dimensionate cu eforturile calculate pe schema statică clasică pentru acest tip de structuri, cu nodurile articulate, fără a ține cont de excentricitățile de axare ale diagonalelor. Verificarea secțiunilor transversale ale țalpilei s-a făcut pentru solicitarea de forță axială, iar verificarea secțiunilor transversale ale diagonalelor s-a făcut din solicitarea de forță axială și moment încovoietor, provenit din excentricitatea îmbinării de pe țalpile elementelor.

În Tabelul 6.2.1 prezintă eforturile unitare și coeficienții de zveltețe ai barelor; semnul minus pentru eforturi unitare indică solicitare de compresiune. Pentru diagonalele 1, 2 și 4, criteriul de dimensionare este rezistența, iar pentru celelalte diagonale criteriul de dimensionare este zveltețea barelor. Pentru diagonala 1, întinsă, și pentru diagonala 2, comprimată fără a prezenta fenomenul de voalare a secțiunii transversale, s-a ținut cont de creșterea limitei de curgere pe ansamblul profilului, datorită ecruisării colturilor. Diagonala 4 este comprimată și prezintă fenomenul de voalare; în consecință, limita de curgere normată s-a considerat limita de curgere a materialului de bază ($f_y = 2400 \text{ daN/cm}^2$ pentru OL37). Caracteristicile geometrice ale secțiunilor transversale ale profilelor ce alcătuiesc țalpile, au rezultat în funcție de distanțele impuse de șuruburile de prindere a diagonalelor. Deplasarea verticală din nodul central a rezultat 3.29 cm.

Tab. 6.2.1 Eforturi unitare si coeficienți de zveltețe

Element structural	Efort unitar [daN/cm ²]	Coeficient de zveltețe
Talpa superioara	-1389	60
Talpa inferioara	1391	139
Diagonala 1	2404	84
Diagonala 2	-2382	82
Diagonala 3	1546	135
Diagonala 4	-2078	105
Diagonala 5	-1345	125
Diagonala 6	604	143

6.2.2 Influenta excentricitatilor de axare ale elementelor

Considerind tãlpile fermei ca bare continue si diagonalele prinse articulat de acestea, dar excentric, se obține schema statica din Figura 6.2.2. In Tabelul 6.2.2 se prezintă, comparativ, rezultatele obținute pe aceasta schema statica, comparativ cu rezultatele obținute pe schema statica cu toate nodurile articulate, fara excentricitati.

Deplasarea verticala din nodul central al fermei are, pentru schema statica cu tãlpi continue si prinderi excentrice articulate este de 3.09cm. Se remarca faptul ca prin luarea in considerare a continuitatii tãlpilor, aceasta deplasare a scăzut cu 6.1% fata de aceeași deplasare la ferma cu toate nodurile articulate.

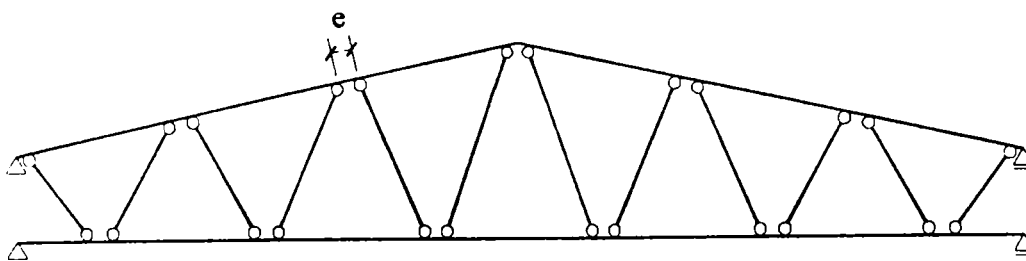


Fig. 6.2.2 Schema statica a fermei in ipoteza prinderii excentrice a diagonalelor

Tabelul 6.2.2 Eforturi unitare si coeficienții de zvelte pentru ipoteza nodurilor articulate cu si fara considerarea excentricitatilor

Element structural	Efort unitar [daN/cm ²]			Coeficient de zveltețe		
	Fara excentr.	Cu excentr.	σ_2/σ_1	Fara excentr.	Cu excentr.	λ_2/λ_1
	σ_1	σ_1		λ_1	λ_2	
Talpa superioara	-1389	-1630	1.17	60	60	1.00
Talpa inferioara	1391	1561	1.12	139	139	1.00
Diagonala 1	2404	2479	1.03	84	77	0.92
Diagonala 2	-2382	-2450	1.03	82	76	0.93
Diagonala 3	1546	1658	1.07	135	130	0.96
Diagonala 4	-2078	-2016	0.97	105	101	0.96
Diagonala 5	-1345	-1320	0.98	125	122	0.98
Diagonala 6	604	586	0.97	143	140	0.98

Se observa sporuri de pina la 17% la tensiunile normale din tãpile fermei in ipoteza diagonalelor prinse articulat - excentric, care nu conduc, inasa, la depasirea rezistentei elementelor. Aceste diferențe se datorează momentelor încovoietoare suplimentare care apar datorita excentricitatilor. La nivelul tensiunilor din diagonale, se obțin diferențe neglijabile pentru diagonalele a căror dimensionare rezulta din condiția de rezistenta si stabilitate.

Din punct de vedere al coeficienților de zveltețe, aceștia sunt reduși cu pina la 8% in ipoteza considerării excentricitatilor de axare a diagonalelor, datorita lungimilor mai mici ale acestora.

6.2.3 Influenta semirigiditatii la rotire a îmbinărilor

Analiza comportării fermei cu noduri semirigide a fost studiata pe aceeași schema statica din Figura 6.2.2, cu diferența ca prinderile diagonalelor s-au considerat semirigide, cu valori ale rigiditatilor la rotire date de formulele (5.3.7) si (5.3.19). Deplasarea verticala a nodului central a rezultat, considerand rigiditatea la rotire, de 3.08cm. Se observa ca, practic, nu exista diferențe intre aceasta deplasare si deplasarea calculata in ipoteza prinderilor articulate. Structura triangulata a fermei, de tip contravintuit, reduce pina la anulare influenta rigiditatii la rotire a nodurilor asupra deplasărilor.

In Tabelul 6.2.3 se prezintă forțele axiale si momentele încovoietoare in barele fermei, cu considerarea excentricitatilor, in ipoteza de prindere a diagonalelor articulat, respectiv semirigid.

Tabelul 6.2.3 Eforturi in ipoteza nodurilor articulate si semirigide

Element structural	Forța axiala [daN]			Moment încovoietor [daN cm]		
	Tipul îmbinării		N_2 / N_1	Tipul îmbinării		M_2 / M_1
	Articulat	Semirigid		Articulat	Semirigid	
N_1	N_2	M_1	M_2			
Talpa superioara	-22541	-22477	0.997	14410	14468	1.004
Talpa inferioara	22830	22890	1.002	10214	9857	0.965
Diagonala 1	13752	13722	0.998	9488	16355	1.724
Diagonala 2	-11146	-11124	0.998	8360	15148	1.812
Diagonala 3	3613	3655	1.011	1951	1843	0.945
Diagonala 4	-2897	-2922	1.008	2123	2093	0.986
Diagonala 5	-1742	-1723	0.989	1080	1156	1.071
Diagonala 6	1602	1591	0.993	1053	1006	0.955

Se observa, ca la nivelul forțelor axiale, diferențele sunt practic nule, situindu-se sub 1%. La nivelul momentelor încovoietoare, inasa, se observa diferențe mari, de pına la 82%, pentru primele diagonale. Aceste diferențe provin din sporul de moment încovoietor preluat de acestea, in ipoteza prinderilor semirigide, care se adaugă momentului încovoietor provenit din excentricitățile de prindere a șuruburilor pe tăpile diagonalelor.

In Tabelul 6.2.4 sunt prezentate, comparativ, eforturile unitare in barele fermei si coeficienții de zveltețe cu considerarea excentricităților, in ipotezele de prindere a diagonalelor articulat, respectiv semirigid.

Coeficienții de zveltețe in cazul considerării rigiditatilor la rotire a îmbinărilor suferă reduceri importante, de pına la 27%, fata de ipoteza îmbinărilor articulate.

Tensiunile normale in primele doua diagonale, dimensionate din condiția de rezistența, prezintă sporuri importante, pentru primele diagonale, de pına la 24% in ipoteza prinderii semirigide. Pentru diagonala 1, întinsa, este depasita, chiar, limita de rezistența. Aceasta conduce la necesitatea înlocuirii profilului 100x60x4 cu profil 100x70x4. Pentru diagonala 4, care se dimensionează din condiția de stabilitate, se observa, inasa, o reducere a efortului unitar de 5%. Pentru diagonalele care se dimensionează din condiția de zveltețe, rigiditatea la rotire a îmbinărilor are un efect benefic, obtinindu-se reduceri ale coeficienților de zveltețe de pına la 12%. Aceasta conduce la posibilitatea înlocuirii profilelor 100x50x2 pentru diagonalele 5 si 6 cu profile 100x40x2, care satisfac condiția de zveltețe, considerind reducerea lungimii de flambaj datorita rigiditatilor prinderilor.

Tabelul 6.2.4 Eforturi unitare si coeficienti de zveltețe in ipoteza nodurilor articulate si semirigide

Element structural	Efort unitar [daN/cm ²]			Coeficient de zveltețe		
	Tipul îmbinării		σ_2 / σ_1	Tipul îmbinării		λ_2 / λ_1
	Articulat	Semirigid		Articulat	Semirigid	
σ_1	σ_2	λ_1	λ_2			
Talpa superioara	-1630	-1627	0.998	60	60	1.00
Talpa inferioara	1561	1557	0.997	139	139	1.00
Diagonala 1	2479	3064	1.236	77	56	0.727
Diagonala 2	-2450	-2647	1.080	76	58	0.763
Diagonala 3	1658	1643	0.991	130	114	0.877
Diagonala 4	-2016	-1920	0.952	101	94	0.931
Diagonala 5	-1320	-1162	0.880	122	110	0.902
Diagonala 6	586	585	0.998	140	125	0.893

6.2.4 Influenta semirigiditatii la rotire si a rigiditatii axiale a îmbinărilor

Analiza comportării fermei cu noduri semirigide a fost studiata pe aceeași schema statica din Figura 6.2.2, cu diferența ca prinderile diagonalelor s-au considerat semirigide, cu valori ale rigiditatilor la rotire date de formulele determinate in paragraful 5.3, iar rigiditatile axiale au fost modelate cu elemente echivalente cu aria determinata conform formulei (5.4.4).

Deplasarea verticala a nodului central a rezultat, in ipoteza prinderilor semirigide împreuna cu rigiditatea axiala, de 4.63cm, ceea ce reprezintă un spor de 50% fata de considerarea doar a rigiditatii la rotire.

In Tabelul 6.2.5 se prezintă forțele axiale si momentele încovoietoare in barele fermei, cu considerarea excentricitatilor, in ipoteza considerării rigiditatilor la rotire, cu si fara rigiditatea axiala.

Se observa, ca la nivelul forțelor axiale, diferențele sunt practic nule, situindu-se in jurul valorii de 1% pentru tălpi si pentru primele diagonale. Pentru diagonalele 3-6 se observa o reducere a forței axiale, cu pina la 17%. La nivelul momentelor încovoietoare, inasa, se observa diferențe mari, de pina la 211% pentru talpa superioara. talpa inferioara prezintă un spor de moment mai redus, de 36%. Primele doua diagonale prezintă deasemenea sporuri de moment încovoietor, luind in considerarea si efectul rigiditatii axiale, de pina la 20%. Celelalte diagonale prezintă chiar reduceri de moment încovoietor, de pina la 21%.

Tabelul 6.2.5 Eforturi in ipoteza nodurilor semirigide, cu si fara rigiditate axiala

Element structural	Forța axiala [daN]			Moment încovoietor [daN cm]		
	Fara rigiditate	Cu rigiditate	N_2 / N_1	Fara rigiditate	Cu rigiditate	M_2 / M_1
	axiala N_1	axiala N_2		axiala M_1	axiala M_2	
Talpa superioara	-22477	-22233	0.989	14468	45067	3.115
Talpa inferioara	22890	22896	1.000	9857	13423	1.361
Diagonala 1	13722	13847	1.009	16355	19400	1.186
Diagonala 2	-11124	-11174	1.004	15148	18244	1.204
Diagonala 3	3655	3423	0.936	2174	2266	1.042
Diagonala 4	-2922	-2847	0.974	2093	2014	0.962
Diagonala 5	-1723	-1409	0.817	1156	950	0.822
Diagonala 6	1591	1327	0.834	1006	786	0.781

In Tabelul 6.2.6 sunt prezentate, comparativ, eforturile unitare in barele fermei, cu considerarea rigiditatilor la rotire, cu si fara considerarea rigiditatilor axiale. Coeficientii de zveltețe ai barelor sunt aceeași, fiind afectați doar de rigiditatea la rotire a îmbinărilor.

Tensiunile normale in talpa superioara prezintă sporuri importante, de 28% considerind efectul rigiditatilor axiale, fara a fi depasita insa limita de rezistenta a elementului. Talpa inferioara prezintă sporuri mult mai mici, de 4%. In ceea ce privește diagonalele, sporul maxim de efort unitar, de 9%, se observa pentru diagonala 1. Celelalte diagonale prezintă sporuri nesemnificative, sau chiar reduceri, de pina la 19% a tensiunii normale.

In Tabelul 6.2.7 se prezintă comparația intre tensiunile normale obținute in ipoteza prinderilor articulate excentrice si considerarea efectului rigiditatii la rotire si axiale ale îmbinărilor. Se observa, deci, sporuri importante de tensiuni normale la nivelul tălpii superioare comprimate (28%) si a primei diagonale întinse (35%). Talpa inferioara si a doua diagonala, comprimata prezintă sporuri mai mici, de 4% respectiv 9%. Celelalte diagonale prezintă reduceri ale tensiunilor normale cu pina la 28%.

Tinind cont de reducerea coeficientilor de zveltețe datorita rigiditatii la rotire a îmbinărilor, de pina la 12% pentru elementele dimensionate din condiția de zveltețe, așa cum se arata in Tabelul 6.2.4, este posibila, deci, înlocuirea profilului 100x50x2 pentru diagonalele 5 si 6 cu profile 100x40x2. Creșterea efortului unitar cu 35%, insa, pentru diagonala 1, conduce la necesitatea înlocuirii profilului 100x60x4 cu profil 100x70x4.

Tab. 6.2.6 Eforturi in ipoteza nodurilor semirigide,
cu si fara considerarea rigiditatii axiale

Element structural	Efort unitar [daN/cm ²]		
	Fara rigiditate	Cu rigiditate	σ_2 / σ_1
	axiala	axiala	
	σ_1	σ_2	
Talpa superioara	-1627	-2087	1.283
Talpa inferioara	1557	1624	1.043
Diagonala 1	3064	3340	1.090
Diagonala 2	-2647	-2680	1.012
Diagonala 3	1643	1540	0.937
Diagonala 4	-1920	-1853	0.965
Diagonala 5	-1162	-951	0.818
Diagonala 6	585	478	0.817

Tab. 6.2.6 Eforturi unitare in ipoteza nodurilor articulate si semirigide,
cu considerarea rigiditatii axiale

Element structural	Efort unitar [daN/cm ²]		
	Articulat	Semirigid	σ_2 / σ_1
	fara rigiditate	cu rigiditate	
	axiala	axiala	
σ_1	σ_2		
Talpa superioara	-1630	-2087	1.280
Talpa inferioara	1561	1624	1.040
Diagonala 1	2479	3340	1.347
Diagonala 2	-2450	-2680	1.094
Diagonala 3	1658	1540	0.929
Diagonala 4	-2016	-1853	0.919
Diagonala 5	-1320	-951	0.720
Diagonala 6	586	478	0.816

6.3 CONCLUZII

Acest capitol a demonstrat efectul benefic al considerării comportamentului real, semirigid, al îmbinărilor, asupra lungimilor de flambaj, în comparație cu ipoteza prinderii articulate a barelor în noduri. Acest fapt conduce la considerarea unor secțiuni reduse pentru barele care se dimensionează din condiția de zveltețe.

Momentul încovoietor suplimentar preluat de diagonale datorită rigiditatilor la rotire a prinderilor conduce, în schimb, la tensiuni normale sporite pentru diagonalele apropiate de reazeme, a căror dimensionare rezulta din condiția de rezistență și stabilitate. Pentru a doua diagonală, comprimată, efectul reducerii lungimii de flambaj nu suplinește sporul de tensiune rezultată din momentul încovoietor suplimentar. Pentru diagonală 4, însă, efectul reducerii lungimii de flambaj este mai puternic decât sporul de moment asupra efortului unitar final al elementului.

La nivel deplasărilor, se observă că rigiditatea la rotire a îmbinărilor reduce nesemnificativ valoarea sagetii fermei, față de ipoteza articulată, fapt confirmat și de concluziile capitolului 5. Structura triangulată a fermei, de tip contravintuit, reduce până la anulare influența rigidității la rotire nodurilor asupra deplasărilor. Considerarea rigiditatilor pe direcția eforturilor axiale ale diagonalelor, însă, conduce la creșteri importante ale deplasărilor și ale eforturilor la nivelul tălpii superioare și a diagonalelor apropiate de reazem. Pentru celelalte elemente, considerând acest efect, sporurile de eforturi conduc la diferențe neglijabile ale tensiunilor normale.

Problema considerării rigiditatilor axiale și la rotire a îmbinărilor este deci, importantă nu doar din punct de vedere al economiei de material ci și din punct de vedere al siguranței structurilor de tip fermă alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi. Dacă pentru barele care se dimensionează din condiția de zveltețe efectul rigidității la rotire al îmbinărilor este benefic, conducând la alegerea unor profile cu caracteristici sectionale reduse, și deci la economie de material, la diagonalele apropiate de reazem și la talpa superioară tensiunile normale prezintă sporuri importante față de ipoteza clasică a nodurilor articulate și deci se impune alegerea unor profile mai puternice.

BIBLIOGRAFIE

[EUR92] EUROCODE 3, Part 1.1, 'General Rules and Rules for Buildings', 1992

[PEP92] PEP - micro. Analyse plastique au second ordre de structures planes a barres. Galea Y., Bureau A., Centre Technique Industriel de la Construction Metallique, 1992

[ZA971] Zaharia R., Numerical analysis of cold-formed steel trusses with semi-rigid joints, VI'th Scientific Conference of Civil Engineering Faculty of Technical University of Kosice, Kosice, Slovak Republic, 1997

[ZA972] Zaharia R., Global and member analysis of thin-walled steel truss frames with semi-rigid joints, IV'th International Conference on Boundary and Finite Elements, Iasi, Romania, 1997

7. CONCLUZII FINALE

7.1 CONSIDERATII FINALE

Cercetările efectuate în teza de doctorat au avut ca scop o mai bună cunoaștere a comportării îmbinărilor cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri formate la rece, precum și efectul acestei comportări în calculul fermelor cu zăbrele alcătuite din profile cu pereți subțiri care folosesc acest tip de îmbinări. În general, problema considerării comportamentului real al îmbinărilor cu șuruburi, de tip semirigid, la structurile alcătuite din profile formate la rece este deosebit de importantă din punct de vedere al siguranței acestor structuri, ipotezele clasice de noduri rigide sau articulate putând conduce la subevaluarea caracteristicilor sectionale ale elementelor.

Studiul prezentat în teza a tratat, în acest scop, următoarele aspecte:

I. Definirea modurilor de cedare ale îmbinărilor cu șuruburi obișnuite și speciale, solicitate la forfecare

Din analiza modurilor de cedare al îmbinărilor cu șuruburi cu piulița și a îmbinărilor cu șuruburi autofiletante și autoperforante, solicitate la forfecare, se evidențiază ca surse de deformabilitate penetrarea șurubului asociată cu alungirea găurii și înclinarea șurubului. Aceasta din urmă este evident mai pronunțată în cazul șuruburilor autofiletante și autoperforante, fără piulița. Impunând în mod constructiv o distanță adecvată a șurubului până la marginea tablei pe direcția forței, dimensionând în mod corespunzător secțiunea netă a elementelor în dreptul îmbinării și alegând calitatea materialului din care este confecționat șurubul în așa fel încât să nu se producă forfecarea acestuia, singurul mod de cedare a tablei îmbinărilor cu șuruburi solicitate la forfecare rămâne cedarea prin plastificarea găurii. Acest mod de cedare prezintă o ductilitate sporită față de celelalte moduri. Cedarea prin înclinarea șurubului în cazul șuruburilor autofiletante și autoperforante nu poate fi însă evitată impunând condiții constructive. Cedarea îmbinării depinde într-o măsură mai mare de înclinarea șurubului când îmbinarea este compusă din table cu aceeași grosime, iar când se folosesc în îmbinare table cu grosimi diferite, cedarea este mai probabil să se producă prin presiune pe gaură. Acest fenomen este luat în considerare în norme funcție de raportul grosimilor tablelor din îmbinare.

II. Rezistența și rigiditatea îmbinărilor cu șuruburi cu piulița și șuruburi autofiletante și autoperforante, solicitate la forfecare

Din analiza comportării unei îmbinări cu un singur șurub a două table subțiri, s-a observat că, după depășirea forței de lunecare, curba forță - deplasare prezintă o înclinare accentuată față de verticală (scădere a rigidității). Acest comportament este tipic îmbinărilor cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri, supuse la forfecare, fiind datorat grosimilor reduse ale tablelor. În cazul îmbinărilor supuse acțiunii momentului încovoietor, determinarea rigidității acestora este deosebit de importantă, flexibilitatea îmbinărilor conducând la redistribuirea eforturilor în structură și la creșterea deformațiilor față de varianta structurii cu noduri rigide. Considerarea comportamentului real al îmbinărilor, într-o verificare de stabilitate și rezistență a elementelor, conduce astfel la sporirea gradului de siguranță a structurilor alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece.

Pentru determinarea caracteristicilor de rezistență și rigiditate ale diverselor configurații de șuruburi se pot folosi rezultatele din analiza îmbinărilor cu un singur șurub solicitate la forfecare. Pentru ca un calcul de stabilitate și calculul deplasărilor unei structuri să conducă la rezultate securitare, în stabilirea formulei îmbinărilor tablelor cu un singur șurub procedura de calibrare a acesteia va fi analoga procedurii pentru o mărime de tip rezistență, prin stabilirea unui coeficient de siguranță supraunitar. Pentru determinarea eforturilor de dimensionare a îmbinării, însă, subevaluarea rigidității îmbinărilor oferă rezultate insecuritare, o rigiditate mai mică a îmbinării conducând la eforturi de calcul reduse, și în acest caz poate fi folosită valoarea caracteristică a formulei rigidității.

Studiile efectuate asupra rigidității îmbinărilor cu șuruburi autofiletante și autoperforante, folosesc pentru determinarea acesteia raportul între forța corespunzătoare stării limită a exploatații normale și deplasarea corespunzătoare acesteia. În toate aceste studii, forța corespunzătoare stării limită a exploatații normale situează comportamentul îmbinării în domeniul elastic.

Păstrarea comportamentului în domeniul elastic este deosebit de importantă pentru îmbinările cu șuruburi autofiletante și autoperforante utilizate pentru prinderea învelitorii de table cutate, deoarece asigură efectul de conlucrare a învelitorii de tablă cutată cu structura de rezistență. Deformația plastică a găurilor șuruburilor, nu este admisă, din următoarele motive:

- alungirile găurilor șuruburilor de prindere a tablei cutate conduce la distrugerea etanșității acoperișului și pereților;
- prin alungirea plastică a găurilor, apar jocuri în îmbinări, care reduc, până la anulare, efectul de diafragma în cazul unui alt cutremur.

Deși majoritatea normelor și cercetărilor recente prevăd pentru rezistența șuruburilor autofiletante și autoperforante limitarea comportamentului în domeniul elastic, pentru cazul șuruburilor cu piulița sunt acceptate, în general, deformații plastice importante.

Având în vedere că în structurile de rezistență alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece sunt utilizate îmbinări cu șuruburi solicitate preponderent la forfecare, limitarea comportamentului în domeniul elastic trebuie extins și în cazul șuruburilor cu piulița, pe baza aceluiași observații, pentru a putea avea în proiectare siguranța modelării de tip "resort liniar" a îmbinării. Pentru îmbinările solicitate la încărcări reversibile importante, oțelul supus la tensiuni mai mari decât limita de curgere poate ceda. România este o țară cu solicitări seismice importante și de aceea acest aspect trebuie luat în considerare. Dealtfel, fiind în domeniul profilelor cu pereți subțiri formate la rece, la care atît calculul de ansamblu al structurii cît și calculul elementelor se conduce în domeniul elastic (Metoda IV de calcul pentru profile de Clasa IV) nu există o motivație rațională pentru acceptarea plastificarilor în îmbinări.

Se poate însă accepta, în calculul la stări limită ultime de rezistență și stabilitate, depășirea limitei elastice, cu limitarea deformației plastice, în mod asemănător formulării Missouri - Rolla, limitarea comportamentului în domeniul elastic făcîndu-se, eventual, în calculul la starea limită a exploatații normale. În acest sens însă, sunt necesare studii parametrice complexe, pentru determinarea efectelor pe care le are, în structură, dezvoltarea deformațiilor plastice în îmbinări, și stabilirea, pe baza concluziilor acestor studii, a limitelor acceptabile de ovalizare a găurilor.

Pentru o structura de tip cadru deformarea plastica a găurilor înseamnă, în cazul solicitărilor ciclice, lunecări importante în îmbinări, care pot conduce, în primul rînd, la depasirea criteriului de dimensionare la starea limita a exploataării normale. Mai mult decît atît, deplasările sporite datorita lunecărilor inițiale mari pot conduce la efecte de ordinul doi importante în stilpi, deci la sporuri semnificative ale eforturilor unitare.

Sunt, deci, necesare cercetări viitoare asupra calibrării unor formule care să limiteze deformațiile îmbinării (eventual chiar a unor deformații plastice controlate, în cazul în care acestea sunt acceptate în calcul) ținînd cont de grosimea tablelor din îmbinare, toleranța găurii și diametrul șurubului. Pentru a putea impune o limitare a comportamentului îmbinării în domeniul elastic, expresia forței corespunzătoare trebuie exprimată în funcție de limita de curgere și nu cea de rupere. Deasemenea, procedura de limitare a comportamentului îmbinării în domeniul elastic nu trebuie să implice modificarea coeficientului de siguranță a rezistenței caracteristice, ci să se bazeze pe calibrarea expresiei normate pe baza studiului comportării curbei forța - deformație a îmbinării.

Pentru determinarea formulei rigidității îmbinărilor tablelor subțiri cu un șurub este suficientă studierea porțiunii liniare a curbei forța-deplasare, care definește rigiditatea elastică a îmbinării, rezistența de calcul fiind limitată în domeniul elastic. Rigiditatea îmbinărilor cu un șurub, supuse la forfecare, a fost calibrată cu ajutorul Anexei Z a EUROCODE 3 Partea 1.1 pe baza unui număr de 30 de rezultate experimentale efectuate de către autor la Laboratorul Combinatului 'Nitramonia' din Făgăraș. Formula obținută prin această procedură îmbunătățește formula flexibilității existentă pînă la această dată în literatura de specialitate prin introducerea ca parametru suplimentar a diametrului șurubului și considerarea unei toleranțe a găurii de 1mm, uzual folosită în țara noastră.

Modelul numeric cu element finit pentru simularea comportamentului diverselor îmbinări cu șuruburi ale profilelor cu pereți subțiri, calibrat cu programul ANSYS a demonstrat o bună comportare pe ansamblu la nivel de rigiditate față de comportamentul teoretic și cel experimental, fiind conservativ, însă, la nivelul forței de cedare. Modelarea numerică a îmbinărilor cu șuruburi este, totuși, complexă și laborioasă, din punct de vedere al timpului de preprocesare și al timpului de calcul și de aceea, în măsura posibilităților, încercările experimentale sunt de preferat modelării numerice pentru studiul îmbinărilor cu șuruburi ale tablelor subțiri. Analiza cu element finit poate fi, însă, utilă, atunci cînd se dorește analizarea componentelor care influențează comportamentul unei îmbinări, cum ar fi starea locală de tensiune din preajma îmbinării.

III. Particularități ale calculului fermelor metalice alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, ținînd cont de comportamentul îmbinărilor.

Pe baza unui studiu experimental efectuat de către autor în Laboratorul Departamentului de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor din cadrul Universității 'Politehnica' din Timișoara, pentru a 10 noduri T tipice pentru structurile de ferme metalice alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, s-a evidențiat comportamentul de tip semirigid la rotire al acestora și s-au identificat parametrii care influențează această semirigiditate. S-a evidențiat faptul că principala componentă a deformabilității nodului este deformarea locală a găurilor șuruburilor, prezentă în cazul îmbinării tablelor subțiri. Diferențele introduse de deformațiile locale ale elementelor îmbinate pentru profilele utilizate în mod curent, sunt nesemnificative și

deci semirigiditatea este caracterizata in principal de capacitatea de rotire a profilului in raport cu axul tălpii.

Pentru stabilirea unei formule pentru rigiditatea la rotire, s-au reținut ca importanți următorii parametri:

- grosimea profilelor;
- diametrul șuruburilor si toleranta găurii (in cazul nodurilor testate a fost folosit un singur diametru, M12 cu o toleranta a găurii de 1mm);
- numărul si dispunerea șuruburilor.

Astfel, pentru determinarea rigiditatii la rotire a nodurilor de ferma, este suficienta determinarea pe cale experimentală a rigiditatii tablelor prinse cu un singur șurub, solicitate la tracțiune.

Modelele de calcul pentru rigiditatea la rotire a îmbinărilor fermelor, cu doua, trei sau patru șuruburi, dispuse axial pe fiecare talpa a diagonalei, se bazează pe modelul oferit de EUROCODE 3 pentru calculul semirigiditatii nodurilor. Modelul teoretic cu doua șuruburi, bazat pe formula rigiditatii la tracțiune a tablelor îmbinate cu un șurub oferă o concordanta foarte buna cu rezultatele experimentale obținute pe nodurile T.

Studiul experimental al unui tronson de ferma la scara 1:1, efectuat de către autor in Laboratorul Departamentului de Construcții Metalice si Mecanica Construcțiilor din cadrul Universitatii 'Politehnica' din Timișoara, a demonstrat ca forma triangulata a structurilor de tip ferma cu zăbrele, precum si forța axiala prezenta in diagonale, limitează pina la eliminare lunecările inițiale la rotire si a validat, la nivel de structura, modelul teoretic. S-a evidențiat, in experiment, voalarea inimii profilelor in dreptul nodului de intersecție a diagonalelor. Eventuala voalare a inimilor barelor care alcătuiesc tălpile contribuie la caracterul deformabil (semirigid) al nodului si trebuie cuantificat ca atare in studii viitoare.

Din analiza numerica efectuata pentru tronsonul de ferma a rezultat ca valorile rigiditatilor la rotire a îmbinărilor au efect important doar la nivelul forței de cedare a structurii nu si asupra rigiditatii de ansamblu a structurii, respectiv a deplasărilor structurii. Lunecările in îmbinări pe direcția axiala a diagonalelor nu influenteaza decit deplasările finale ale structurii, fara a afecta forța de cedare. Rigiditatea axiala a îmbinărilor influenteaza deasemenea, in mod semnificativ, deplasările si intr-o mai mica măsura starea de eforturi.

Se recomanda, pentru analiza fermelor alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, sa se folosească rigiditatea inițiala a îmbinărilor la rotire, împreuna cu rigiditatea axiala a îmbinărilor pe direcția forțelor axiale din diagonale, care oferă rezultatele cele mai apropiate de experiment. Evident, dimensionarea structurii va avea in vedere, pentru a putea aplica procedura descrisa, dimensionarea îmbinărilor astfel incit sa nu se producă plastificarea găurilor înainte de valoarea corespunzătoare atingerii limitei de rezistenta a elementelor.

Din punct de vedere al siguranței structurilor alcătuite din profile formate la rece si îmbinate cu șuruburi care lucrează la forfecare, pentru determinarea lungimilor de flambaj ale elementelor si pentru determinarea deplasărilor structurii, se vor folosi valorile formulelor rigiditatilor la rotire, afectate de coeficientul de siguranța, care conduc la coeficienți de zveltețe mai mari. Pentru determinarea eforturilor de calcul ale secțiunilor si pentru dimensionarea îmbinărilor se va folosi valoarea caracteristica a rigiditatii, fara coeficientul de siguranța.

În concluzie, se poate spune că luarea în considerare a comportamentului real, semirigid, al îmbinărilor, are un efect benefic asupra lungimilor de flambaj, în comparație cu ipoteza prinderii articulate a barelor în noduri. Acest fapt conduce la considerarea unor secțiuni reduse pentru barele care se dimensionează din condiția de zveltețe. Momentul încovoietor suplimentar preluat de diagonale datorită rigiditatilor la rotire a prinderilor conduce, în schimb, la tensiuni normale sporite pentru diagonalele apropiate de reazeme, a căror dimensionare rezulta din condiția de rezistență și stabilitate.

La nivelul deplasărilor structurii, rigiditatea la rotire a îmbinărilor reduce nesemnificativ valoarea săgeții fermei, față de ipoteza articulată. Structura triangulată a fermei, de tip contravintuit, reduce până la anulare influența rigidității la rotire a nodurilor asupra deplasărilor. Considerarea rigiditatilor pe direcția eforturilor axiale ale diagonalelor, însă, conduce la creșteri importante ale deplasărilor și ale eforturilor la nivelul tălpii superioare și a diagonalelor apropiate de reazem. Pentru celelalte elemente, considerând acest efect, sporurile de eforturi conduc la diferențe neglijabile ale tensiunilor normale.

Problema considerării rigiditatilor axiale și la rotire a îmbinărilor este deci, importantă nu doar din punct de vedere al economiei de material ci și din punct de vedere al siguranței fermelor alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi. Dacă pentru barele care se dimensionează din condiția de zveltețe efectul rigidității la rotire al îmbinărilor este benefic, conducând la alegerea unor profile cu caracteristici sectionale reduse, și deci la economie de material, la diagonalele apropiate de reazem și la talpa superioară tensiunile normale prezintă sporuri importante față de ipoteza clasică a nodurilor articulate și deci se impune alegerea unor profile mai puternice.

Într-un cadru mai larg, rigiditatea la rotire și rigiditatea axială a îmbinărilor afectează, într-o anumită măsură, toate tipurile de structuri alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece care folosesc îmbinări cu șuruburi solicitate la forfecare. Studii viitoare vor trebui să se concentreze pe analiza influenței acestor fenomene și asupra structurilor de tip cadru, care folosesc preponderent acest tip de îmbinări, pe baza unor modele de calcul a rigiditatilor la rotire și axiale a îmbinărilor asemănătoare cu cele prezentate în teza.

7.2 CONTRIBUTII ORIGINALE SI PROPUNERI DE DEZVOLTARE A CERCETARII

7.2.1 Contribuții originale

Principalele contribuții originale ale tezei vizează probleme teoretice, numerice, experimentale și recomandări de proiectare a structurilor alcătuite din profile cu pereți subțiri formate la rece îmbinate cu șuruburi.

Contribuții teoretice

1) Stabilirea unei formule de calcul a rigidității la tracțiune a tablelor îmbinate cu un șurub, pe baza de încercări experimentale proprii, pentru o toleranță uzuală a diametrului găurii de 1mm, funcție de grosimea tablei și diametrul șurubului, pe baza de încercări experimentale proprii. Formula este valabilă pentru intervalul de grosimi ale tablei de 1.85-4mm și pentru diametre de șurub cuprinse între 8-16mm.

2) Determinarea unor modele de calcul pentru rigiditatea la rotire a îmbinărilor cu 2, 3 și 4 șuruburi ale fermelor metalice alcătuite din profile formate la rece. Modelele de calcul au fost validate prin programe experimentale proprii, pe noduri T și pe un tronson de ferma scară 1:1

3) Determinarea coeficientului lungimii de flambaj a diagonalelor fermelor alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, funcție de grosimea tablelor din îmbinare, diametrul și dispunerea șuruburilor.

Contribuții la dezvoltarea bazei de date experimentale

1) Rezultatele a 10 teste pe noduri tipice de ferma alcătuită din profile cu pereți subțiri îmbinate cu șuruburi. Rezultatele acestei cercetări experimentale au fost incluse în baza de date a centrului de cercetări în domeniul profilelor cu pereți subțiri formate la rece din cadrul Universității Missouri - Rolla. Cercetările experimentale prezentate în continuare urmează să fie incluse în cadrul aceleiași baze de date.

2) Rezultatele a 27 de teste pe table îmbinate cu un șurub, pentru intervalul de grosimi 1.85-3.75mm și intervalul de șuruburi M8-M16.

3) Rezultatele unei încercări experimentale pe un tronson de ferma alcătuită din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, la scară 1:1.

Modelare numerică

1) Calibrarea unui model numeric cu element finit pentru modelarea oricărei configurații de șuruburi, validat prin încercări experimentale proprii.

Recomandări pentru proiectare

1) Recomandări pentru calculul static al fermelor alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi, ținând cont de comportamentul real al îmbinărilor, prin introducerea rigidităților

axiale și la rotire ale acestora, precum și pentru determinarea lungimii de flambaj a diagonalelor și montanților structurii. Aceste recomandări sunt, de altfel, valabile pentru orice tip de structură alcătuită din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi solicitate la forfecare.

7.2.2 Valorificarea rezultatelor cercetării cuprinse în teza de doctorat

Rezultatele cercetării cuprinse în teza de doctorat s-au materializat prin publicarea de către autor a 9 articole științifice și 4 rapoarte de cercetare (singur autor și în colaborare), precum și prin realizarea a 4 contracte de cercetare cu MLPAT și MEN (în colaborare). De asemenea, rezultatele cercetării experimentale au fost incluse, parțial în momentul de față, în baze de date experimentale specifice.

Lista articolelor, rapoartelor de cercetare, contractelor de cercetare și a bazelor de date experimentale este prezentată în continuare:

Articole

1. "The influence of node semi-rigidity on the behaviour of cold-formed steel plane trusses" D. DUBINA, R. ZAHARIA, D. SORIN: Buletinul Științific al UPT (Scientific Revue of The POLITEHNICA University of Timișoara), tom 40(54) / 1995, p. 27-39
2. "The semi-rigid character of the thin-walled steel trusses with bolted connections" D. DUBINA, R. ZAHARIA, S. DAN, F. DINU: European Workshop on Thin-Walled Steel Structures, Krzywowa-Kreisau, Poland, September 1996, Edited by Kazimierz Rykaluk and Hartmut Pasternak, ISBN 83-7076-080-5, p. 229-236
3. "The influence of node semi-rigidity of the thin-walled steel trusses bolted joints" D. DUBINA, R. ZAHARIA - Advances in Steel Structures ICASS'96 - Hong Kong, 1996, Edited by S. L. Chan and J. G. Teng, ISBN 0-08-042830-4, Vol. I p. 353-358
4. "Finite element modelling of thin-walled steel bolted joint" R. ZAHARIA, D. DUBINA; VIth Scientific Conference of Civil Engineering Faculty of Technical University of Kosice, May 1997, Kosice, Slovak Republic
5. "Numerical analysis of cold-formed steel trusses with semi-rigid joints" R. ZAHARIA; VIth Scientific Conference of Civil Engineering Faculty of Technical University of Kosice, May 1997, Kosice, Slovak Republic
6. "Finite element analysis of bolted connections of thin-walled steel trusses" R. ZAHARIA, D. DUBINA; IVth International Conference on Boundary and Finite Elements, 4-6 June, 1997, Iași, România, p. 41-49
7. "Global and member analysis of thin-walled steel truss frames with semi-rigid joints" R. ZAHARIA; IVth International Conference on Boundary and Finite Elements, 4-6 June, 1997, Iași, România, p. 158-166

8. 'Experimental evidence of semi-rigid behaviour of some cold-formed steel truss bolted joints' D. DUBINA, R. ZAHARIA; International Conference on Experimental Model Research and Testing of Thin-Walled Steel Structures, 22-24 September, 1997, Prague, Czech Republic, p. 327-335

9. 'Cold-Formed Steel Trusses with Semi-Rigid Joints' D. DUBINA, R. ZAHARIA; Thin-Walled Structures Vol. 29, Nos. 1-4, Special Issue on Cold-Formed Steel and Aluminium Structures; 1998 Elsevier Science Ltd, p. 273-287

Rapoarte de cercetare

1. 'Cold-formed steel trusses with semi-rigid joints', D. DUBINA, R. ZAHARIA, COST C1 Report, WG1 Meeting, Clermont Ferrand, France, 7-9.11.1996

2. 'Mechanical fastenings in cold-formed steel structures', D. DUBINA, R. ZAHARIA, COST C1 Report, WG 1 Meeting, 26-27 May, 1997, Otaniemi, Helsinki, Finland

3. 'Numerical simulations on the rigidity of bolted connections in cold-formed steel elements' R. ZAHARIA, City University, London, England, July 1996

4. 'Modelling of a single lap cold-formed steel bolted joint', R. ZAHARIA, D. DUBINA, ANSYS User's Meeting, 17 October, 1996, Bucharest, România

Contracte de cercetare

1. 'Soluții structurale eficiente pentru ferme metalice alcătuite din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi' Contrat 38/1994 - MLPAT

2. 'Cercetări experimentale asupra nodurilor de ferme realizate din profile formate la rece îmbinate cu șuruburi' Contrat CNCSU 5004/1996 - 334 - M.E.N.

3. 'Model numeric pentru determinarea rigidității la tracțiune a tablelor îmbinate cu un șurub' Contrat 7004/1997 - CNCSU 42/871 - M.E.N.

4. 'Cercetări teoretice și experimentale privind influența comportării reale a nodurilor asupra lungimii de flambaj a barelor grinzilor cu zăbrele din profile cu pereți subțiri formate la rece - Încercări experimentale pe table îmbinate cu un șurub', Contrat 36/1998 - 7 CNCSU 310 - M.E.N.

Baze de date

Rezultatele cercetării experimentale pe noduri T prezentate în Capitolul 5 au fost incluse în baza de date a centrului de cercetări în domeniul profilelor cu pereți subțiri formate la rece din cadrul Universității Missouri - Rolla: 'Database for Research on Cold-formed Steel Structures' Project title: 'Behaviour of Bolted Connections in Cold-formed Steel Plane Trusses' - Center for Cold-formed Steel Structures, University of Missouri - Rolla M 065401-0249 USA

7.3 Directii de cercetare propuse in viitor

Ca direcții de dezvoltare a cercetărilor viitoare se menționează următoarele:

- 1) Calibrarea unei formule pentru rezistența normată a îmbinărilor cu șuruburi cu piuliță pentru profile formate la rece care să limiteze comportamentul îmbinării în domeniul elastic, pe baza studiului curbelor experimentale. Studiul poate considera, eventual, în mod diferențiat calculul la starea limită de exploatare normală, în care comportamentul să fie limitat în domeniul elastic și starea limită ultimă de rezistență și stabilitate în care se pot accepta deformații plastice limitate ale găurilor șuruburilor.
- 2) Determinarea unui model de calcul al rigidității la rotire a îmbinărilor cu luarea în considerare, suplimentar față de componentele stabilite în această teză, a voalărilor locale, funcție de diferitele stări de solicitare care pot apărea în îmbinările structurale ale profilelor formate la rece.
- 3) Determinarea, pe baza unui studiu parametric, a influenței rigidităților la rotire și axiale ale îmbinărilor asupra deplasărilor și distribuției eforturilor pentru structurile alcătuite din profile formate la rece de tip cadru, în diverse variante structurale, la care aceste fenomene pot conduce la efecte de ordinul doi importante, față de ipoteza îmbinărilor rigide.
- 4) Elaborarea de instrucțiuni de proiectare pe baza cercetărilor efectuate în cadrul acestei teze și a cercetărilor enumerate mai sus.

ANEXA A

**A-1: Fisiere de date pentru programul PEP - micro
(Analiza numerica Capitol 5)**

EXPERIENTA FERMA - FARA RIGIDITATE AXIALA, CU RIGIDITATE INITIALA LA ROTIRE

UNI DAN CM RAD

MAT E=2.06e+6 fy=3500.

UNI DAN M

COO 1 0. 1.12, 2 0.09 1.12, 3 1.729 1.12, 4 1.798 1.12, 5 0. 0.,
6 0.85 0., 7 0.97 0., 8 1.798 0.,
9 0. 1.115, 10 0.0928 1.1159, 11 1.7262 1.1159
12 0. 0.005, 13 0.8472 0.0041, 14 0.9728 0.0041
15 -0.00432 1.115, 16 0.0887 1.1131, 17 1.7303 1.1131
18 -0.00432 0.005, 19 0.8431 0.0013, 20 0.9769 0.0013
21 1.5444 0.8336, 22 1.3569 0.555, 23 1.1677 0.2777

INC 1/ 1 2, 2/ 2 3, 3/ 3 4, 4/ 5 6, 5/ 6 7, 6/ 7 8,
7/15 18, 8/ 16 19, 9/ 17 21,10/21 22, 11/22 23, 12/23 20,
13/1 9, 14/2 10, 15/3 11, 16/5 12, 17/6 13, 18/7 14,
19/9 15, 20/10 16, 21/11 17, 22/12 18, 23/13 19, 24/14 20

UNI DAN CM

CAR 1 A 6 AS=8.79 IS=184.5 wp=38.
7 8 as=3.54 is=10.77 wp=4.43
9 10 11 12 as=4.02 is=10.77 wp=3.63
13 a 18 as=4.02 is=10.77 wp=3.63
19 a 24 as=25. is=50. wp=100. np=10000.

APP 4 8 x y z

LIA 13 a 18 ROR RIG 1

UNI KN MM RAD

RIG 1 MU=711. R0=23000. A=5.

UNI DAN M

CHA/NOE 1 FY=10000.

ANA pla
sec ordre
evo pla 100 1.
arr rui

SOR rec, efforts, dep, eve
DES def,dy 6,eve

FIN

EXPERIENTA FERMA - FARA RIGIDITATE AXIALA, CU RIGIDITATE SECANTA LA ROTIRE

UNI DAN CM RAD

MAT E=2.06e+6 fy=3500.

UNI DAN M

COO 1 0. 1.12, 2 0.09 1.12, 3 1.729 1.12, 4 1.798 1.12, 5 0. 0.,
6 0.85 0., 7 0.97 0., 8 1.798 0.,
9 0. 1.115, 10 0.0928 1.1159, 11 1.7262 1.1159
12 0. 0.005, 13 0.8472 0.0041, 14 0.9728 0.0041
15 -0.00432 1.115, 16 0.0887 1.1131, 17 1.7303 1.1131
18 -0.00432 0.005, 19 0.8431 0.0013, 20 0.9769 0.0013
21 1.5444 0.8336, 22 1.3569 0.555, 23 1.1677 0.2777

INC 1/ 1 2, 2/ 2 3, 3/ 3 4, 4/ 5 6, 5/ 6 7, 6/ 7 8,
7/15 18, 8/ 16 19, 9/ 17 21,10/21 22, 11/22 23, 12/23 20,
13/1 9, 14/2 10, 15/3 11, 16/5 12, 17/6 13, 18/7 14,
19/9 15, 20/10 16, 21/11 17, 22/12 18, 23/13 19, 24/14 20

UNI DAN CM

CAR 1 A 6 AS=8.79 IS=184.5 wp=38.
7 8 as=3.54 is=10.77 wp=4.43
9 10 11 12 as=4.02 is=10.77 wp=3.63
13 a 18 as=4.02 is=10.77 wp=3.63
19 a 24 as=25. is=50. wp=100. np=10000.

APP 4 8 x y z

LIA 13 a 18 ROR RIG 1

UNI KN MM RAD

RIG 1 MU=711. R0=11500. A=5.

UNI DAN M

CHA/NOE 1 FY=10000.

ANA pla
sec ordre
evo pla 100 l.
arr rui

SOR rec, efforts, dep, eve
DES def,dy 6,eve

FIN

EXPERIENTA FERMA - CU RIGIDITATE AXIALA, CU RIGIDITATE INITIALA LA ROTIRE

UNI DAN CM RAD

MAT E=2.06e+6 fy=3500.

UNI DAN M

COO 1 0. 1.12, 2 0.09 1.12, 3 1.729 1.12, 4 1.798 1.12, 5 0. 0.,
6 0.85 0., 7 0.97 0., 8 1.798 0.,
9 0. 1.115, 10 0.0928 1.1159, 11 1.7262 1.1159
12 0. 0.005, 13 0.8472 0.0041, 14 0.9728 0.0041
15 -0.00432 1.115, 16 0.0887 1.1131, 17 1.7303 1.1131
18 -0.00432 0.005, 19 0.8431 0.0013, 20 0.9769 0.0013
21 1.5444 0.8336, 22 1.3569 0.555, 23 1.1677 0.2777

INC 1/ 1 2, 2/ 2 3, 3/ 3 4, 4/ 5 6, 5/ 6 7, 6/ 7 8,
7/15 18, 8/ 16 19, 9/ 17 21,10/21 22, 11/22 23, 12/23 20,
13/1 9, 14/2 10, 15/3 11, 16/5 12, 17/6 13, 18/7 14,
19/9 15, 20/10 16, 21/11 17, 22/12 18, 23/13 19, 24/14 20

UNI DAN CM

CAR 1 A 6 AS=8.79 IS=184.5 wp=38.
7 8 as=3.54 is=10.77 wp=4.43
9 10 11 12 as=4.02 is=10.77 wp=3.63
13 a 18 as=0.0081 is=10.77 wp=100. np=10000.
19 a 24 as=25. is=50. wp=100. np=10000.

APP 4 8 x y z

LIA 13 a 18 ROR RIG 1

UNI KN MM RAD

RIG 1 MU=711. RO=23000. A=5.

UNI DAN M

CHA/NOE 1 FY=10000.

ANA pla
sec ordre
evo pla 100 1.
arr rui

SOR rec, efforts, dep, eve
DES def,dy 6,eve

FIN

EXPERIENTA FERMA - CU RIGIDITATE AXIALA, CU RIGIDITATE SECANTA LA ROTIRE

UNI DAN CM RAD

MAT E=2.06e+6 fy=3500.

UNI DAN M

COO 1 0. 1.12, 2 0.09 1.12, 3 1.729 1.12, 4 1.798 1.12, 5 0. 0.,
6 0.85 0., 7 0.97 0., 8 1.798 0.,
9 0. 1.115, 10 0.0928 1.1159, 11 1.7262 1.1159
12 0. 0.005, 13 0.8472 0.0041, 14 0.9728 0.0041
15 -0.00432 1.115, 16 0.0887 1.1131, 17 1.7303 1.1131
18 -0.00432 0.005, 19 0.8431 0.0013, 20 0.9769 0.0013
21 1.5444 0.8336, 22 1.3569 0.555, 23 1.1677 0.2777

INC 1/ 1 2, 2/ 2 3, 3/ 3 4, 4/ 5 6, 5/ 6 7, 6/ 7 8,
7/15 18, 8/ 16 19, 9/ 17 21,10/21 22, 11/22 23, 12/23 20,
13/1 9, 14/2 10, 15/3 11, 16/5 12, 17/6 13, 18/7 14,
19/9 15, 20/10 16, 21/11 17, 22/12 18, 23/13 19, 24/14 20

UNI DAN CM

CAR 1 A 6 AS=8.79 IS=184.5 wp=38.
7 8 as=3.54 is=10.77 wp=4.43
9 10 11 12 as=4.02 is=10.77 wp=3.63
13 a 18 as=0.0081 is=10.77 wp=100. np=10000.
19 a 24 as=25. is=50. wp=100. np=10000.

APP 4 8 x y z

LIA 13 a 18 ROR RIG 1

UNI KN MM RAD

RIG 1 MU=711. R0=11500. A=5.

UNI DAN M

CHA/NOE 1 FY=10000.

ANA pla
sec ordre
evo pla 100 l.
arr rui

SOR rec, efforts, dep, eve
DES def,dy 6,eve

FIN

EXPERIENTA FERMA - CU RIGIDITATE AXIALA, IMBINARI ARTICULATE

UNI DAN CM RAD

MAT E=2.06e+6 fy=3500.

UNI DAN M

COO 1 0. 1.12, 2 0.09 1.12, 3 1.729 1.12, 4 1.798 1.12, 5 0. 0.,
6 0.85 0., 7 0.97 0., 8 1.798 0.,
9 0. 1.115, 10 0.0928 1.1159, 11 1.7262 1.1159
12 0. 0.005, 13 0.8472 0.0041, 14 0.9728 0.0041
15 -0.00432 1.115, 16 0.0887 1.1131, 17 1.7303 1.1131
18 -0.00432 0.005, 19 0.8431 0.0013, 20 0.9769 0.0013
21 1.5444 0.8336, 22 1.3569 0.555, 23 1.1677 0.2777

INC 1/ 1 2, 2/ 2 3, 3/ 3 4, 4/ 5 6, 5/ 6 7, 6/ 7 8,
7/15 18, 8/ 16 19, 9/ 17 21,10/21 22, 11/22 23, 12/23 20,
13/1 9, 14/2 10, 15/3 11, 16/5 12, 17/6 13, 18/7 14,
19/9 15, 20/10 16, 21/11 17, 22/12 18, 23/13 19, 24/14 20

UNI DAN CM

CAR 1 A 6 AS=8.79 IS=184.5 wp=38.
7 8 as=3.54 is=10.77 wp=4.43
9 10 11 12 as=4.02 is=10.77 wp=3.63
13 a 18 as=0.0081 is=10.77 wp=100. np=10000.
19 a 24 as=25. is=50. wp=100. np=10000.

APP 4 8 x y z

LIA 13 a 18 ROR RIG 1

UNI KN MM RAD

RIG 1 MU=711. R0=11500.E-05 A=5.

UNI DAN M

CHA/NOE 1 FY=10000.

ANA pla
sec ordre
evo pla 100 l.
arr rui

SOR rec, efforts, dep, eve

DES def,dy 6,eve

FIN

EXPERIENTA FERMA - CU RIGIDITATE AXIALA, IMBINARI INCASTRATE

UNI DAN CM RAD

MAT E=2.06e+6 fy=3500.

UNI DAN M

COO 1 0. 1.12, 2 0.09 1.12, 3 1.729 1.12, 4 1.798 1.12, 5 0. 0.,
6 0.85 0., 7 0.97 0., 8 1.798 0.,
9 0. 1.115, 10 0.0928 1.1159, 11 1.7262 1.1159
12 0. 0.005, 13 0.8472 0.0041, 14 0.9728 0.0041
15 -0.00432 1.115, 16 0.0887 1.1131, 17 1.7303 1.1131
18 -0.00432 0.005, 19 0.8431 0.0013, 20 0.9769 0.0013
21 1.5444 0.8336, 22 1.3569 0.555, 23 1.1677 0.2777

INC 1/ 1 2, 2/ 2 3, 3/ 3 4, 4/ 5 6, 5/ 6 7, 6/ 7 8,
7/15 18, 8/ 16 19, 9/ 17 21,10/21 22, 11/22 23, 12/23 20,
13/1 9, 14/2 10, 15/3 11, 16/5 12, 17/6 13, 18/7 14,
19/9 15, 20/10 16, 21/11 17, 22/12 18, 23/13 19, 24/14 20

UNI DAN CM

CAR 1 A 6 AS=8.79 IS=184.5 wp=38.
7 8 as=3.54 is=10.77 wp=4.43
9 10 11 12 as=4.02 is=10.77 wp=3.63
13 a 18 as=0.0081 is=10.77 wp=100. np=10000.
19 a 24 as=25. is=50. wp=100. np=10000.

APP 4 8 x y z

UNI DAN M

CHA/NOE 1 FY=10000.

ANA pla
sec ordre
evo pla 100 1.
arr rui

SOR rec, efforts, dep, eve
DES def,dy 6,eve

FIN

**A-2: Fisiere de date pentru programul PEP - micro
(Analiza numerica Capitol 6)**

FERMA CU EXCENTRICITATI - NODURI ARTICULATE

UNI DAN M

COO 1 0. 1., 2 0.0859 1.0124, 3 2.91 1.42, 4 3. 1.433, 5 3.049 1.44,
6 5.931 1.857, 7 6. 1.867, 8 6.03 1.871, 9 8.939 2.291 , 10 9. 2.3
11 0. 0.,12 1.41 0.,13 1.57 0.,14 4.45 0., 15 4.54 0.,16 7.46 0.,17 7.53 0.,
18 9. 0.

INC 1/1 A 10, 10/11 a 18, 17/2 12, 18/3 13, 19/5 14, 20/6 15, 21/8 16, 22/9 17,

UNI DAN CM

CAR 1 A 9 AS=18.24 IS=476.8
10 a 16 as=16.64 is=325.4
17 AS=9.21 IS=43.1
18 AS=9.98 IS=63.9
19 AS=4.1 IS=9.76
20 as=4.63 is=25.52
21 22 AS=4.5 IS=16.49

APP 1 y
10 18 x z
11 y

LIA 17 18 19 22 BIA

UNI DAN CM

CHA/NOE 4 7 FY=-3600.
2 9 fy=-1800.

ANA ELA

SOR rec, dep, eff
DES def

FIN

FERMA CU EXCENTRICITATI - NODURI SEMIRIGIDE

UNI DAN M

COO 1 0. 1., 2 0.0859 1.0124, 3 2.91 1.42, 4 3. 1.433, 5 3.049 1.44,
6 5.931 1.857, 7 6. 1.867, 8 6.03 1.871, 9 8.939 2.291 , 10 9. 2.3
11 0. 0.,12 1.41 0.,13 1.57 0.,14 4.45 0., 15 4.54 0.,16 7.46 0.,17 7.53 0.,
18 9. 0.

INC 1/1 A 10, 10/11 a 18, 17/2 12, 18/3 13, 19/5 14, 20/6 15, 21/8 16, 22/9 17,

UNI DAN CM

CAR 1 A 9 AS=18.24 IS=476.8
10 a 16 as=16.64 is=325.4
17 AS=9.21 IS=43.1
18 AS=9.98 IS=63.9
19 AS=4.1 IS=9.76
20 as=4.63 is=25.52
21 22 AS=4.5 IS=16.49

APP 1 y
10 18 x z
11 y

LIA 17 18 ROR RIG 1 REX RIG 1
19 a 22 ROR RIG 2 REX RIG 2

UNI KN MM RAD

RIG 1 MU=100000. R0=203521. A=50.
RIG 2 MU=100000. R0=11100. A=50.

UNI DAN CM

CHA/NOE 4 7 FY=-3600.
2 9 fy=-1800.

ANA ELA

SOR rec, dep, eff
DES def

FIN