

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA
FACULTATEA DE CONSTRUCȚII

ing. Alexandru HERMAN

TEZĂ DE DOCTORAT

CONTRIBUȚII LA CALCULUL
STABILITĂȚII CĂII FĂRĂ JOANTE

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC
Prof.dr.ing. Laurențiu NICOARĂ

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

TIMIȘOARA, 1998

PREFAȚĂ

Progresul tuturor ramurilor economice, a civilizației, turismului etc. sunt strâns legate de dezvoltarea transporturilor. În acest context transporturile feroviare joacă un rol deosebit de important.

Calea ferată, împreună cu celelalte căi de transport trebuie să asigure, în condiții de siguranță, confort și eficiență, transportul călătorilor și a mărfurilor.

Calea fără joante asigură în condițiile execuției, supravegherii și întreținerii corespunzătoare o serie de avantaje față de calea ferată clasică cu joante :

- sporesc condițiile de confort ;
- sporește durata de exploatare a căii ;
- sarcina pe osie poate spori ;
- scad cheltuielile de întreținere ;
- necesarul de resurse (materiale, forță de muncă, utilaje, energie etc.) pentru întreținere scade cu 10 ... 15 % ;
- scade poluarea fonică ;
- vibrațiile transmise construcțiilor și instalațiilor aflate în vecinătatea căii scad .

De asemenea, sporirea vitezelor de circulație, sarcină la care s-a angajat și S.N.C.F.R. este condiționată pe lângă calitatea geometrică și de structură a căilor ferate și de transformarea căii cu joante în cale fără joante prin sudarea cap la cap a șinelor. Toate liniile de cale ferată care permit circulația trenurilor cu 200 ... 300 km/h (Franța, Germania, Anglia, Japonia etc.) sunt căi fără joante.

Realizarea, întreținerea și exploatarea căii fără joante are la bază o activitate teoretică și practică, de cercetare, de experimentare și de supraveghere deosebit de bogată și laborioasă care continuă și în zilele noastre la majoritatea administrațiilor feroviare din lume. Cercetările de până acum au avut ca temă studiul supra- și infrastructurii căii, interacțiunea material rulant-cale, stabilitatea căii fără joante, influența căii asupra mediului etc. În această activitate experiența practică este deosebit de importantă.

Odată cu sporirea vitezelor de circulație și a sarcinilor pe osie și cu generalizarea lucrărilor de întreținere și reparații integral mecanizate apar noi probleme legate de stabilitatea căii fără joante , probleme ce trebuie rezolvate de cercetători în viitor.

În contextul acestor preocupări, teza de doctorat prezintă principalele rezultate obținute de autor atât în urma experienței acumulate în activitatea de peste 13 ani la Antrepriza de Construcții Montaj a Regionalei de Căi Ferate din Timișoara cât și în urma studiilor și cercetărilor efectuate pe liniile ferate, în laboratoare și în biblioteci în ultimii 8 ani.

Lucrarea cuprinde 6 capitole, și anume :

Cap. I. Unele aspecte cu referire la apariția și evoluția căii fără joante .

Cap. II. Parametrii care influențează stabilitatea căii fără joante .

Cap. III. Eforturi axiale și deplasări în lung ale căii fără joante din cauza variațiilor de temperatură în șină .

Cap. IV. Detensionare, pretensionare și ruperi de șină la calea fără joante .

Cap. V. Calculul stabilității căii fără joante .

Cap. VI. Concluzii generale, aplicabilitatea și valorificarea rezultatelor obținute .

*

* *

Teza de doctorat a fost elaborată sub îndrumarea directă a domnului profesor dr.ing. Laurențiu NICOARĂ. Recomandările și observațiile făcute de conducătorul științific, atât în cadrul pregătirii profesionale prin doctorat a autorului cât și pe toată durata elaborării tezei de doctorat, au constituit un ajutor neprețuit. Pentru sprijinul permanent și îndrumările pe care le-am primit pe tot parcursul pregătirii și elaborării tezei de doctorat, îmi exprim profunda mea recunoștință conducătorului științific, prof.dr.ing. Laurențiu NICOARĂ.

Mulțumesc domnului prof.dr.ing. Constantin RADU pentru consultațiile acordate, pentru îndrumările și sfaturile pe care mi le-a dat pe toată durata elaborării tezei de doctorat precum și pentru încurajările permanente care mi-au fost deosebit de utile.

Mulțumesc de asemenea domnului profesor dr.ing. Costantin ANTON și domnului profesor dr.ing. Virgil HILA pentru sprijinul deosebit acordat la pregătirea prezentei lucrări.

Mulțumesc cu respect comisiei de doctorat pentru munca depusă în vederea analizării tezei și pentru îndrumările permanente pe care mi le-a acordat.

Mulțumesc cu afecțiune fostului meu profesor de căi ferate, ing. Partenie STOIAN pentru priceperea cu care m-a introdus în tainele căii fără joante și pentru faptul că m-a învățat să respect și să iubesc CALEA FERATĂ.

Mulțumesc conducerii Universității “Politehnica” din Timișoara, Facultății de Construcții și Departamentului de Inginerie Geotehnică și Căi de Comunicații Terestre pentru sprijinul acordat la pregătirea și susținerea examenelor, a referatelor și a prezentei lucrări.

Țin să mulțumesc cu deosebit respect profesorilor de la E.N.S.A.I.S. Strasbourg și Catedra de Căi Ferate de la Facultatea de Construcții din Budapesta și, nu în ultimul rând colegului și prietenului ing. Walter BERBERICH pentru ajutorul acordat la efectuarea unor încercări experimentale și la documentarea necesară pentru elaborarea prezentei lucrări.

Mulțumesc călduros tuturor colegilor de la Facultatea de Construcții Timișoara și de la Regionala de Căi Ferate Timișoara care m-au încurajat și sprijinit pentru elaborarea tezei de doctorat.

Autorul.

“Din toate toate descoperirile acestui secol (XIX), care va figura printre cele mai fecunde în producții noi, nici una nu este mai importantă, prin aplicațiile ei, ca aceea a căilor ferate.

Căile ferate sunt pentru produsele industriei umane, ceea ce caracterele tiparului sunt pentru gândire. Numele lui Stephenson și al lui Seguin trebuie înscrise alături de acela al lui Gutenberg.”

E. DEHARME (Franța)

CUPRINS

Cap. I. UNELE ASPECTE CU REFERIRE LA APARIȚIA ȘI EVOLUȚIA CĂII FĂRĂ JOANTE	1
1. Introducere	1
2. Evoluția căii fără joante lauele administrații feroviare din Europa	3
3. Evoluția căii fără joante în România	4
Cap. II. PARAMETRII CARE INFLUENȚEAZĂ STABILITATEA CĂII FĂRĂ JOANTE	5
1. Forțe orizontal longitudinale în șinele căii fără joante	5
1.1 Forțe orizontal longitudinale din variații de temperatură în șine	5
1.2 Alte forțe orizontal longitudinale	7
1.2.1 Forțe axiale în zona aparatelor de cale	7
1.2.2 Forțe orizontale în șinele căii fără joante pe podurile metalice	9
1.2.3 Forțe orizontal longitudinale din accelerarea sau frânarea materialului rulant	9
1.2.4 Variația forțelor orizontal - longitudinale în zona trecerilor la nivel	10
1.2.5 Variația forțelor orizontal-longitudinale datorită lucrărilor de întreținere a C.F.J.	10
2. Defecte de așezare ale liniei în plan orizontal	11
2.1 Defecte de așezare în cazul coeficientului de elasticitate variabil ..	14
3. Rezistența dată de prisma de piatră spartă la deplasarea căii în sens transversal	20
3.1 Influența traverselor	22
3.2 Influența umărului prisme de piatră spartă	22
3.3 Compactarea pietrei sparte dintre traverse și la capetele traverselor	26
3.4 Natura și granulozitatea pietrei sparte	26
3.5 Influența colmatării prisme de piatră spartă	27
3.6 Influența lucrărilor de întreținere asupra rezistenței q	27
3.7 Dispozitive pentru sporirea rezistenței q	29

3.8	Influența lăsăturilor oarbe asupra rezistenței q	30
3.9	Influența solicitărilor materialului rulant asupra rezistenței q	30
3.10	Variația rezistenței q în lungul căii	36
3.11	Încercări experimentale pentru determinarea rezistenței laterale	37
4.	Rezistența opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea căii în lung ..	47
5.	Caracteristicile șinelor utilizate la C.F.J.	52
6.	Rigiditatea cadrului șine-traverse	53
6.1	Momentul rezistent la rotirea șinelor în prinderi	53
6.2	Momentul de inerție echivalent al cadrului șine-traverse	56
Cap. III.	EFORTURI AXIALE ȘI DEPLASĂRI ÎN LUNG ALE C.F.J. DIN CAUZA VARIAȚIILOR DE TEMPERATURĂ ÎN ȘINE	59
1.	Diagrame de eforturi axiale și deplasarea capetelor pentru un panou normal de cale ferată	60
2.	Diagrame de eforturi axiale și deplasarea capătului liber pentru o C.F.J.	64
3.	Înteruperea C.F.J. cu un panou tampon	68
3.1	Solicitarea șuruburilor orizontale la forfecare	72
3.2	Determinarea rezistenței la forfecare a șuruburilor orizontale	76
4.	Rezistența p variabilă	78
5.	Diagrame de eforturi și deplasarea capetelor pentru un panou normal de cale ferată dacă rezistența p este variabilă	82
6.	Diagrame de eforturi și deplasarea capătului liber al C.F.J. în ipoteza rezistenței p variabile	89
6.1	Concluzii	103
7.	Eforturi și deplasări la întreruperea C.F.J. cu un panou tampon dacă rezistența p este biliniară	104
Cap IV.	DETENSIONARE, PRETENSIONARE ȘI RUPERI DE ȘINĂ LA C.F.J.	
1.	Detensionare obișnuită cu eliberare totală de eforturi	118
2.	Detensionare obișnuită cu eliberare parțială de eforturi	123
3.	Detensionarea reținută	125
4.	Pretensionarea C.F.J.	128
5.	Ruperi de șină la C.F.J.	131
6.	Determinarea temperaturii de rupere a șinei	134

7. Analiza unor greșeli de execuție care periclitează stabilitatea C.F.J. ...	136
Cap. V. STABILITATEA C.F.J.	152
1. Metode de calcul ale forței critice	153
1.1 Metoda ecuațiilor diferențiale ale echilibrului	153
1.2 Metoda energetică	154
1.3 Metoda de calcul a stabilității C.F.J. în mediu elastic	157
1.4 Metoda de calcul propusă de Prud'homme, A. și Janin, G. (Franța)	157
1.4.1 Stabilitatea C.F.J. în plan vertical	158
1.5 Metoda de calcul propusă de Nemesdy, E.	159
1.5.1 Calculul lui F_s	159
1.5.2 Calculul lui F_c	160
1.5.3 Calculul lui F_g	161
1.6 Metoda de calcul propusă de Hermann Meier	163
1.7 Metode propuse de Horvath, A.	164
1.8 Stabilitatea C.F.J. în curbă după metoda prof. Nemesdy, E.	166
1.9 Stabilitatea C.F.J. în curbe după metoda propusă de Prud'homme, A. și Janin, G.	167
2. Metoda propusă de autor	170
3. Program de simulare a pierderii stabilității C.F.J.	175
3.1 Caracteristicile geometrice ale liniei	175
3.2 Caracteristicile materialelor din C.F.J.	175
3.3 Prinderea șinelor de traverse	177
3.4 Modelul de calcul adoptat	185
3.5 Schema bloc a simulatorului	189
Cap. VI. CONCLUZII GENERALE, APLICABILITATEA ȘI VALORIFICAREA REZULTATELOR OBȚINUTE	192
1. Contribuții originale	192
2. Aplicabilitatea și valorificarea rezultatelor obținute	194
BIBLIOGRAFIE	196

CAP. I. UNELE ASPECTE CU REFERIRE LA APARIȚIA ȘI EVOLUȚIA CĂII FĂRĂ JOANTE

Una din cele mai importante etape ale dezvoltării suprastructurii liniei de cale ferată, în existența ei de peste 170 de ani, a fost realizarea căii fără joante. Experiența a peste 50 de ani în exploatarea căii fără joante a demonstrat necesitatea și eficiența acesteia. Atât în țara noastră cât și în străinătate se realizează din ce în ce mai multe linii de cale ferată sudate. Liniile pentru viteze mari (250 ... 300 km/h) din Franța, Germania, Japonia etc. se realizează numai cu șine sudate cap la cap.

1. Introducere

Calea ferată obișnuită are suprastructura alcătuită din șine având lungime normală, legate la capete cu eclise și șuruburi orizontale, realizându-se astfel o cale cu joante. Joantele constituie punctul cel mai slab al liniei. Cele mai importante dezavantaje ale joantelor sunt următoarele :

- apariția unor solicitări suplimentare (șocuri) care pot produce ruperea arcurilor materialului rulant și ruperea ecliselor;
- apariția unor fisuri în șină în dreptul găurilor de eclisare, fisuri ce se pot extinde până la ruperea șinei;
- rezistență sporită la înaintarea materialului rulant prin deplasarea verticală a joantelor sub osiile în mișcare și, implicit, consum sporit de combustibil și energie pentru învingerea acesteia;
- rulara neliniștită a vagoanelor și zgomote supărătoare (poluare sonoră) la trecerea roților peste joante, cu atât mai mari cu cât și vitezele de circulație sunt mai mari;
- consum sporit de forță de muncă și cheltuieli sporite pentru întreținerea joantelor și a materialului rulant;
- imposibilitatea sporirii vitezei maxime de circulație și a tonajelor pe osie datorită eforturilor suplimentare care se produc în elementele joantelor;
- imposibilitatea asigurării unor rosturi de dilatație constante, deci a dilatării și contracției șinelor între anumite limite, astfel încât solicitările la care este supusă linia la variații de temperatură să fie controlabilă și suportabilă fără a periclita stabilitatea căii.

Eliminarea acestor dezavantaje s-a încercat prin realizarea de rosturi oblice, folosirea șinelor cu profil special, utilizarea unor șine mai lungi etc., dar fără rezultatele dorite. S-a ajuns astfel, la nici o sută de ani de la data intrării în exploatare publică a primei linii de cale ferată, să se pună problema eliminării joantelor prin sudarea cap la cap a șinelor. S-a realizat astfel calea fără joante (C.F.J.) care față de calea cu joante prezintă următoarele avantaje:

- reducerea defectelor la materialul rulant și la linia de cale ferată,
- realizarea unei economii importante de combustibil și energie necesară pentru tractarea trenurilor;
- prelungirea duratei de exploatare a șinelor precum și a suprastructurii prin repartizarea mai uniformă a sarcinilor transmise de materialul rulant căii și prin eliminarea șocurilor de la joante,
- reducerea deformațiilor liniei cu până la 20 %;
- reducerea cheltuielilor de întreținere și reparații atât ale liniei de cale ferată cât și ale materialului rulant;
- asigurarea unor condiții de confort sporite;
- posibilitatea sporii vitezei maxime de circulație la peste 120 km/h.

Calea fără joante prezintă și unele dezavantaje:

- necesitatea realizării unor suduri care să aibă capacitatea portantă cât mai apropiată de cea a șinei;
- necesitatea asigurării C.F.J. la solicitările produse de variații de temperatură care duc la apariția unor eforturi unitare de compresiune sau întindere importante;
- pericolul pierderii stabilității C.F.J. la temperaturi ridicate.

La realizarea și exploatarea pe scară largă a C.F.J. a contribuit activitatea de cercetare teoretică și experimentală multilaterală desfășurată în România cât și în alte țări. Cercetările de până acum s-au ocupat în primul rând cu studierea elementelor supra- și infrastructurii C.F.J., cu stabilitatea C.F.J., cu interacțiunea cale - material rulant, cu influența noului tip de suprastructură asupra mediului înconjurător.

Pe lângă activitatea de cercetare și studiile teoretice efectuate, o deosebită importanță are experiența practică a specialiștilor în activitatea de construcție, întreținere și exploatare a căii ferate.

În condițiile sporii vitezei de circulație și a sarcinii pe osie, a mecanizării complexe a lucrărilor de construcție, reparație și întreținere a liniilor de cale ferată se nasc noi probleme care își așteaptă rezolvarea de la cercetările efectuate atât în perioada actuală cât și în viitor. Asemeneaua probleme sunt :

- stabilitatea căilor ferate pentru viteze mari;
- neomogenitatea prisme de piatră spartă,
- influența mecanizării lucrărilor de construcție, reparație și întreținere asupra stabilității C.F.J.
- proiectarea și experimentarea unor noi tipuri de elemente de suprastructură de linii ferate (traverse, material mărunț, șine, elemente de prindere).

Scopul tezei de doctorat este prezentarea rezultatelor cercetărilor efectuate, aprecierea experienței practice acumulate în exploatarea C.F.J. la Societatea Națională a Căilor Ferate din România și alte administrații feroviare precum și realizarea unor metode de calcul corespunzătoare pentru analizarea comportării și stabilității C.F.J.

2. Evoluția căii fără joante la unele administrații feroviare din Europa

Primele calcule în legătură cu micșorarea numărului de joante prin sporirea lungimii șinelor au fost publicate în Olanda de către Broeckmann în 1913 [1;2].

Prima invenție în domeniul C.F.J. a fost brevetată în Anglia în 1921, dar realizarea ei a așteptat până în 1955 când a fost realizat un prim tronson de C.F.J. de 4837 m. În 1948 în Anglia au fost realizate tronsoane de linii ferate de 731 m având șine sudate de ≈ 91 m lungime, legate între ele prin eclisare specială fără rosturi de dilatație. La capetele tronsoanelor de 731 m lungime au fost realizate aparate de compensare.

Primele tronsoane de C.F.J. în Franța au fost realizate în 1950. Tronsoanele având lungimea maximă de 800 m au fost realizate cu șine sudate și aveau la capete aparate de compensare.

În Rusia primele C.F.J. s-au construit începând cu anul 1951. Primul tronson de 2 000 m a fost realizat în Siberia iar în anul 1954 a început realizarea C.F.J. și în partea europeană a fostei URSS ajungându-se în prezent la o lungime totală de peste 60 000 km de C.F.J. În 1954 în Cehoslovacia au fost realizate două tronsoane experimentale de C.F.J. având lungimea de 1 274 m și 3 715 m. Rezultatele pozitive au determinat realizarea C.F.J. pe întreg teritoriul țării începând cu anul 1955.

În Germania, în perioada 1944 ... 1948 au fost sudate cap la cap șinele în unele stații și tuneluri. Începând cu anul 1949 au fost efectuate cercetări experimentale și studii teoretice care au dus la generalizarea C.F.J. la administrația ferovială vestgermană. Azi cca. 90 % din totalul liniilor din Germania este C.F.J.

Sudarea cap la cap a șinelor prin metoda aluminotermică a fost experimentată și în Ungaria începând cu anul 1904, realizându-se șine lungi de 48; 60; 72; 90 și chiar 150 m. În

1931 au fost realizate linii cu șine de 200 m. În 1936 administrația ferovială ungară avea 16 km C.F.J. și 93 km linii cu șine lungi sudate iar din anul 1956 s-a generalizat realizarea C.F.J.

3. Evoluția căii fără joante în România

În 1937 a apărut lucrarea "Procedee industriale de sudură" de C. Micloși și C.C.Teodorescu, prima lucrare de acest fel din țară. În anul 1938 se înființează la Timișoara "Cercul pentru încurajarea sudurii" sub conducerea academicianului C. Micloși [1;2].

Primele suduri de șine s-au realizat la rețeaua tramvaielor din București (prin procedeul "termit") și Timișoara (prin sudură electrică). Primul studiu asupra rosturilor sudate, apărut la noi în țară, este cel prezentat la Congresul Asociației Tramvaielor și Căilor Ferate înguste care a avut loc în anul 1925 la Budapesta.

Primul tronson experimental de C.F.J. s-a realizat cu sprijinul căilor ferate cehoslovace în anul 1957 pe linia București - Urziceni între Moldoveni și Armășești. Începând cu anul 1958 sudarea cap la cap a șinelor a fost trecută în programul de activitate a Căilor Ferate Române. Până în prezent pe rețeaua S.N.C.F.R. s-au realizat peste 5 000 km de C.F.J.

CAP. II. PARAMETRII CARE INFLUENȚEAZĂ STABILITATEA CĂII FĂRĂ JOANTE

Stabilitatea C.F.J. depinde de următorii parametri:

- forțe orizontal longitudinale care acționează asupra șinelor C.F.J. ;
- defecte de așezare ale liniei în plan orizontal ;
- rezistența dată de prisma de piatră spartă ;
- caracteristicile șinelor ;
- rigiditatea cadrului șine-traverse .

1. Forțe orizontal longitudinale în șinele căii fără joante

În șinele C.F.J. apar tensiuni datorită variațiilor de temperatură și acțiunii materialului rulant. Dacă aceste tensiuni ajung la limită (tensiuni critice), ele pot provoca pierderea stabilității C.F.J.

Determinarea mărimii forțelor orizontal longitudinale în șinele C.F.J. și repartizarea lor în lungul căii necesită activitate de cercetare deosebit de laborioasă. Variația temperaturilor în șine, solicitările transmise de materialul rulant, influența calității lucrărilor de construcție și întreținere a C.F.J. au fost studiate atât de cercetători români cât și din alte țări.

1.1. Forțe orizontal longitudinale din variații de temperatură în șine

Tensiunea în șinele C.F.J. din variații de temperatură este independentă de lungimea șinelor:

$$\sigma = \alpha E \Delta t \quad [N/mm^2] \quad (2.1)$$

Forța longitudinală din variația de temperatură este exprimată cu ajutorul relației:

$$F = \sigma A = AE \alpha \Delta t \quad [N] \quad (2.2)$$

În realizarea, exploatarea și întreținerea C.F.J. trebuie cunoscută relația între temperatura în aer și cea din șine în condițiile concrete meteorologice ale zonei. Temperatura în șine este influențată de o serie de factori care pot fi grupați astfel:

- factori materiali care depind de calitatea oțelului din șină și de elementele geometrice caracteristice ale acesteia;
- factori de mediu care depind de poziția geografică, starea vremii, infrastructura căii ferate etc.

Pentru stabilirea relației între temperatura în aer și cea din șină autorul a efectuat o serie de încercări, rezultatele acestora fiind prezentate în figurile 2.1 și 2.2. Aceste rezultate confirmă cele prezentate în [21; 47; 50; 94].

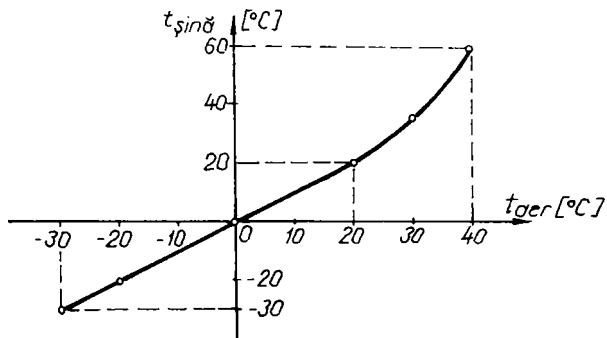


Fig. 2.1 Relația dintre temperatura în aer și cea din șină

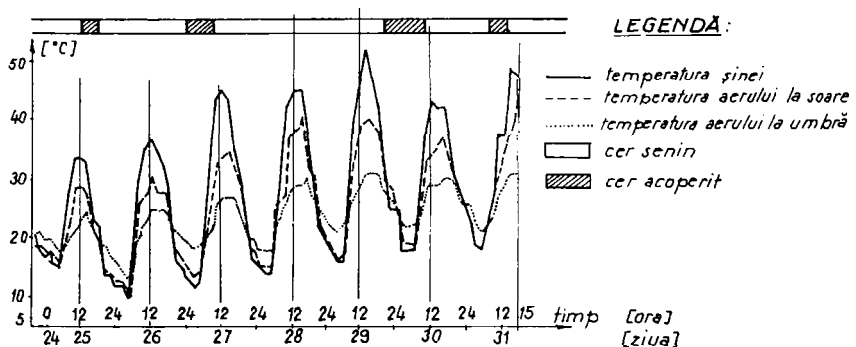


Fig. 2.2 Variația temperaturii în șină și în aer în funcție de starea vremii

În realizarea C.F.J. trebuie avut în vedere ca variația de temperatură în șină să nu ducă la apariția unor forțe de întindere sau de compresiune deosebit de mari care pot provoca ruperea șinei sau șerpuirea C.F.J. Pentru a elimina aceste inconveniente toate administrațiile feroviare stabilesc temperatura de fixare a șinelor C.F.J. (temperatura neutră) astfel ca forțele longitudinale să nu depășească valorile limită (critice) admise.

În literatura de specialitate (Instrucția pentru alcătuirea, întreținerea și supravegherea căii fără joante nr. 341/1980) temperatura neutră a fost stabilită la 17 ... 27 °C ținând seama de ecartul de temperatură la SNCFR, care este de -30 ... +60 °C. Se observă că temperatura neutră este superioară mediei temperaturilor maxime și minime din șine ($t_{\text{med}} = +15 ^{\circ}\text{C}$). Alegerea în acest fel a temperaturii neutre a fost posibilă în urma perfecționării tehnologiilor de

sudură a șinelor și are avantajul că micșorează atât forța de compresiune maximă posibilă cât și pericolul de șerpuire a C.F.J.

În tabelul 2.1 sunt prezentate temperaturile maxime și cele minime din șină respectiv limitele temperaturii neutre la unele administrații feroviare.

Tabelul 2.1

Nr. crt.	Administrația feroviară	Țara	Temperatura în șină [°C]		Temperatura neutră [°C]
			maximă (t_{max})	minimă (t_{min})	
0	1	2	3	4	5
1	BDZ	Bulgaria	+60	-30	15...24 (zona I) 14...26 (zona II) 16...28 (zona III)
2	BR	Anglia	+32	-7	21 ... 32
3	CD	Cehia	+60	-30	10 ... 28 (traverse lemn) 15 ... 28 (traverse b. a.)
4	SD	Slovacia	+60	-30	10 ... 28 (traverse lemn) 15 ... 28 (traverse b. a.)
5	DB	Germania	+60	-30	17 ... 23
6	FS	Italia	+60	-10	30
7	NS	Olanda	+55	-20	25
8	ÖBB	Austria	+60	-30	12...18 (traverse b. a.) 17...23 (traverse lemn sau metalice)
9	SJ	Suedia	+55 +55 +55	-25 -35 -40	10...20 (sudul țării) 5...15 (centrul țării) 0...10 (nordul țării)
10	SNCF	Franța	+60	-20	20 ... 32
11	MAV	Ungaria	+60	-30	15 ... 23
12	SNCFR	România	+60	-30	17 ... 27

1.2. Alte forțe orizontal longitudinale

Mărimea forței orizontal longitudinale determinată cu relația (2.2) se modifică în următoarele situații:

- în zona aparatelor de cale sudate înglobate în C.F.J. ;
- pe podurile metalice ;
- în cazul accelerării sau frânării materialului rulant ;
- în zona trecerilor la nivel ;
- în cazul lucrărilor de întreținere a C.F.J.

1.2.1. Forțe axiale în zona aparatelor de cale [15]

În zona aparatelor de cale sudate înglobate într-o C.F.J. apar forțe orizontal longitudinale din cauza variațiilor de temperatură, care sunt prezentate în figura 2.3 .

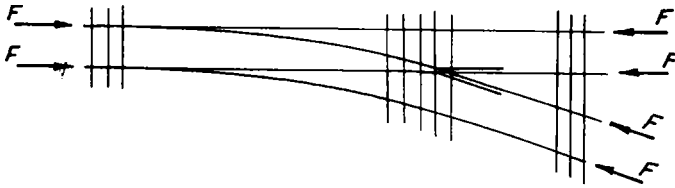


Fig. 2.3 Forțe orizontal longitudinale în zona de contact dintre C.F.J. și aparatul de cale sudat

În figura 2.4 este prezentată diagrama variației forței orizontal longitudinale în șinele unui schimbător de cale sudat tip 49-500-1:12 înglobat într-o C.F.J.

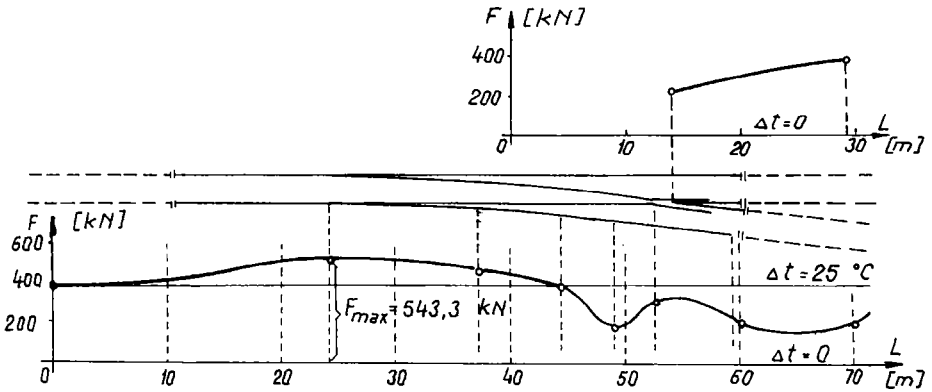


Fig. 2.4 Variația forței longitudinale în șinele unui schimbător de cale tip 49-500-1:12

În figura 2.5 este prezentată variația forțelor orizontal longitudinale pentru o diagonală sudată. Se constată că variația acestor forțe este mai favorabilă față de cazul schimbătoarelor de cale.

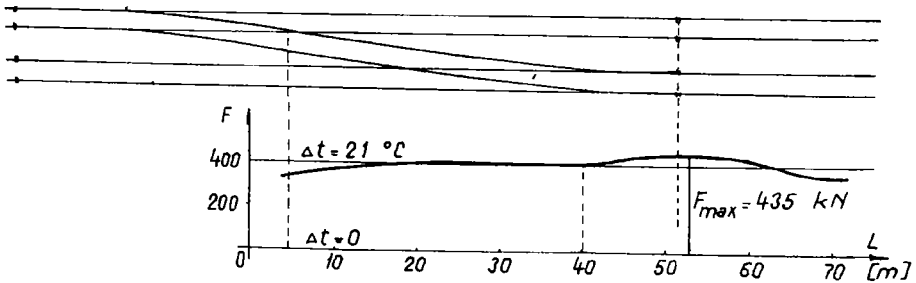


Fig. 2.5 Forțe orizontal longitudinale în cazul diagonalelor

1.2.2. Forțe orizontale în șinele căii fără joante pe poduri metalice [15]

În șinele C.F.J. pe poduri metalice fără cuvă de balast se nasc forțe orizontale longitudinale datorită mișcării de dilatație și contracție a podului metalic. În zona aparatului de cale mobil aceste forțe orizontale pot ajunge la valori de 2 ... 3 ori mai mari față de cele corespunzătoare aceleiași linii pe terasament.

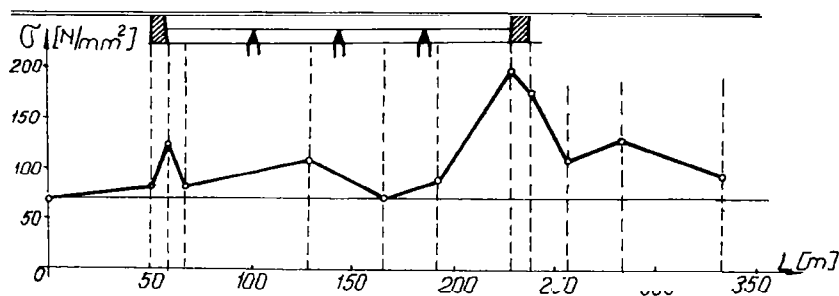


Fig. 2.6 Eforturi unitare de compresie în C.F.J. pe un pod metalic

1.2.3. Forțe orizontale longitudinale din accelerarea sau frânarea materialului rulant [15; 84]

Din cauza forței de tracțiune și a frânării vehiculelor feroviare în șinele C.F.J. iau naștere forțe orizontale longitudinale. Încercările experimentale au dus la stabilirea unor diagrame de forțe longitudinale în șine, ca în figura 2.7:

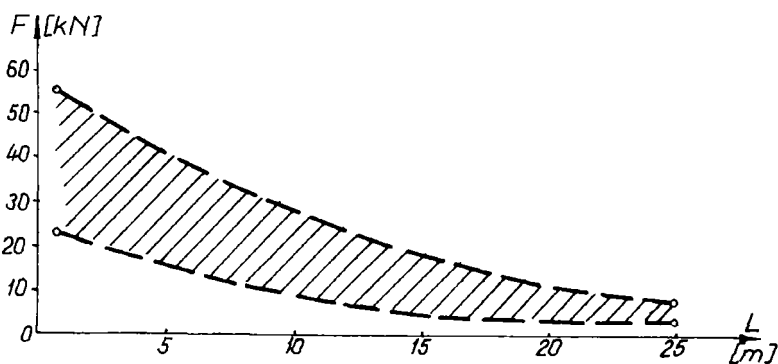


Fig. 2.7 Forțe axiale din frânare în șinele C.F.J.

1.2.4. Variația forțelor orizontal longitudinale în zona trecerilor la nivel [19]

Trecerile la nivel pe C.F.J. pot fi considerate zone care nu permit uniformizarea eforturilor. Modificarea temperaturii de fixare este mai frecventă în cazul liniilor de C.F.J. pe care circulația trenurilor se desfășoară într-un singur sens. Cercetările experimentale au demonstrat că temperatura de fixare, se modifică în asemenea situații pe porțiuni de cca. 100 m înainte și după trecerea la nivel.

1.2.5. Variația forțelor orizontal longitudinale datorită lucrărilor de întreținere a C.F.J. [77]

Diferențe între temperatura de fixare instrucțională și temperatura de fixare reală apar încă din momentul realizării C.F.J. O serie întreagă de lucrări de întreținere, de la restabilirea continuității C.F.J. la lucrări executate cu utilaje grele de cale modifică temperatura de fixare. Problema trebuie să fie în atenția permanentă a institutelor de cercetare. Din încercările experimentale și din observațiile practice ale specialiștilor rezultă că temperatura de fixare se poate modifica în următoarele situații:

- compactarea necorespunzătoare a prisme de piatră spartă ;
- compactarea neuniformă a prisme de piatră spartă în lungul căii ;
- riparea liniei ;
- nerespectarea tehnologiei la lucrările de detensionare ;
- apariția unor vârfuri de tensiune la sudurile finale ;
- nerespectarea tehnologiei de refacere a continuității căii în cazul ruperilor de șine (figurile 2.8 și 2.9) .

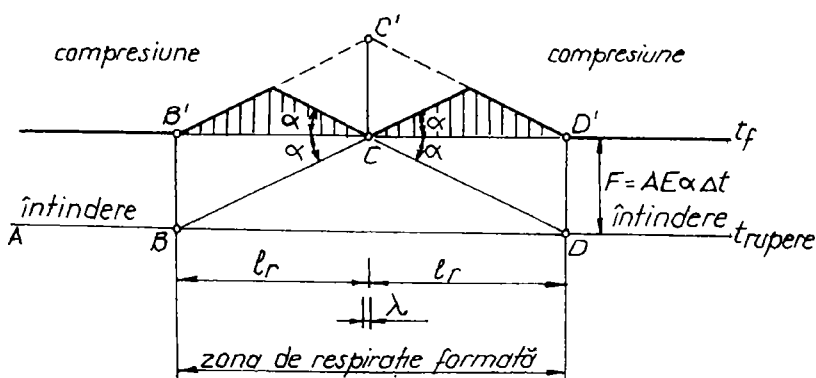


Fig. 2.8 Diagrama forțelor longitudinale în cazul refacerii continuității C.F.J. la temperatura de fixare, fără detensionare

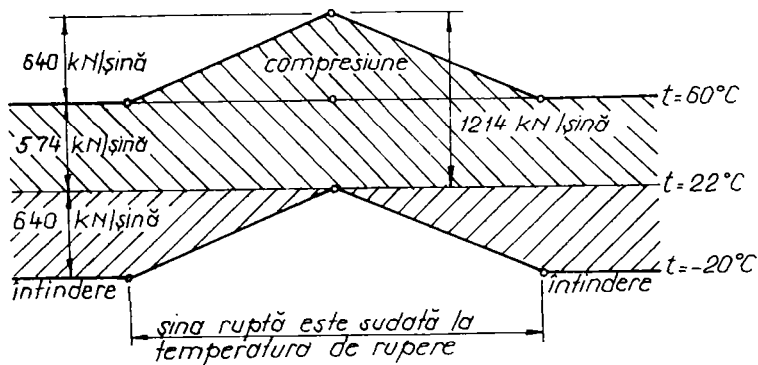


Fig. 2.9 Diagrama forței de compresiune în șină în cazul refacerii continuității C.F.F. la temperatura de rupere a șinei

2. Defecte de așezare ale liniei în plan orizontal [49; 80; 82; 86]

Atât solicitările statice și dinamice date de materialul rulant cât și variația temperaturii în șină duc la deformarea liniei de cale ferată în plan orizontal. În baza observațiilor practice în literatura de specialitate defectele de așezare, după forma lor, sunt împărțite în cinci grupe prezentate în figura 2.10 .

Forma defectelor de așezare prezentate în figura 2.10 poate fi determinată prin funcții polinomiale ale căror coeficienți se calculează în funcție de condițiile inițiale. Astfel pentru defectele de așezare de tip A sunt stabilite următoarele condiții inițiale:

$$x = 0 \Rightarrow y = f \quad (2.3)$$

$$x = 0 \Rightarrow y' = 0 \quad (2.4)$$

$$x = \pm \frac{l}{2} \Rightarrow y = y' = y'' = 0 \quad (2.5)$$

Rezultă pentru defectul de tip A funcția:

$$y = f \left(1 - 3 \frac{x^2}{a^2} + 3 \frac{x^4}{a^4} - \frac{x^6}{a^6} \right) \quad (2.6)$$

$$\text{unde: } a = \frac{l}{2} \quad (2.7)$$

Pentru defectul de așezare de tip B rezultă două funcții în trei sisteme de coordonate locale. În sistemele de coordonate BB'A și CC'D funcția este:

$$y_{AB,CD} = f \left(1 - 3 \frac{x^2}{b^2} + 3 \frac{x^4}{b^4} - \frac{x^6}{b^6} \right) \quad (2.8)$$

În sistemul de coordonate BB'C' se obține:

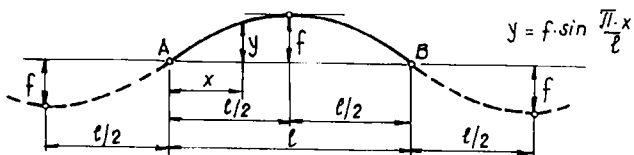
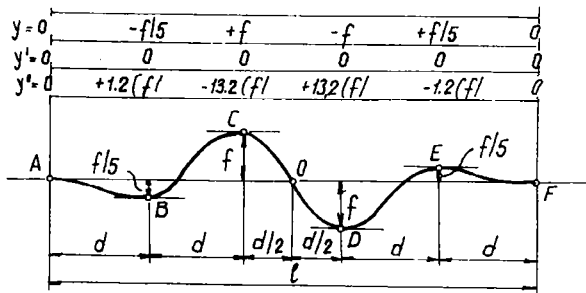
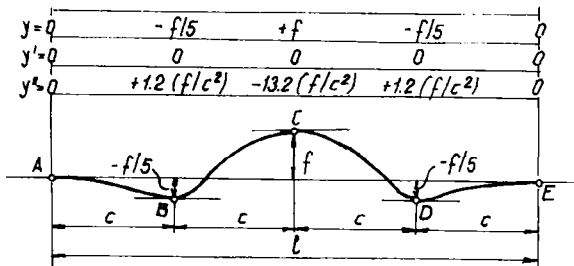
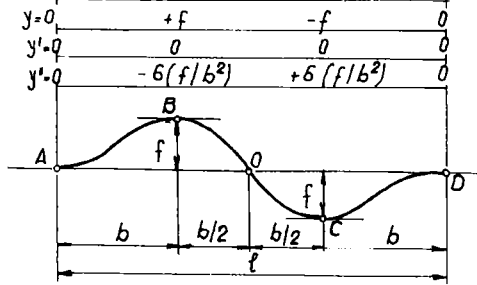
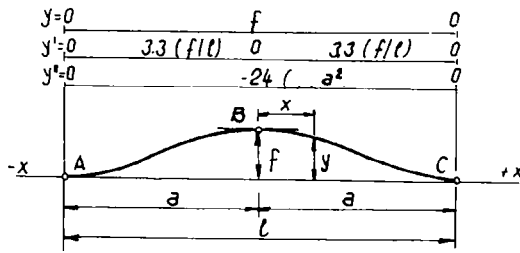


Fig. 2.10 Defecte de așezare în plan orizontal ale liniilor de cale ferată

$$y_{BC} = f\left(1 - 3\frac{x^2}{b^2} - 8\frac{x^3}{b^3} + 15\frac{x^4}{b^4} - 6\frac{x^5}{b^5}\right) \quad (2.9)$$

$$\text{unde: } b = \frac{l}{3} \quad (2.10)$$

Defectul de așezare de tip C este descris de două funcții în patru sisteme de coordonate locale. În sistemele de coordonate CO₁D și C'O₁'D' funcția este:

$$y_{CD,C'D'} = \frac{6}{10}f\left(1 - 3\frac{x^2}{c^2} + 3\frac{x^4}{c^4} - \frac{x^6}{c^6}\right) \quad (2.11)$$

În sistemele de coordonate AOO₁ și AOO₁' se obține:

$$y_{AC,AC'} = f\left(1 - 7,8\frac{x^2}{c^2} + 9,2\frac{x^3}{c^3} - 3\frac{x^4}{c^4}\right) \quad (2.12)$$

$$\text{unde: } c = \frac{l}{4} \quad (2.13)$$

Pentru defectul de așezare de tip D se determină trei funcții în cinci sisteme de coordonate locale și anume:

- în sistemele de coordonate BB'A și EE'F :

$$y_{BA,EF} = \frac{6}{10}f\left(1 - 3\frac{x^2}{d^2} + 3\frac{x^4}{d^4} - \frac{x^6}{d^6}\right) \quad (2.14)$$

- în sistemele de coordonate CC'B' și DD'E' :

$$y_{CB,DE} = f\left(1 - 7,8\frac{x^2}{d^2} + 9,2\frac{x^3}{d^3} - 3\frac{x^4}{d^4}\right) \quad (2.15)$$

- în sistemul de coordonate CC'D' :

$$y_{CD} = f\left(1 - 7,8\frac{x^2}{d^2} + 11,2\frac{x^3}{d^3} - 9\frac{x^4}{d^4} + 3,6\frac{x^5}{d^5}\right) \quad (2.16)$$

$$\text{unde: } d = \frac{l}{5} \quad (2.17)$$

Pentru defectul de așezare de tip E se determină funcția:

$$y_{AB} = 4f\left(-\frac{x^2}{l^2} + \frac{x}{l}\right) \quad (2.18)$$

În aliniament, din punct de vedere al stabilității C.F.J., sunt mai periculoase defectele de așezare tip A, B, D și E. Defectul E nu apare în realitate. Frecvența maximă în practică o au defectele de tip A și B. La liniile C.F.J. în curbă cu raze mici defectul A este mai periculos iar în cazul curbelor cu raze mai mari defectul de tip C periclitează cel mai mult stabilitatea C.F.J. în cazul temperaturilor înalte.

În anii 1993 ... 1996 autorul a efectuat o serie de măsurători pentru determinarea formei și dimensiunilor defectelor de așezare. Au fost verificate tronsoane de C.F.J. în aliniament și în curbe între stațiile Timișoara Nord - Arad și Timișoara Nord - Lugoj. Măsurătorile au fost efectuate cu dispozitivul de măsurare a săgeților tip Robell având coarda de 20 m. Echidistanța a fost cea obișnuită de 10 m. Pentru determinarea cât mai exactă a geometriei axului liniei C.F.J. s-au măsurat atât săgețile cât și ecartamentul din 2 în 2 m.

În figura 2.11 sunt reprezentate săgețile măsurate pe un sector de aliniament iar în figura 2.12 cele măsurate pe un sector în curbă, ordonatele diagramei reprezentând diferențele între săgețile măsurate și cele ideale obținute prin retrasare.

Fiecare undă de deformație este caracterizată prin săgeata maximă (f_k) și lungimea undei (l_k). Se calculează raportul:

$$i = \frac{f_k}{l_k} \quad [\text{mm/m}] \text{ sau } [\text{‰}] \quad (2.19)$$

Din măsurătorile efectuate rezultă că în aliniamente deformațiile sunt caracterizate cel mai frecvent prin raportul $i = 1:2$ [‰] iar în curbe prin raportul $i = 1:1$ [‰] .

În figura 2.13 sunt prezentate diagramele obținute prin prelucrarea statistică a datelor privind valorile f_k , l_k și i . Ordonatele diagramei (p_i) reprezintă în [%] ponderea deformațiilor caracterizate prin raportul 2.19 .

Pe liniile verificate cele mai importante defecte de așezare găsite au fost:

- în aliniament: $9 \text{ mm} / 3 \text{ m} = 3 \text{ ‰}$;
- în curbă: $19 \text{ mm} / 3 \text{ m} = 6,33 \text{ ‰}$.

Cele mai mari abateri ale săgeților măsurate au fost:

- în aliniament: 11 mm ;
- în curbă: 33 mm .

2.1. Defecte de așezare în cazul coeficientului de deformație variabil

În general coeficientul de deformație (elasticitate) C este variabil în lungul căii. Se consideră în continuare că valoarea coeficientului C este constant pe anumite sectoare de pe lungimea defectului de așezare iar între sectoare variază liniar. [39; 44; 88]. Se iau în considerare defectele de așezare tip A și B pentru care se stabilesc funcțiile $y = f(x)$. (figura 2.14).

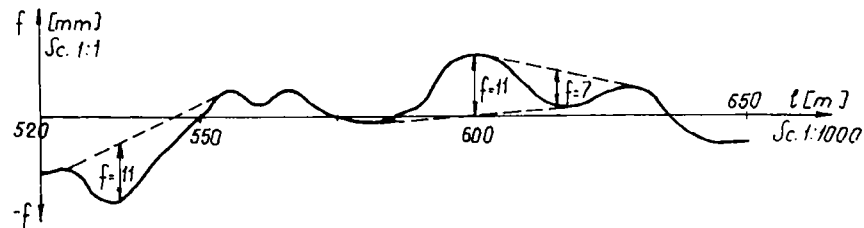
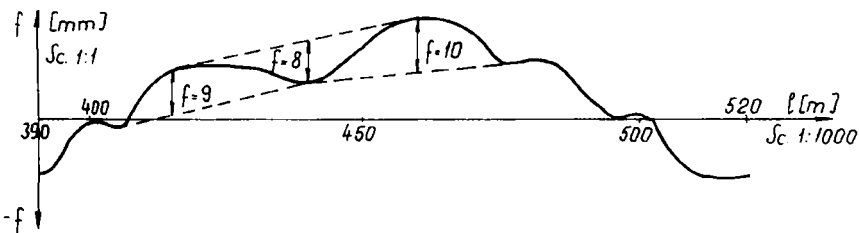
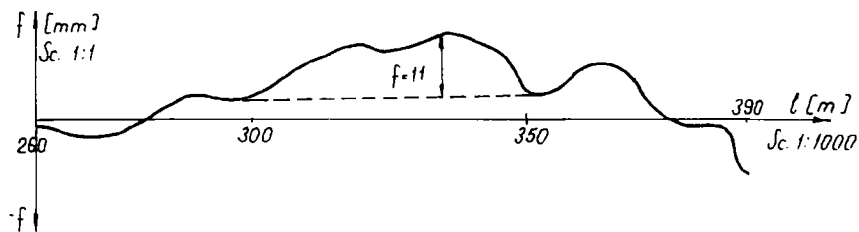
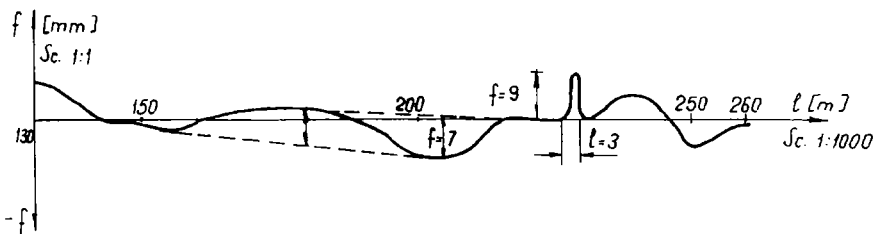
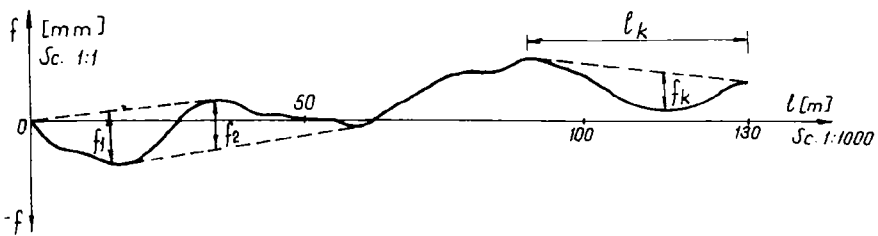


Fig. 2.11 Deformații ale C.F.J. în aliniament

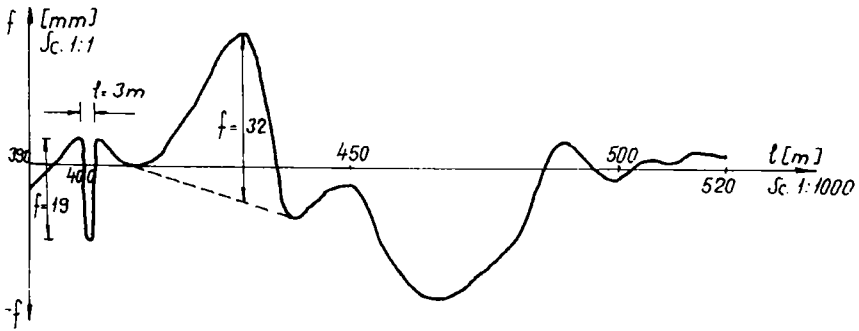
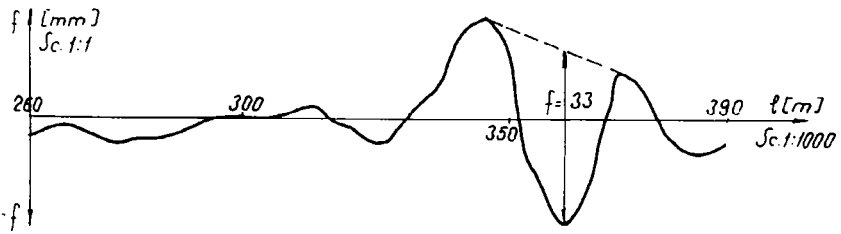
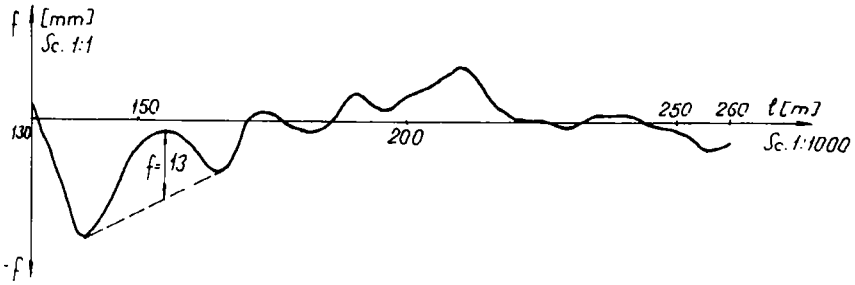
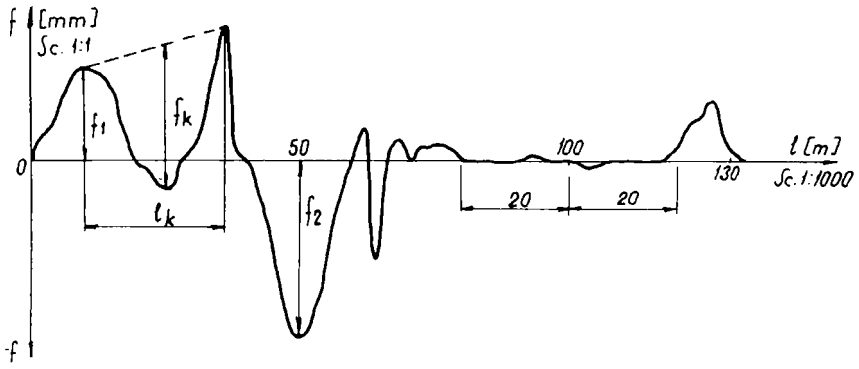


Fig. 2.12 Deformații ale C.F.J. în curbă

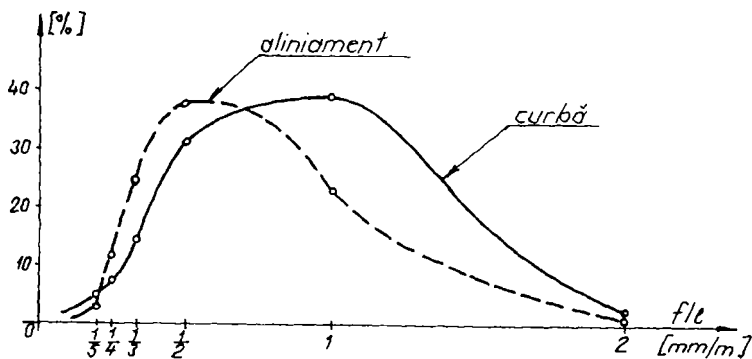


Fig. 2.13 Ponderea defectelor de așezare în funcție de i

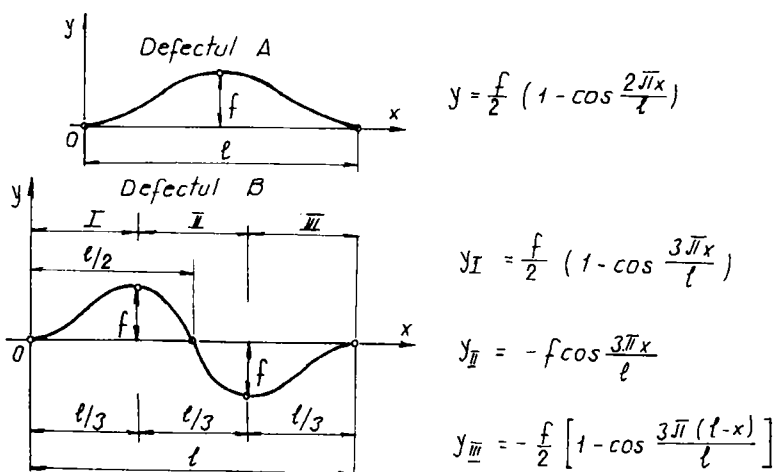


Fig. 2.14 Funcțiile $y = f(x)$ pentru defectele tip A și B

Relațiile (2.3) ... (2.18) sunt valabile numai în cazul coeficientului de deformare al prisme de piatră spartă (C') constant. Se poate scrie relația :

$$q = Cy \quad \Rightarrow \quad y = \frac{q}{C} \quad (2.20)$$

unde:

- q este rezistența balastului la deplasarea cadrului șine-traverse [N/mm²] ;
- C' - coeficientul de elasticitate care caracterizează prisma de piatră spartă [N/mm³] ;
- y - mărimea deformației [mm] .

021. 727
17

Se consideră un defect de așezare de tip A având pe lungimea l trei valori diferite ale coeficientului C (figura 2.15).

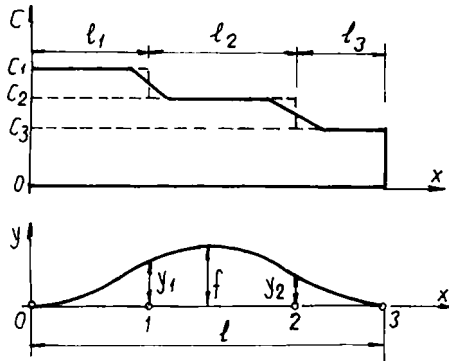


Fig. 2.15 Variația coeficientului C pentru un defect de tip A

Se pot scrie următoarele condiții inițiale:

$$x_0 = 0 ; y_0 = 0 ; x_1 = l_1 ; y_1 = -\frac{2q}{C_1 + C_2} ; x_2 = l_1 + l_2 ;$$

$$y_2 = -\frac{2q}{C_2 + C_3} ; x_3 = l_1 + l_2 + l_3 ; y_3 = 0.$$

Pe porțiunea de linie $x \in [0, l]$ defectul de așezare se poate reprezenta cu ajutorul funcției:

$$y_{01} = a \left(-1 + \cos \frac{\pi x}{l_1} \right) \quad (2.21)$$

$$\text{unde: } a = \frac{q}{C_1 + C_2} \quad (2.22)$$

Similar, pentru intervalul $x \in [l_1, l_2]$ se poate scrie:

$$y_{12} = -\frac{2q}{C_1 + C_2} - b \left[\frac{x - l_1}{2} + \cos \frac{\pi(x - l_1)}{l_2} \right] \quad (2.23)$$

$$\text{unde: } b = -\frac{2q}{C_1 + C_2} + \frac{2q}{C_2 + C_3} \quad (2.24)$$

Pentru intervalul $x \in [l_2, l_3]$ sunt valabile relațiile:

$$y_{23} = c \left[-1 + \cos \frac{\pi(l - x)}{l_3} \right] \quad (2.25)$$

$$\text{unde: } c = \frac{q}{C_2 + C_3} \quad (2.26)$$

Pentru defectul de așezare tip B au fost considerate patru valori diferite ale coeficientului de deformație C (figura 2.16).

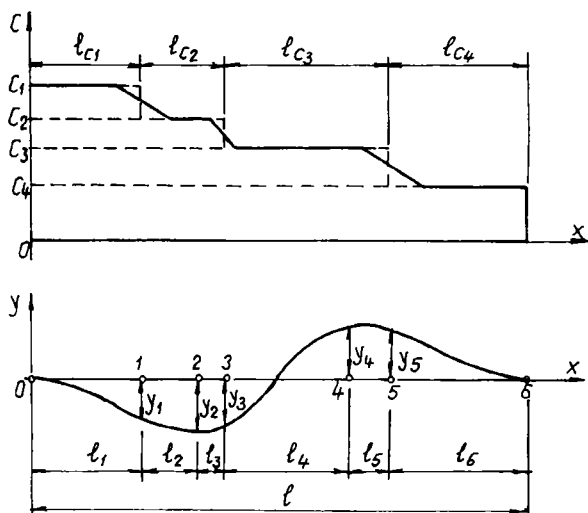


Fig. 2.16 Variația coeficientului C pentru un defect tip B

Se pot scrie următoarele condiții inițiale:

$$x_1 = l_1 \quad ; \quad y_1 = -\frac{2q}{C_1 + C_2} \quad ;$$

$$x_2 = l_1 + l_2 \quad ; \quad y_2 = -\frac{q}{C_2} \quad ;$$

$$x_3 = l_1 + l_2 + l_3 \quad ; \quad y_3 = -\frac{2q}{C_2 + C_3} \quad ;$$

$$x_4 = l_1 + l_2 + l_3 + l_4 \quad ; \quad y_4 = \frac{q}{C_3} \quad ;$$

$$x_5 = l - l_6 \quad ; \quad y_5 = \frac{2q}{C_3 + C_4}$$

Pentru cele șase porțiuni ale defectului de tip B sunt valabile următoarele relații :

$$x \in [0, l] \quad ; \quad y_{01} = b \left(-1 + \cos \frac{\pi x}{l_1 + l_2} \right) \quad (2.27)$$

$$b = -\frac{2q}{C_1 + C_2} \cdot \frac{1}{\cos \frac{\pi l_1}{l_1 + l_2} - 1} \quad (2.28)$$

$$x \in [1,2] \quad ; \quad y_{12} = -\frac{2q}{C_1 + C_2} - b \sin \frac{\pi(x - l_1)}{2l_2} \quad (2.29)$$

$$b = -\frac{2q}{C_1 + C_2} + \frac{q}{C_2} \quad (2.30)$$

$$x \in [2,3] \quad ; \quad y_{23} = -\frac{2q}{C_2 + C_3} - b \cos \frac{\pi(x - l_2)}{2l_3} \quad (2.31)$$

$$b = -\frac{2q}{C_2 + C_3} + \frac{q}{C_2} \quad (2.32)$$

$$x \in [3,4] \quad ; \quad y_{34} = -\frac{2q}{C_2 + C_3} + b \sin \frac{\pi(x - l_3)}{2l_4} \quad (2.33)$$

$$b = \frac{q}{C_3} + \frac{2q}{C_2 + C_3} \quad (2.34)$$

$$x \in [4,5] \quad ; \quad y_{45} = \frac{2q}{C_3 + C_4} - b \sin \frac{\pi(l_4 - x)}{2l_5} \quad (2.35)$$

$$b = \frac{2q}{C_3 + C_4} - \frac{q}{C_3} \quad (2.36)$$

$$x \in [5,6] \quad ; \quad y_{56} = b \left[1 - \cos \frac{\pi(l - x)}{l_5 + l_6} \right] \quad (2.37)$$

$$b = \frac{2q}{C_3 + C_4} \cdot \frac{1}{1 - \cos \frac{\pi l_6}{l_5 + l_6}} \quad (2.38)$$

Funcțiile prezentate, în secțiunile unde se schimbă coeficientul de deformație asigură egalitatea ordonatelor dar nu și tangenta comună.

3. Rezistența dată de prisma de piatră spartă la deplasarea căii în sens transversal [5; 56; 57]

Rezistența q opusă de prisma de piatră spartă la deformarea C.F.J. în sens transversal (figura 2.17) este compusă din următoarele elemente:

- frecarea dintre talpa traversei și piatra spartă (q_1) ;
- frecarea dintre fețele laterale ale traversei și piatra spartă (q_2) ;
- rezistența opusă de piatra spartă de la capătul traversei (q_3) .

Influența rezistenței q a pietrei sparte este cea mai importantă din suma rezistențelor care se opun pierderii stabilității C.F.J. Rezultă că este necesar studiul componentelor rezistenței q și al posibilităților de sporire ale acestora. Ponderea componentelor q_i din valoarea rezistenței q este [57; 94]:

$$q_1 \cong 0,5 q ;$$

$$q_2 \cong 0,3 \dots 0,45 q ;$$

$$q_3 \cong 0,05 \dots 0,2 q .$$

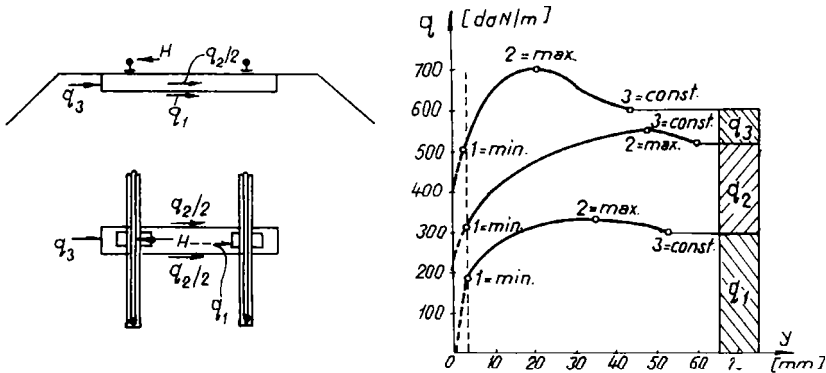


Fig. 2.17 Rezistența opusă de piatra spartă la deplasarea totală a C.F.J.

În tabelul 2.2 sunt prezentate valori ale rezistenței q pentru traverse din beton și traverse din lemn pentru diferite distanțe între traverse.

Tabelul 2 2

Traversa	Traverse din beton			Traverse din lemn		
Distanța între traverse [m]	0.60	0.65	0.77	0.60	0.65	0.77
Rezistența q [N/m]	6640	5640	4390	4590	4290	3820

Componenta cu ponderea maximă a rezistenței q este cea dată de frecarea dintre talpa traversei și piatra spartă (q_1). Valoarea acestei componente variază în limite largi în funcție de influența solicitărilor date de materialul rulant, de deformațiile liniei etc. În cadrul lășăturilor oarbe sau pe porțiunile de linie ridicate din cauza solicitărilor verticale date de materialul rulant în mișcare rezistența q_1 poate să se anuleze. Factorii care influențează valoarea rezistenței q sunt:

- tipul traversei ;
- distanța dintre traverse ;
- lățimea și forma umărului prisme de piatră spartă ;

- compactarea pietrei sparte dintre traverse și la capetele traverselor ;
- calitatea, forma și dimensiunile pietrei sparte ;
- gradul de colmatare a prisme de piatră spartă ;
- lucrările de întreținere ;
- dispozitive pentru sporirea rezistenței q ;
- lăsăturile oarbe ;
- solicitările transmise de materialul rulant .

3.1. Influența traverselor

Influența traverselor în valoarea rezistenței q este determinată de următorii parametri:

- materialul din care a fost realizată traversa ;
- greutatea traversei ;
- forma traversei ;
- rugozitatea tălpii traversei și a fețelor laterale (în cazul traverselor având suprafața rugoasă rezistența q sporește cu 10 - 20 % față de cea corespunzătoare traverselor având suprafața netedă) ;
- distanța dintre traverse .

Tabelul 2.3

Distanța dintre traverse [m]	Variația rezistenței q [%]
0.75	90
0.70	94
0.65	99
0.63	100
0.60	103
0.55	107
0.50	111

3.2. Influența umărului prisme de piatră spartă

Influența lățimii umărului prisme de piatră spartă asupra mărimii rezistenței q este prezentată în figura 2.18 .

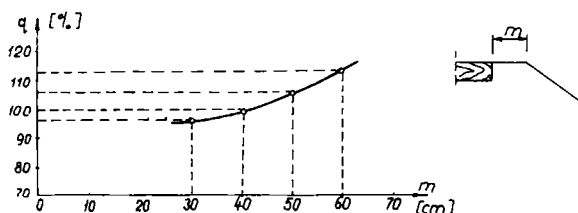


Fig. 2.18 Influența lățimii umărului prisme de piatră spartă asupra rezistenței q

Pornind de la proporționalitatea dintre volumul de piatră spartă de la capătul traversei care se opune deripării sau șerpuirii C.F.J. și rezistența q_3 , autorul a efectuat calcule privind sporul de rezistență Δq_3 [46]. În prima ipoteză de calcul se consideră că lățimea umărului prisme de piatră spartă crește de la 30 cm la 60 cm. Volumul de piatră spartă care se opune deplasării orizontale-transversale a traversei este cel prezentat în figura 2.19 .

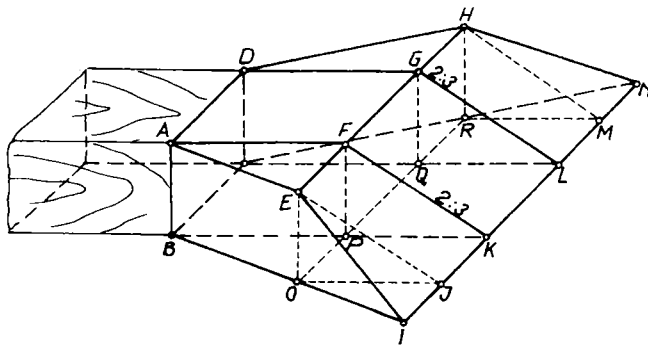


Fig. 2.19 Volumul de piatră spartă care asigură q_3

Volumul total de piatră spartă de la capătul traversei (V_T) care se opune deplasării laterale a acesteia, utilizând notațiile din figura 2.19, se poate determina cu relația:

$$V_T = V_{ABCDNEHR} + V_{ENRILJS} + 2V_{ENLI} \quad (2.39)$$

În funcție de lățimea umărului prisme de piatră spartă (m) exprimat în cm și admitând $\text{tg}\alpha = 0.5$, volumul V_T s-a calculat cu relațiile 2.40 (pentru traverse din lemn cu secțiunea A1), 2.41 (pentru traverse T13) și 2.42 (pentru traverse T16) :

$$V_T = 8m^2 + 592m + 6336 \quad [\text{cm}^3] \quad (2.40)$$

$$V_T = 8,5m^2 + 591m + 6611 \quad [\text{cm}^3] \quad (2.41)$$

$$V_T = 9,5m^2 + 765m + 9612 \quad [\text{cm}^3] \quad (2.42)$$

Calculând volumul V_T pentru $m = 30 \dots 60 \text{ cm}$ se obțin valorile reprezentate în figura 2.20 iar valorile rezistenței q_3 sunt determinate cu relația :

$$q_3 = \mu \cdot \gamma \cdot V_T \quad (2.43)$$

unde:

- este coeficientul de frecare interioară a pietrei sparte ;
- - greutatea specifică a pietrei sparte.

Valorile obținute cu relația 2.31 sunt reprezentate în figura 2.21 .

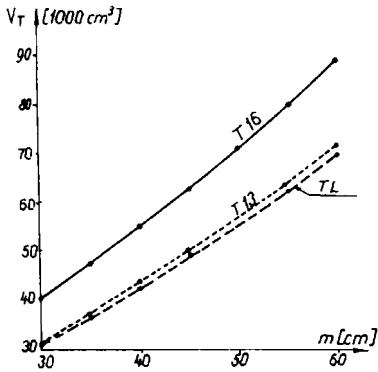


Fig. 2.20 Volumul V_T în funcție de m

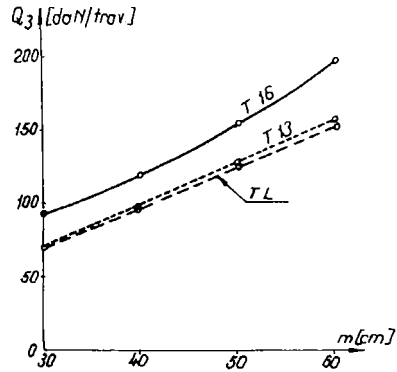


Fig. 2.21 Variația rezistenței q_3 în funcție de V_T

În ipoteza a doua se consideră că prisma de piatră spartă este supraînălțată iar lățimea umărului prisme variază între 30 și 60 cm (figura 2.22).

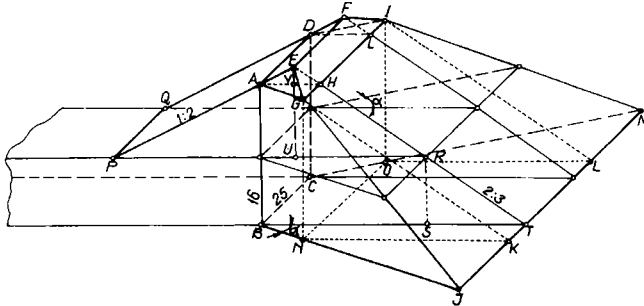


Fig. 2.22 Volumul de piatră spartă supraînălțată care asigură q_3

Volumul total V_{TS} în această ipoteză s-a calculat numai pentru traverse din lemn obținându-se relația de calcul:

$$V_{TS} = 0,0426m^3 + 16,85m^2 + 714,7m + 5099 \quad [\text{cm}^3] \quad (2.44)$$

Valorile obținute pentru V_{TS} sunt prezentate în figura 2.23 iar rezistențele q_3 calculate cu relația 2.43 în figura 2.24 .

În ipoteza a treia se consideră o traversă din beton propusă de autor, având forma și dimensiunile prezentate în figura 2.25.

Volumul de piatră spartă care se opune pierderii stabilității C.F.J. în plan orizontal este cel hașurat în figura 2.25 și este reprezentată în figura 2.26 în funcție de lățimea m a umărului prisme. În figura 2.27 este prezentată variația rezistenței q_3 calculată cu relația 2.43 .

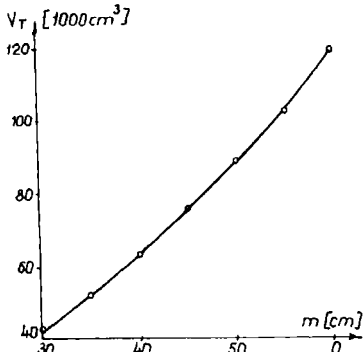


Fig. 2.23 Volumul V_T în funcție de m

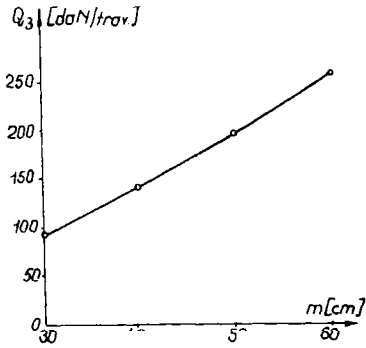


Fig. 2.24 Variația rezistenței q_3 în funcție de V_T

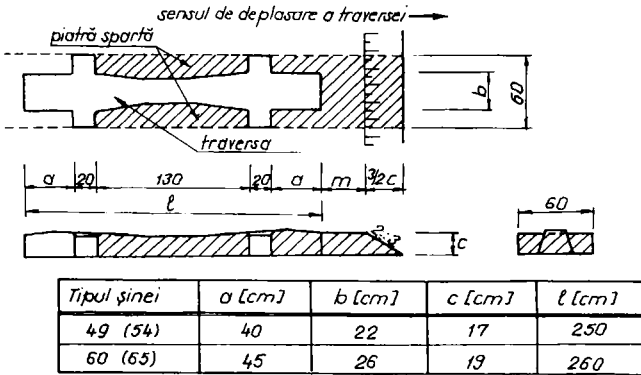


Fig. 2.25 Traversă din beton propusă de autor

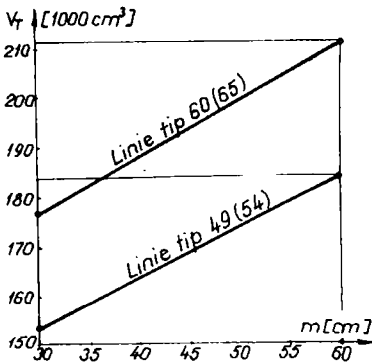


Fig. 2.26 Volumul de piatră spartă pentru traversa din fig. 2.25

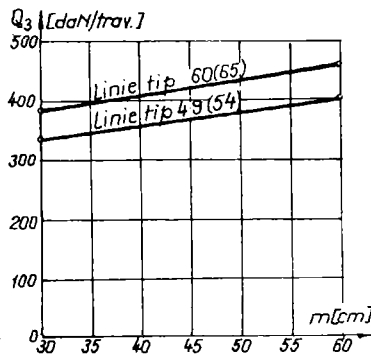


Fig. 2.27 Variația rezistenței q_3 pentru traversa din fig. 2.25

Ținând seama de ponderea rezistențelor q_2 și q_3 precum și de faptul că în cazul traverselor din beton propuse de autor rezistența q_2 este sensibil diminuată, rezistența opusă de prisma de piatră spartă (q) la deplasarea transversală a C.F.J. în cazul acestor traverse crește cu 30 ... 50 % față de traversele din beton obișnuite, putând asigura stabilitatea liniei și în condiții care depășesc cadrul instrucției 341/1980.

3.3. Compactarea pietrei sparte dintre traverse și la capetele traverselor [40; 77]

Prin utilizarea mașinilor de vibrat piatra spartă dintre traverse și la capetele traverselor se poate obține sporirea rezistenței q cu 25 ... 30 %, așa cum este prezentat în tabelul 2.4.

Tabelul 2.4

Metoda de compactare	Sporul de rezistență q [%]	
	Traverse din beton	Traverse din lemn
Manual, într-un singur strat	8	12
Manual, în două straturi	16	22
Cu utilaje grele de vibrat	24	30

Prin compactarea pietrei sparte dintre traverse și la capetele traverselor sporesc în mod deosebit componentele q_2 și q_3 , așa cum este prezentat în tabelul 2.5 .

Tabelul 2.5

Metoda de compactare	Ponderea rezistențelor q_i față de q [%] ; $q = 100\%$					
	Traverse din beton			Traverse din lemn		
	q_1	q_2	q_3	q_1	q_2	q_3
Fără compactare	58	37	5	43	49	8
Manual, într-un singur strat	55	38	7	39	51	10
Manual, în două straturi	51	41	8	35	53	12
Cu utilaje grele de vibrat	47	43	10	31	55	14

3.4. Natura și granulozitatea pietrei sparte

În literatura de specialitate [41; 57] se recomandă utilizarea pietrei sparte dublu concasate provenită din roci dure. Dimensiunile pietrei sparte și granulozitatea pot spori rezistența q cu până la 30 %, așa cum este prezentat în tabelul 2.6 .

Tabelul 2.6

Dimensiunile pietrei sparte	Rezistența q [%]	
	Traverse din beton	Traverse din lemn
40 ... 65	100	100
25...65 și 25...40 în amestec 1:1	120	120
40...65 și 25...40 în amestec 1:1	116	116
25 ... 65	114	113
25 ... 40	90	88

3.5. Influența colmatării prisme de piatră spartă

Colmatarea prisme de piatră spartă duce la diminuarea rezistenței q . În cazul prisme de piatră spartă cu umiditate mare rezistența q se poate diminua, în funcție de gradul de colmatare, cu 40 ... 50 %. În tabelul 2.7 este prezentată modificarea rezistenței q în cazul unei C.F.J. având distanța între traverse de 65 cm, în funcție de umiditatea și gradul de colmatare a prisme de piatră spartă. Piatra spartă utilizată are dimensiunile 40 × 65 mm și nu este compactată între traverse și la capetele traverselor.

Tabelul 2.7

Calitatea prinderii șinei de traverse	Colmatare [%]		
	0	25	40
	Umiditatea prisme		
	uscată	foarte umedă	
Rezistența q [%]			
Prinderi foarte bine strânse [24 daNm]	100	71	62
Prinderi foarte bine strânse [24 daNm] dar sub fiecare a 3-a traversă - lăsătură oarbă	100	68	56

3.6. Influența lucrărilor de întreținere asupra rezistenței q

În cadrul lucrărilor de întreținere care antrenează prisma de piatră spartă scade rezistența q . Ciuruirea prisme de piatră spartă, riparea liniei, înlocuirea traverselor etc. duce la diminuarea rezistenței q cu 30 ... 50 %. În timpul burajului traverselor rezistența q se poate diminua cu 50 ... 70 % (figura 2.28).

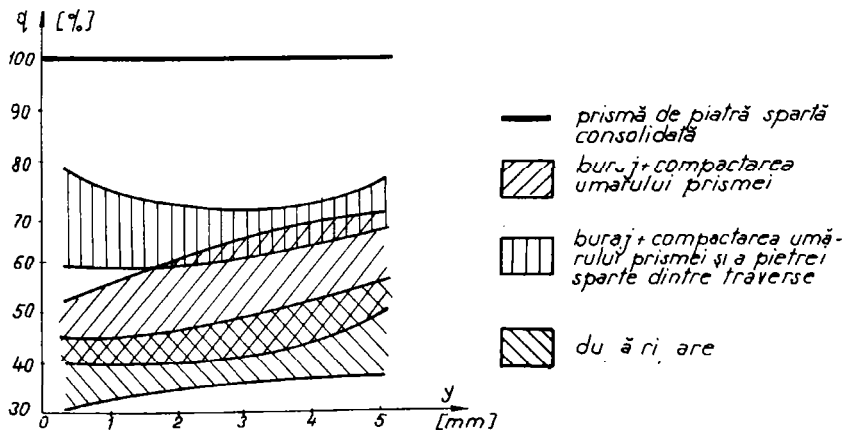


Fig. 2.28 Influența lucrărilor de întreținere asupra rezistenței q

Pentru ca rezistența q , diminuată prin lucrări de întreținere, să revină la valoarea inițială este necesară derularea unui trafic de minim 2,5 ... 5 milioane tone brute (figura 2.29).

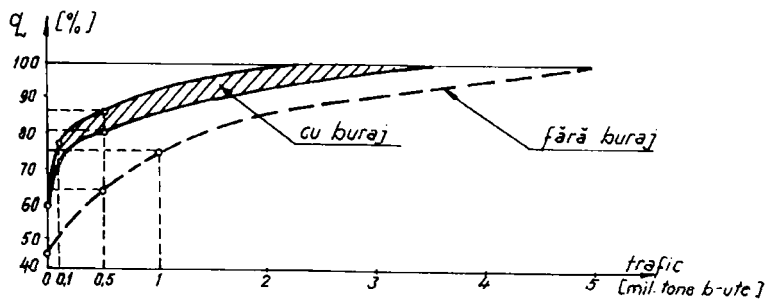


Fig. 2.29 Influența traficului asupra rezistenței q

Durata de revenire la parametrii de stabilitate a C.F.J. poate fi scurtată cu ajutorul utilajelor grele de stabilizare dinamică a liniei de cale ferată (utilaje de tip Plasser, DGS etc.).

În figura 2.30 sunt prezentate rezultatele unor încercări pentru determinarea valorii rezistenței q în funcție de tipul traversei și de gradul de compactare a pietrei sparte dintre traverse și la capătul traverselor.

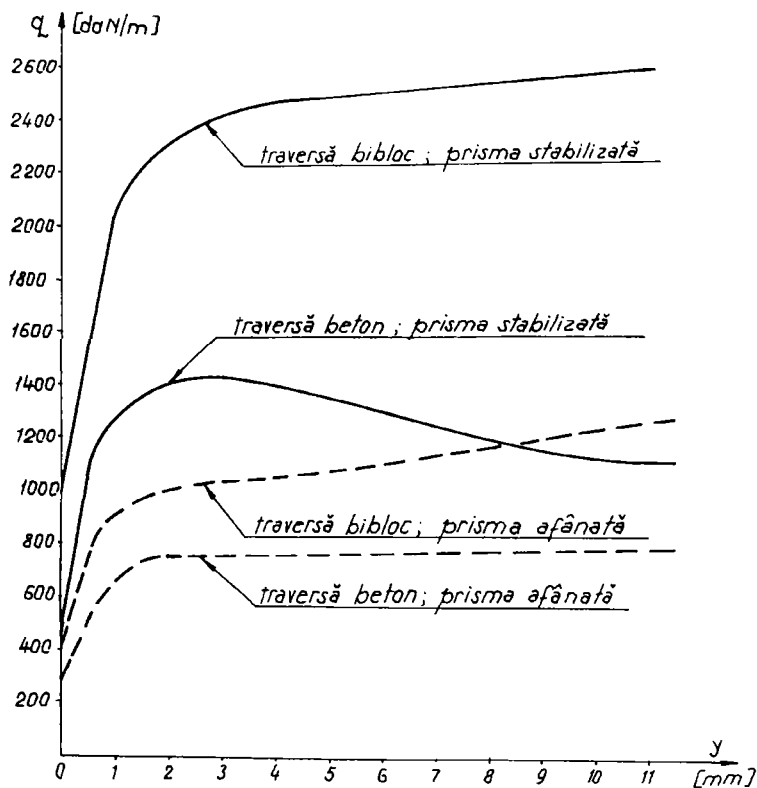


Fig. 2.30 Rezistența q pentru câteva tipuri de traverse

3.7. Dispozitive pentru sporirea rezistenței q | 77; 94 |

Una din metodele sigure de sporire a rezistenței q o reprezintă utilizarea unor dispozitive speciale. Cercetările experimentale efectuate la mai multe administrații de cale ferată au demonstrat că prin utilizarea dispozitivelor speciale de sporire a rezistenței q , aceasta crește cu până la 100 % din valoarea inițială. În tabelul 2.8 sunt prezentate sporuri ale rezistenței q în funcție de modul de utilizare a dispozitivelor speciale (aripi).

Tabelul 2.8

Modul de utilizare a dispozitivelor speciale (aripi)	Sporul de rezistență q [%]	
	Traverse din beton	Traverse din lemn
Fără aripi	0	0
Cu aripi din 3 în 3 traverse	20	23
Cu aripi din 2 în 2 traverse	40	37
Cu aripi la fiecare traversă	90	100

În figura 2.31 este prezentat un dispozitiv special (aripă) utilizat pentru traverse din beton.

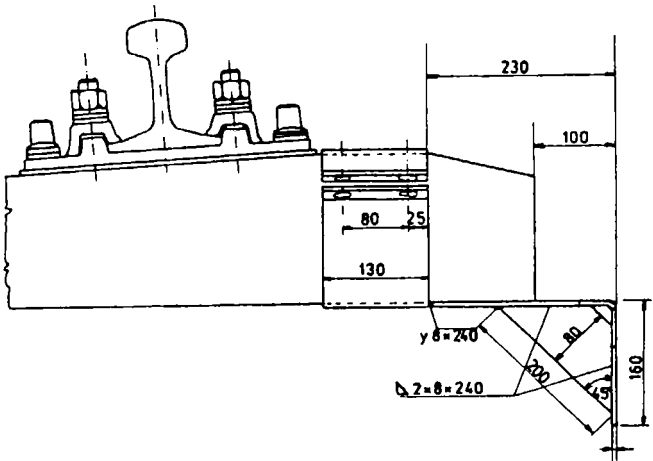


Fig. 2.31 Dispozitiv special contra deplasării laterale a căii

În figura 2.32 sunt prezentate rezultatele măsurătorilor efectuate pentru determinarea rezistenței q în cazul utilizării aripilor contra deplasării laterale a căii.

3.8. Influența lășăturilor oarbe asupra rezistenței q

În figura 2.33 este prezentat un sector de linie de cale ferată care are lășături oarbe datorită neasigurării scurgerii apelor de pe platforma căii și a unei întrețineri necorespunzătoare.

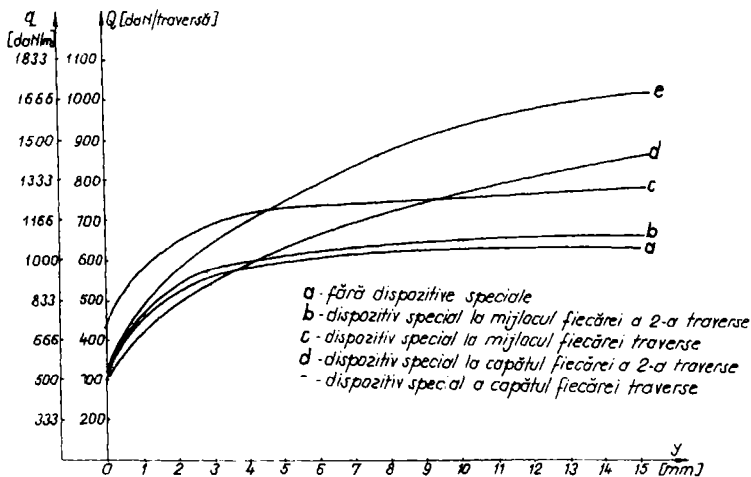


Fig. 2.32 Variația rezistenței q în cazul utilizării aripilor

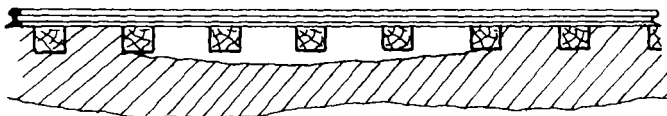


Fig. 2.33 Linie de cale ferată cu lăsături oarbe

Sub influența solicitărilor dinamice transmise căii de materialul rulant, linia de cale ferată în zona lăsăturilor oarbe se colmatează. În funcție de gradul de colmatare a prisme de piatră spartă rezistența q scade așa cum s-a arătat la punctul 2.3.5.

3.9. Influența solicitărilor materialului rulant asupra rezistenței q

Sub influența solicitărilor materialului rulant rezistența q se modifică pentru un timp scurt în zona acțiunii acestora. Variația rezistenței q depinde de următorii parametri:

- tipul materialului rulant ;
- numărul și tipul osiilor sau boghiurilor ;
- sarcina pe osie ;
- sistemul de suspensie a cutiei vagonului ;
- modul de asigurare a materialului rulant și a încărcăturii din punct de vedere al siguranței circulației ;

- viteza materialului rulant ;
- elementele geometrice ale liniei în plan orizontal, profil transversal și profil longitudinal ;
- tipul de suprastructură ;
- starea liniei și calitatea lucrărilor de întreținere .

Sub acțiunea forțelor verticale și orizontal transversale transmise de materialul rulant șinelor de cale ferată se produce deformația (în general elastică) liniei în plan vertical și orizontal. Deformațiile în plan orizontal au valori mai mici ca cele în plan vertical. Sub influența forțelor verticale transmise de roți, pe linie se observă sectoare cu lăsături, tasări, precum și sectoare unde nivelul superior al șinei crește (figura 2.34).

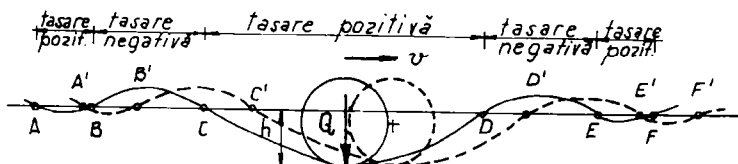


Fig. 2.34 Variația nivelului în lung al liniei sub influența solicitărilor verticale dinamice transmise de materialul rulant

Autorul a obținut valori ale deformațiilor nivelului liniei sub influența solicitărilor verticale dinamice transmise de materialul rulant prin măsurători experimentale. Măsurătorile au fost efectuate cu un aparat electronic având precizia de 0,01 mm și cu înregistrare automată. Deplasările pe verticală ale liniei au fost raportate față de o bază fixă amplasată lângă linia de cale ferată. Deformațiile au fost provocate sub trenuri de călători având viteza de 70 km/h, tractate cu diferite tipuri de locomotivă. Măsurătorile au fost efectuate atât pe sectoare de cale ferată slab întreținute și având șuruburile verticale destrânse cât și pe sectoare bine întreținute și cu șuruburile verticale foarte bine strânse. Aceste sectoare de cale ferată aveau suprastructură tip 49 pe traverse din beton. În figura 2.35 și 2.36 este prezentat modul în care au fost măsurate deplasările pe verticală ale liniei.

Analizând rezultatele măsurătorilor s-a constatat că în cazul liniei slab întreținute, din cauza șuruburilor verticale destrânse traversele nu se ridică în dreptul unei negative (fig. 2.37).

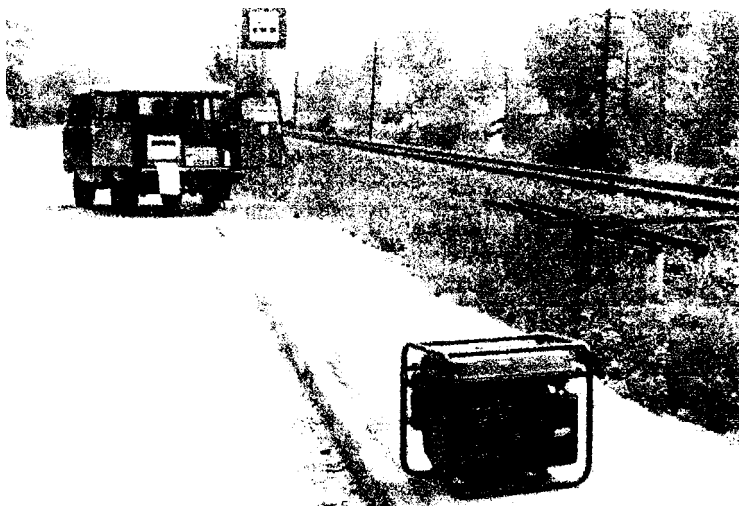


Fig. 2.35 Organizarea măsurării deplasărilor pe verticală ale liniei sub circulație



Fig. 2.36 Măsurarea deplasărilor pe verticală ale liniei sub circulație

În cazul liniilor bine întreținute și cu șuruburile verticale bine strânse (cu un moment de strângere de 24 daNm) în dreptul unei negative traversele se ridică cu 0,3 – 0,7 mm. Ridicarea este mai mare în fața roții și mai mică după roată (figurile 2.38 și 2.39)

La calculele de stabilitate a C.F.J. se consideră că sub influența solicitărilor verticale se modifică numai componenta q_f (frecarea dintre talpa traversei și piatra spartă) celelalte două componente (q_1 și q_2) rămânând constante.

Sub osie, datorită sarcinii verticale, rezistența q_f crește cu Δq_f deoarece sporește și presiunea la talpa traversei. Se poate scrie relația:

$$\Delta q_f = \mu Q' \quad (2.45)$$

unde:

- Q' este solicitarea verticală care revine unei traverse de la materialul rulant ;
- μ - coeficientul de frecare dintre piatra spartă și talpa traversei

Forța Q' se determină cu relația [57] :

$$Q' = \frac{a}{2L} \sum_{i=1}^n Q_i \eta_{vi} = \frac{a \sqrt[3]{U}}{\sqrt[3]{64EI}} \sum_{i=1}^n Q_i \eta_{vi} \quad (2.46)$$

unde:

- a este distanța între traverse
- L - "lungimea elastică" a șinei (după Zimmermann), numită și "elementul de bază al suprastructurii" .
- Q_i - sarcina pe roată ;
- η_{vi} - ordonata liniei de influență corespunzătoare solicitării Q_i

Lungimea elastică L se determină cu relația :

$$L = \sqrt[3]{\frac{4EI}{U}} \quad (2.47)$$

unde:

- E este modulul de elasticitate al oțelului din șină ;
- I - momentul de inerție al șinei ;
- EI - rigiditatea șinei ;
- U - rigiditatea patului de piatră spartă (elasticitatea sau deformabilitatea reazemelor) care se numește și modulul de deformație al patului sau, simplu, modulul căii .

Pe porțiunea de linie care se tasează sub acțiunea sarcinilor verticale dinamice rezistența la deplasarea laterală (q) sporește cu Δq_f :

$$q_{mq} = q + \Delta q_f \quad (2.48)$$

Pe porțiunea de linie cu undă negativă rezistența q_f scade iar în situații extreme se anulează:

$$q_{\min} = q - cq_f \quad (2.49)$$

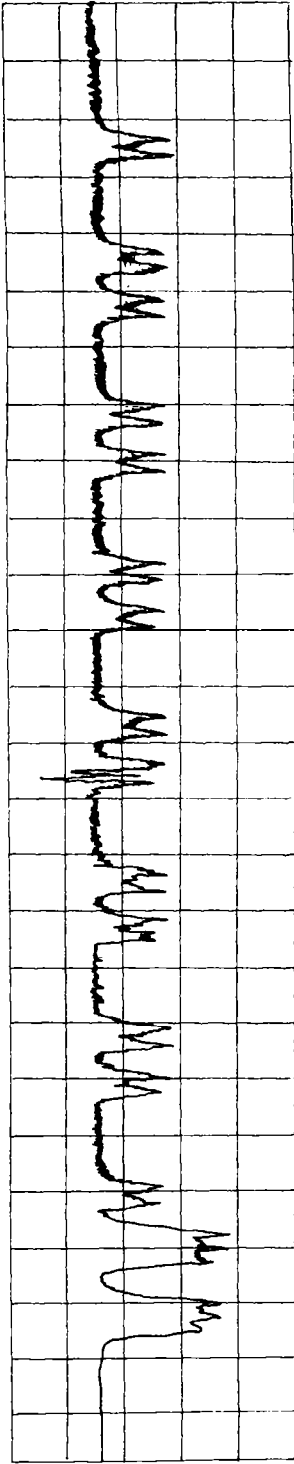


Fig. 2.37 Deplasări verticale sub materialul rulant în mișcare în cazul linei neîntreținute

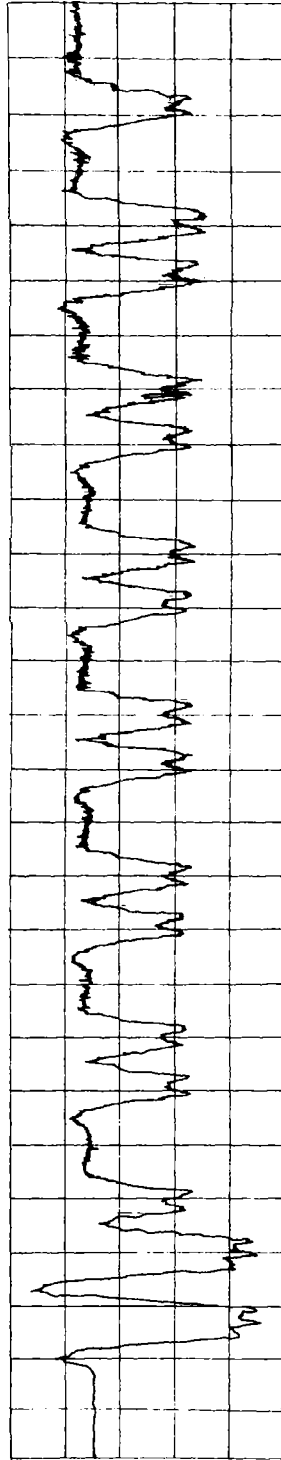


Fig. 2.38 Deplasări verticale sub materialul rulant în mișcare în cazul linei bine întreținute

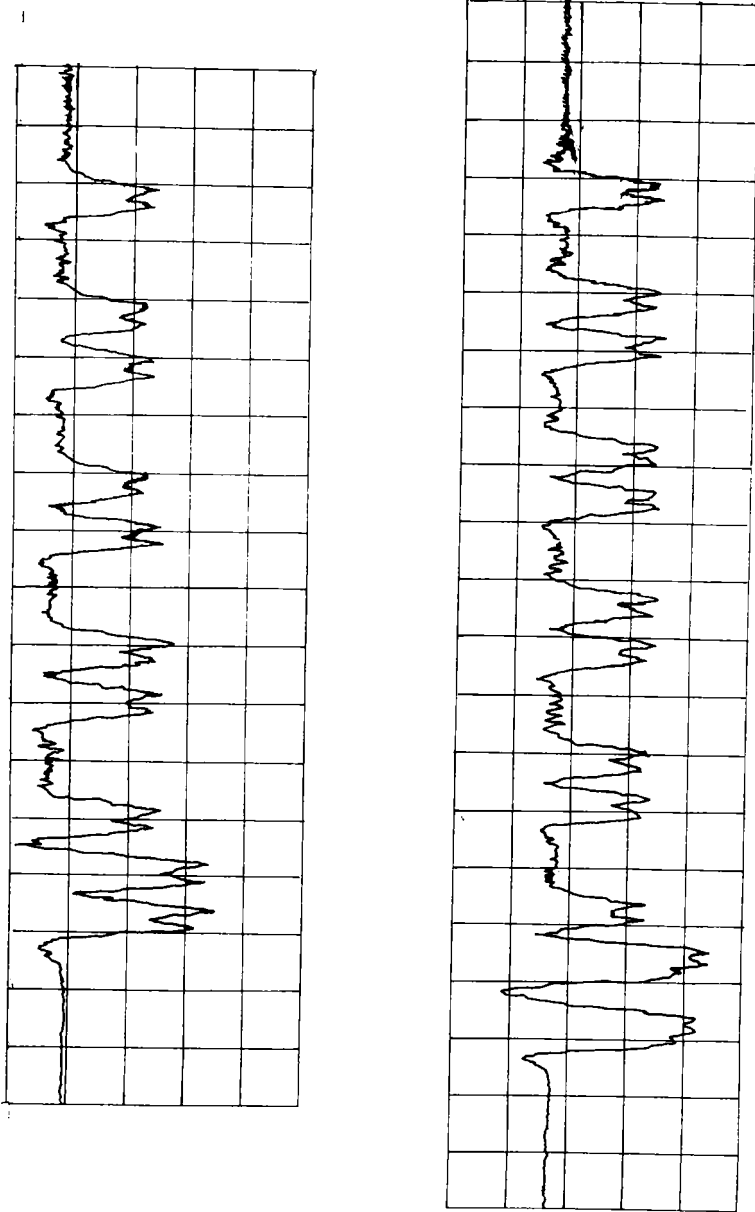


Fig. 2.39 Deplasări verticale sub materialul rulant în cazul liniei de cale ferată bine întreținute

unde:

- q_{min} este rezistența prisme de piatră spartă la deplasarea laterală a liniei în zona undei negative ;
- c - coeficient subunitar ($c = 0 \dots 1$)

Vibrațiile transmise liniei de cale ferată de către materialul rulant în mișcare duc la diminuarea rezistenței q la deplasarea laterală a căii, în special în cazul prisme de piatră spartă colmatate sau cu granulometria necorespunzătoare (15 ... 30 mm). Reducerea rezistenței q datorită vibrațiilor este mai periculoasă pe porțiunile de linie ridicate (zona undelor negative). Diminuarea rezistenței q din cauza vibrațiilor la calculul stabilității căii în plan orizontal se poate lua în considerare printr-un coeficient subunitar (r_v) :

$$q_v = r_v q \quad (2.50)$$

unde:

- q_v este rezistența prisme de piatră spartă diminuată datorită vibrațiilor transmise de materialul rulant ;
- r_v - coeficient subunitar ($r_v = 0 \dots 1$) .

3.10. Variația rezistenței q în lungul căii

Rezistența q variază în lungul căii în jurul unei valori medii [15; 101] (figura 2.40).

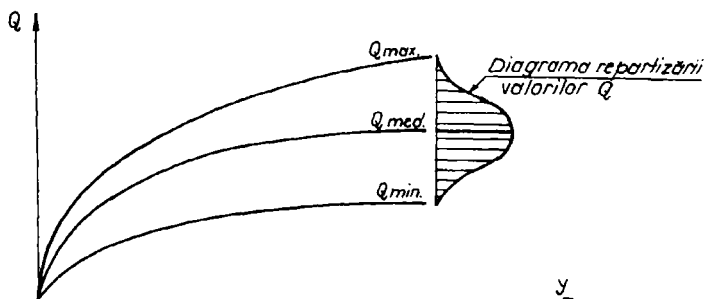


Fig. 2.40 Repartizarea valorilor rezistenței q în lungul căii

La căile ferate cehoslovace (CSD) au fost efectuate încercări experimentale pentru determinarea rezistenței q pe o linie tip 60 pe traverse din lemn [107] Au fost măsurate forțele orizontale transversale H [daN] care produc deriparea y [mm]. Rezultatele măsurătorilor sunt prezentate în figura 2.41 și în tabelul 2.9.

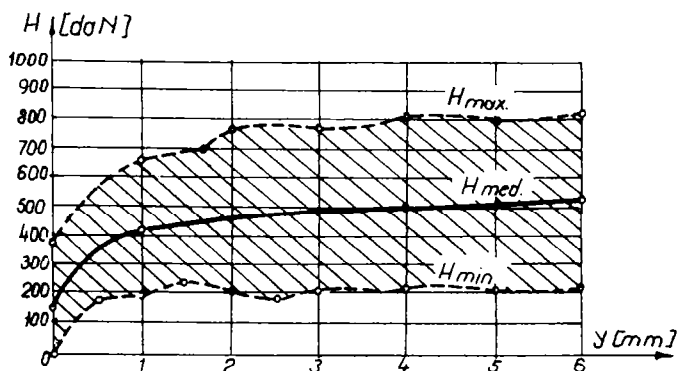


Fig. 2.41 Variația forței H în lungul căii

Tabelul 2.9

Deplasarea laterală [mm]	Valoarea medie a forței orizontale H [daN] la i zile după refacție		
	$i = 6$ zile	$i = 29$ zile	$i = 76$ zile
0	145	140	160
0,2	330	350	360
0,4	360	435	475
0,8	410	515	595
1,0	425	545	630
1,5	445	570	680
2,0	475	600	710
2,6	485	605	725
3,5	500	615	750
4,0	510	620	750
5,0	520	620	755
6,0	525	645	755

3.11. Încercări experimentale pentru determinarea rezistenței laterale [58; 66]

În 1932 M. Blondel (Franța) a întreprins o serie de studii privind mărimea rezistenței q și a stabilit trei principii fundamentale, devenite familiare tuturor cercetătorilor și care stau la baza procedurilor de autorizare ale materialului rulant pentru circulație respectiv la baza tehnologiilor de întreținere ale liniilor de cale ferată. Aceste principii sunt:

- rezistența transversală opusă de linia de cale ferată solicitată de materialul rulant depinde în principal de mărimea solicitării și mai puțin de linie ;
- această rezistență depinde foarte mult de traficul care s-a scurs pe linie de la ultima reparație sau refacție ;
- această rezistență variază între o limită maximă (corespunzătoare unei linii stabilizate, bine așezate, pe care s-a scurs un trafic de câteva milioane tone brute

de la ultima lucrare de reparație) și o limită minimă (din timpul lucrării de întreținere sau reparații a liniei).

A apărut astfel noțiunea de "*consolidarea prisme de piatră spartă sub acțiunea traficului*".

În anii '60 administrația feroviară franceză (S. N. C. F.) a efectuat o serie de studii și cercetări privind rezistența q cu ajutorul unui "*wagon dérailleur*". Rezultatele acestor studii au fost publicate în revistele de specialitate franceze (*Revue Générale de Chemins de Fer, Annales des Ponts et Chaussées*) sub semnătura lui MM. F. Amans, R. Sauvage, M. Prud'homme etc.

Fenomenul de consolidare a prisme de piatră spartă este deosebit de important deoarece de acesta depinde restricția de viteză pe șantierele de întreținere și reparații linii.

În anii '60 ... '70 au fost efectuate o serie de cercetări pentru a găsi un procedeu care să accelereze consolidarea prisme de piatră spartă.

Primele încercări s-au referit la compactarea cu plăci vibratoare a pietrei sparte între traverse și la capetele traverselor. S-a îmbunătățit astfel rezistența q a căii neîncărcate fără a spori rezistența q a căii încărcate. Aceasta depinde de gradul de compactare a pietrei sparte sub talpa traversei, adică de calitatea burajului.

Au fost efectuate încercări de consolidare chimică prin utilizarea unor substanțe gelifiante injectate în prisma de piatră spartă. Această soluție de consolidare este scumpă și nu asigură în timp parametrii dorțiți.

Procedeu care a dus la obținerea celor mai convingătoare rezultate constă în utilizarea stabilizatorului dinamic (*Dynamic Gleis Stabilisator sau D. G. S.*).

Cercetările privind rezistența laterală q s-au referit la:

- găsirea soluțiilor de sporire a rezistenței q ;
- posibilitățile de accelerare a consolidării prisme de piatră spartă .

Cea de-a doua cale a fost analizată și dezvoltată pe următoarele două planuri:

- încercări statice pe un tronson de cale ferată, unde se puteau modifica parametrii liniei iar rezistența q era măsurată plecând de la încercarea la tracțiune laterală a unui vehicul oprit ;
- încercări dinamice, rezistența q fiind determinată cu un "*wagon dérailleur*", adică în condiții mai apropiate de realitate dar cu o arie mai redusă a experimentărilor.

Pentru încercarea statică au fost alese două linii de cale ferată paralele, având 36 m lungime (3 panouri de 12 m) și 10 m între axe. Între aceste linii s-a realizat un punct de ancoraj care să reziste la eforturi transversale de 20 000 daN.

Dispozitivul de tracțiune laterală a liniei încărcate cu o osie este arătat în fotografia din figura 2.42.

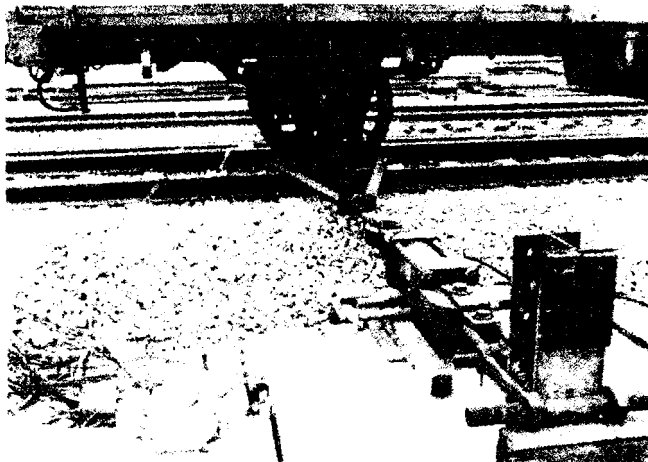


Fig. 2.42 Dispozitivul de tracțiune

Vinciul hidraulic de 50 tf (500 kN) asigură o viteză de deplasare reglabilă și constantă de la câțiva mm/min la 2 mm/s. Tirantul din fier plat asigură două măsurători independente și un control riguros al valorii obținute.

S-au măsurat:

- forța orizontal transversală (H) ;
- deplasările laterale ale căii (δ) .

Valorile H și δ au fost înregistrate automat cu un înregistrator *AMPEX FR 1300* realizându-se diagramele $H = f(\delta)$. S-a verificat și densitatea pietrei sparte.

Cele două linii au permis pregătirea uneia pentru experiment cu încercarea simultană a celeilalte linii ferate, realizându-se în medie două încercări pe săptămână astfel:

- după fiecare încercare s-a executat ciuruirea manuală a prisme de piatră spartă până la 10 cm sub talpa traversei ;
- burajul și nivelarea liniei s-a realizat cu ciocane electrice de burat ;
- s-a completat prisma de piatră spartă la dimensiunile prescrise fără a se aprecia uzura mecanică a pietrei sparte .

Pe această linie experimentală au fost încercate :

- două tipuri de stabilizatoare dinamice (S.N.C.F. și D.G.S.) în patru poziții pentru stabilizatorul S.N.C.F. și cu frecvența variind de la 10 Hz la 45 Hz pentru D.G.S. ;
- două tipuri de șine (U.I.C. 60 și S.N.C.F. 46) ;
- trei tipuri de traverse (din lemn, din beton monobloc și din beton bibloc) ;
- trei valori pentru sarcina pe osie (6, 13 și 18 tf) .

Au fost efectuate încercări similare pe o linie de cale ferată sudată tip 60 pe traverse din beton respectiv pe alta tip 46 pe traverse din lemn.

Rezistența laterală a liniei încărcate (R_L), în cadrul încercării dinamice (cu " wagon *dérailleur* ") se consideră că este valoarea pentru care la treceri repetate la același efort orizontal deformația remanentă a direcției căii devine pozitivă.

În încercarea statică valoarea limitată a rezistenței laterale pe lângă o sarcină verticală Q [kN], se consideră cea căreia îi corespunde o deformație (deripare) δ egală cu :

$$\delta = \frac{P}{100} \quad [\text{mm}] \quad (2.51)$$

În urma încercărilor experimentale au fost propuse următoarele relații empirice pentru rezistența laterală (R_L) în funcție de sarcina statică verticală (Q), starea liniei (nouă sau stabilizată) și tipul încercării (statică sau dinamică) :

- încercare statică , linie de cale ferată nouă, cu traverse din beton :

$$R_L = 12,2 + 0,35Q \quad [\text{kN}] \quad (2.52)$$

- încercare statică , linie de cale ferată stabilizată artificial, traverse din beton :

$$R_L = 19,7 + 0,56Q \quad [\text{kN}] \quad (2.53)$$

- încercare dinamică, linie de cale ferată nouă :

$$R_L = 15 + 0,33Q \quad [\text{kN}] \quad (2.54)$$

- încercare dinamică, linie complet stabilizată :

$$R_L = 24,6 + 0,615Q \quad [\text{kN}] \quad (2.55)$$

Se menționează că solicitarea orizontală transmisă de vagonul " *dérailleur* " se face după cum se arată în figura 2.43

Au fost efectuate încercări pentru urmărirea stabilizării (consolidării) liniilor de cale ferată sub influența traficului. Experimentarea s-a realizat pe linia Dax - Bordeaux ($V_{max} = 160$ km/h, $T_c = 20000$ t, $Q_{max} = 13$ t) după ce linia a fost burată cu o mașină PLASSER, ridicările maxime fiind de la 5,64 mm la 9,51 mm. În figura 2.44 este prezentată evoluția nivelului căii (cassarea căii) sub efectul traficului

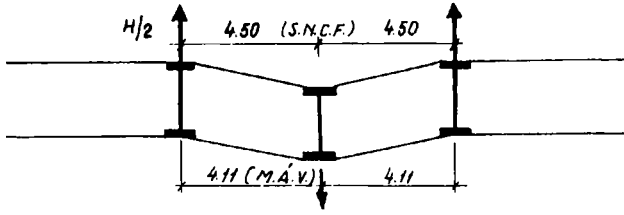


Fig. 2.43 Solicitări orizontale transversale transmise căii de vagonul "dérailleur"

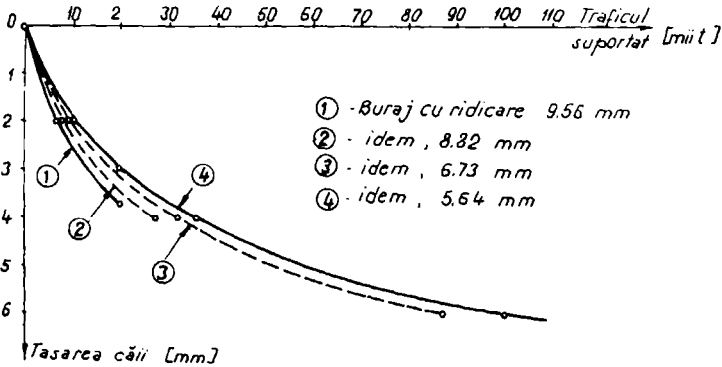


Fig. 2.44 Tasarea medie a căii în funcție de trafic

Se observă că tasarea este mai mare după trecerea primelor trenuri. În timp nivelul superior al căii se stabilizează. Tasările sunt cu atât mai mari cu cât ridicarea nivelului căii la buraj a fost mai mare. Aceste constatări rezultă și din diagrama din figura 2.45 .

Pentru analizarea rezistenței laterale s-a stabilit că raportul R_L/Q este criteriul de referință. S-a observat că acest raport este în funcție de mărimea ridicării nivelului liniei la buraj (figura 2.46).

Măsurătorile au fost efectuate având sarcina verticală constantă ($Q=60 \text{ kN}$) obținându-se $R_L/Q = 0,7$ imediat după buraj și $R_L/Q = 1,02$ după trecerea unui trafic de $100\ 000 \text{ t}$. Analizând rezultatele obținute s-au stabilit următoarele relații empirice:

$$\frac{R_L}{Q} = 0,33 + \frac{15}{Q}, \text{ imediat după buraj ;} \quad (2.56)$$

$$\frac{R_L}{Q} = 0,60 + \frac{24}{Q}, \text{ pentru o linie stabilizată ;} \quad (2.57)$$

Dacă în relațiile de mai sus $Q=60 \text{ kN}$ se obține $R_L/Q=0,58$ în primul caz și $R_L/Q=1,00$ în cel de-al doilea caz.

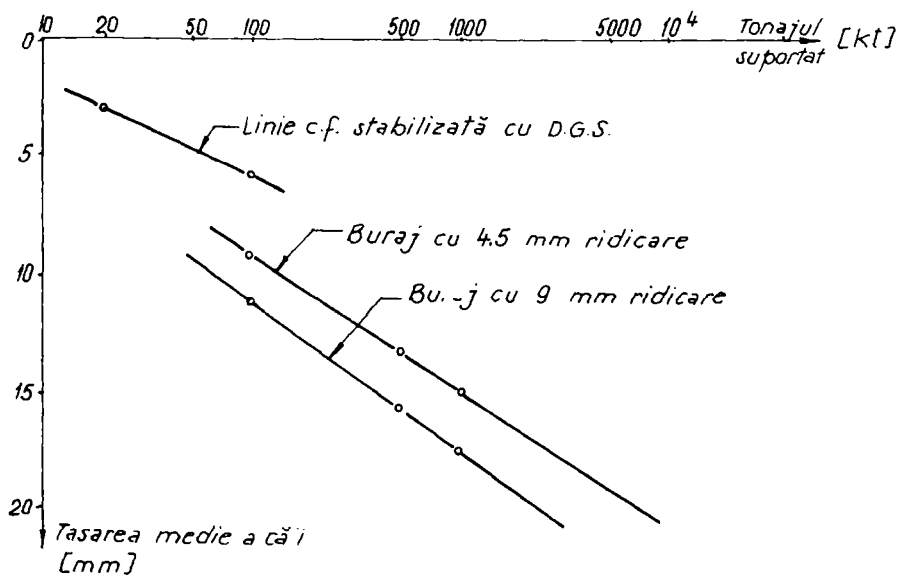


Fig. 2.45 Compararea tasării sub trafic pentru diverse experimentări

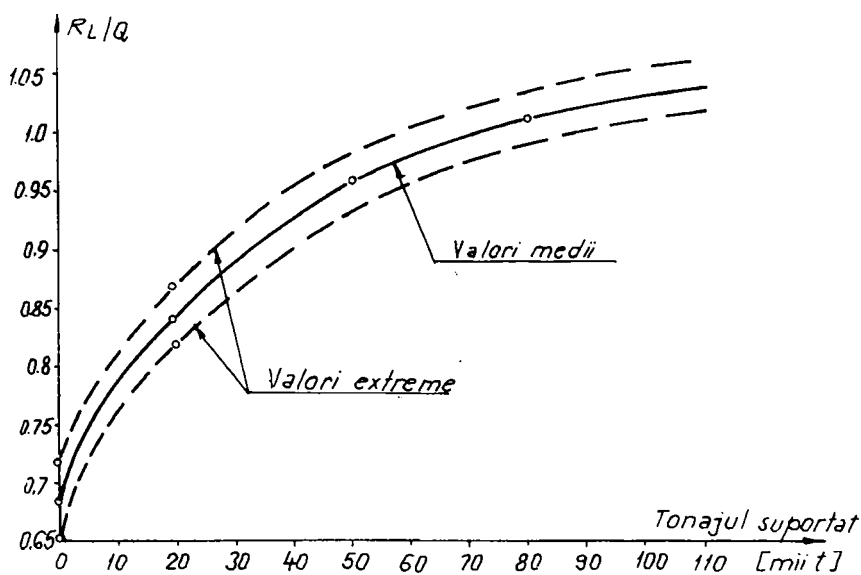


Fig. 2.46 Evoluția rezistenței laterale în funcție de trafic

M. Prud'homme a stabilit următoarele relații empirice pentru același criteriu de referință

R_L / Q :

$$\frac{R_L}{Q} = 0,53 + 0,12 \log \frac{T}{1000} \quad (2.58)$$

sau
$$\frac{R_L}{Q} = 0,65 + 0,26 \log \frac{T}{4000} \quad (2.59)$$

unde T este traficul în mii tone de la ultimul buraj.

În figura 2.47 sunt prezentate rezultatele unei alte încercări privind evoluția rezistenței laterale în funcție de trafic.

G. J. Janin stabilește pentru criteriul de referință R_L / Q relații empirice de forma:

$$\frac{R_L}{Q} = a \left(1 - b e^{-\frac{T}{T_0}} \right) \quad (2.60)$$

unde:

- a este asimptota diagramei și reprezintă limita raportului pentru o linie stabilizată;
- $a(1-b)$ - valoarea corespunzătoare imediat după buraj ;
- b - pierderea relativă de rezistență datorită lucrărilor de întreținere ;
- T_0 - constanta de trafic .

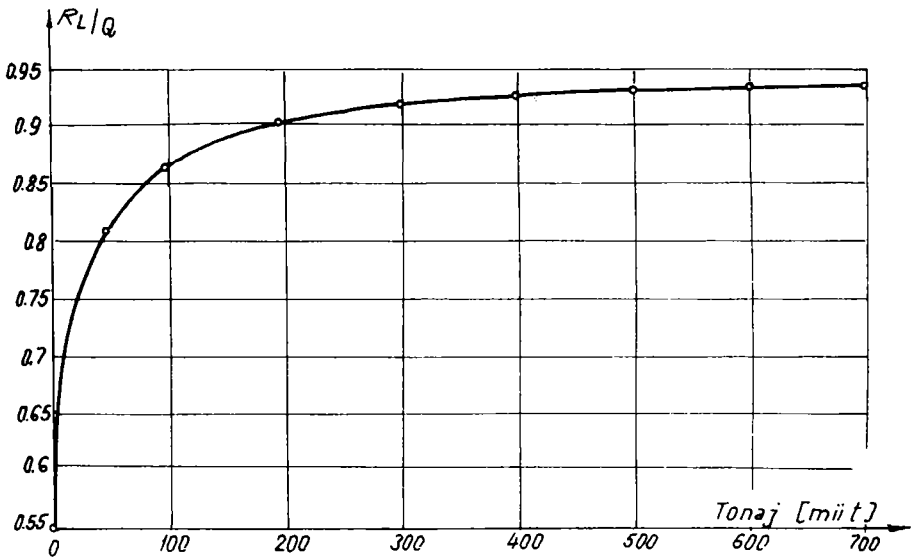


Fig. 2.47 Încercări privind R_L / Q pe linia d'Argentan - Surdon

Pierderea relativă de rezistență datorită burajului poate fi de 40% din rezistența corespunzătoare liniei stabilizate. Relația (2.60) devine:

$$\frac{R_L}{Q} = 0,98 \left(1 - 0,41 e^{-\frac{T}{65000}} \right), \text{ pentru o linie tip 46 ;} \quad (2.61)$$

$$\frac{R_L}{Q} = 1,20 \left(1 - 0,43 e^{-\frac{T}{80000}} \right), \text{ pentru o linie tip 60 ;} \quad (2.62)$$

În figura 2.48 se compară diagramele obținute cu ajutorul relațiilor 2.61 și 2.62.

În cazul utilizării stabilizatorului dinamic (D.G.S.) s-a analizat influența frecvenței vibrațiilor asupra rezistenței laterale (figura 2.49).

Se constată că prin utilizarea stabilizatorului dinamic D.G.S. rezistențele laterale sporesc mult comparativ cu cele obișnuite prin buraj cu ciocane electrice de burat. Astfel, frecvenței $N = 25 \text{ Hz}$ îi corespunde creșterea rezistenței laterale cu 26 ... 50 % iar în cazul frecvenței $N = 35 \text{ Hz}$ sporul de rezistență este de 41 ... 64 % (tabelul 2.10).

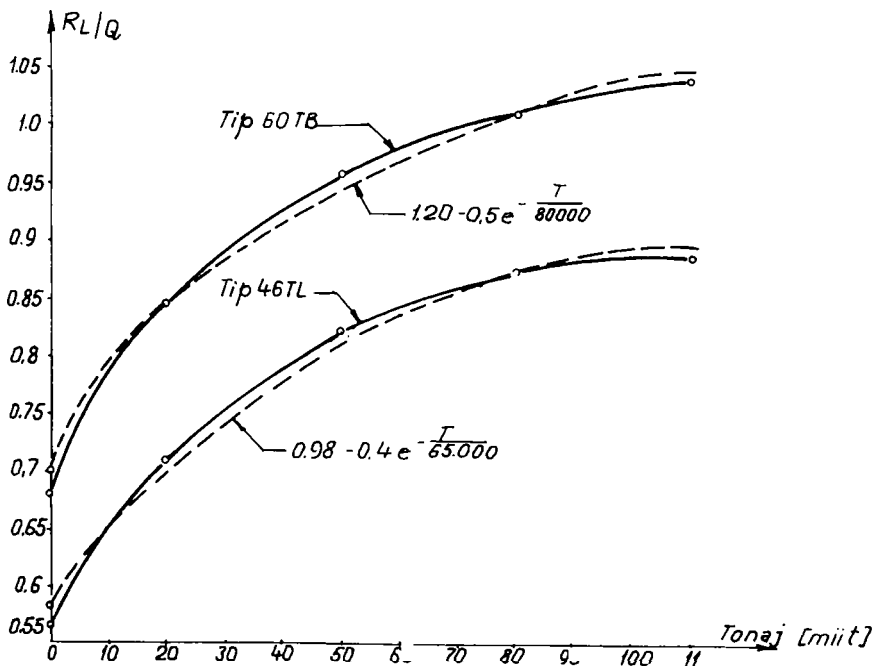


Fig. 2.48 Compararea curbelor de stabilizare în funcție de trafic

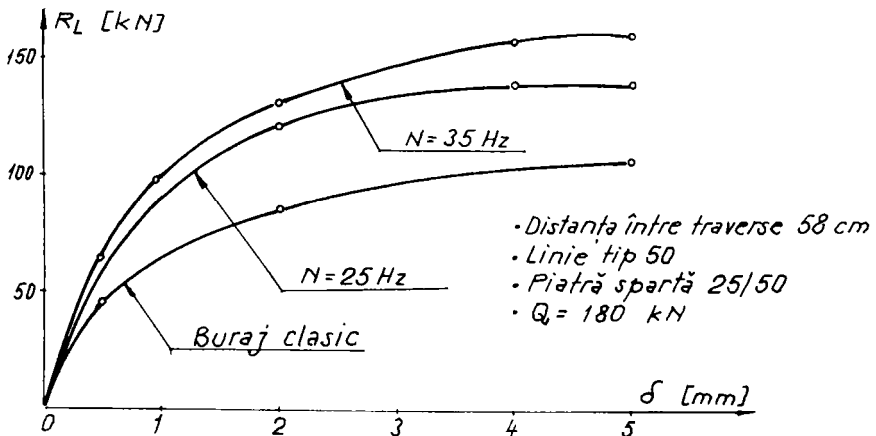


Fig. 2.49 Influența frecvenței vibrațiilor stabilizatorului dinamic D.G.S.

Tabelul 2.10

δ [mm]	Rezistența laterală R_L [kN]					Spor N_{35} / N_{25} [%]
	Buraj clasic	N = 25 Hz		N = 35 Hz		
		R_L	R_L	Spor [%]	R_L	
0,5	46	58	26	65	41	12
1	60	90	50	98	64	9
2	84	118	40	132	57	12
4	107	139	30	158	47	13

Influența sarcinii pe osie asupra mărimii rezistenței laterale se observă în figura 2.50:

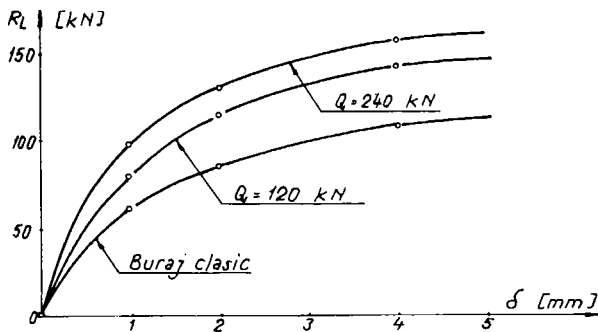


Fig. 2.50 Influența sarcinii pe osie în cazul utilizării D.G.S.

Rezultatele încercării sunt prezentate în tabelul 2.11. Se observă că rezistența laterală sporește față de cea obținută prin buraj obișnuit cu 27 ... 35 % pentru sarcina pe osie $Q = 120 \text{ kN}$ și cu 47 ... 57 % pentru $Q = 240 \text{ kN}$.

Tabelul 2.11

δ [mm]	Rezistența laterală R_L [kN]				
	Buraj clasic	Q = 120 kN		Q = 240 kN	
	R_L	R_L	Spor [%]	R_L	Spor [%]
1	62	79	27	98	57
2	85	115	35	132	57
3	109	142	31	158	47

Analizând influența numărului de treceri al stabilizatorului dinamic D.G.S. se constată că la cea de-a doua trecere rezistența laterală scade în medie cu 6 kN, așa cum rezultă din tabelul 2.12:

Tabelul 2.12

δ [mm]	Rezistența laterală R_L [kN]				
	Buraj clasic	1 trecere		2 treceri	
	R_L	R_L	Spor [%]	R_L	Spor [%]
1	53	76	43	70	32
2	79	114	44	108	37
4	108	151	40	145	34

În figura 2.51 se arată influența numărului de treceri al D.G.S. asupra rezistenței laterale.

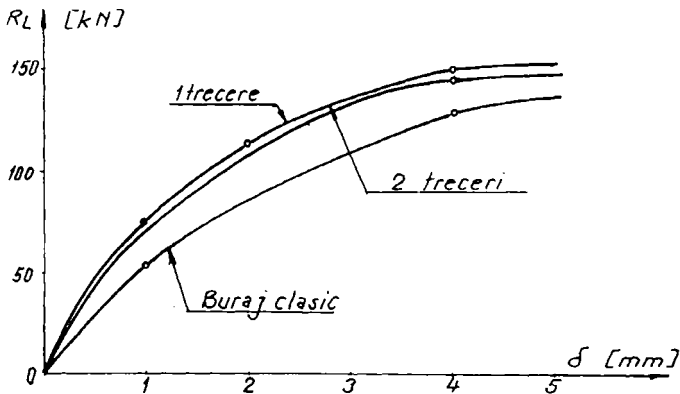


Fig. 2.51 Influența numărului de treceri al D.G.S. asupra rezistenței laterale

Analizând rezultatele unor încărcări efectuate [58] în linie curentă tip 60 pe traverse din beton și prezentate în tabelul 2.13 se observă că prin utilizarea stabilizatorului dinamic D.G.S. se obține un spor semnificativ al rezistenței laterale (40 – 60 %) față de cea corespunzătoare aceleiași linii nestabilizate. Comparând aceste rezultate cu cele prezentate în

figurile 14 16 rezultă că prin utilizarea D.G.S. se obțin aceleași valori ca și în cazul consolidării naturale a liniei sub influența unui trafic de 60 000 ... 90 000 tone.

Tabelul 2.13

Ridicare prin buraj [mm]	Tasare sub D.G.S. [mm]	Frecvența [Hz]	$\frac{\sum_1^n R_i}{Q}$	Spor față de linia c.f. nestabilizată [%]
4,88	5,66	25	1,07	58
4,89	5,98	30	0,99	46
5,21	6,28	35	0,98	44
11	7,06	25	0,97	43
23	9,10	25	0,99	46

4. Rezistența opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea căii în lung

Rezistența opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea căii în lung (p) se compune din următoarele:

- frecarea dintre talpa traversei și piatră spartă (p_1) ;
- frecarea dintre capetele traversei și piatră spartă (p_2) ;
- rezistența opusă de piatră spartă dintre traverse (p_3) .

Din încercările experimentale [57] rezultă :

- $p_1 = 0,20 \dots 0,25p$;
- $p_2 \cong 0,05p$;
- $p_3 = 0,7 \dots 0,75p$.

La C.F.J. această rezistență prezintă importanță la rostul final, la aparatele de dilatație (de compensare), la formarea zonelor de respirație în cazul ruperilor de șine etc.

La unele metode de calcul ale stabilității C.F.J. (de exemplu metoda energetică) se ia în considerare și deplasarea în lung a căii datorită deripării sau șerpuirii [94], deoarece pe aceste porțiuni de linie rezistența p este activă (figura 2.52).

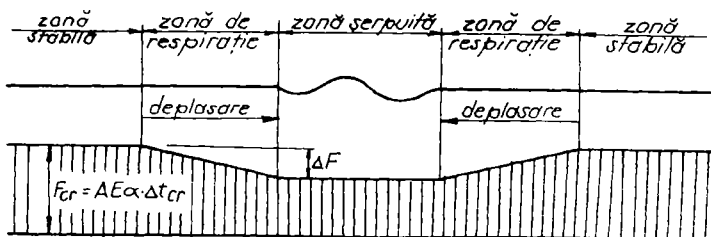


Fig. 2.52 Starea de eforturi la C.F.J. după șerpuire

Mărima rezistenței p depinde în general de aceeași parametri de care depinde și rezistența q :

- caracteristicile pietrei sparte ;
- gradul de colmatare a prisme de piatră spartă ;
- compactarea prisme de piatră spartă ;
- umiditatea prisme .

Distanța dintre traverse influențează în mod special mărimea componentei p_3 (figura 2.53) .

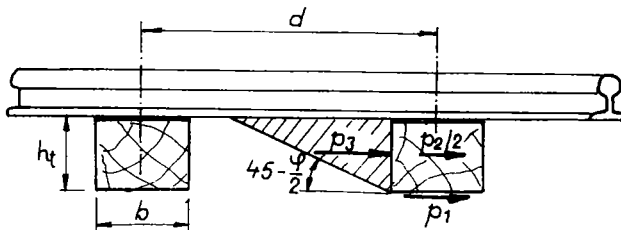


Fig. 2.53 Componentele rezistenței p

Rezistența p este maximă dacă :

$$a = b + h_t \operatorname{ctg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right) \quad (2.63)$$

unde:

- a este distanța dintre traverse ;
- b - lățimea traversei ;
- h_t - înălțimea traversei ;
- φ - unghiul de frecare interioară pentru piatră spartă .

Din motive economice și tehnologice (posibilități de burare) distanța minimă dintre axele traverselor este de cca. 50 cm. În figura 2.54 este prezentată variația rezistenței p în funcție de distanța dintre axele traverselor .

În figura 2.55 este prezentată variația rezistenței p în funcție de mărimea deplasării în lung a liniei.

În cazul unei forțe orizontale longitudinale mari din variații de temperatură în șină, rezistența p se poate aprecia că este constantă și egală cu valoarea corespunzătoare unei deplasări de 2 ... 3 mm. În urma unor cercetări experimentale la administrația căilor ferate din

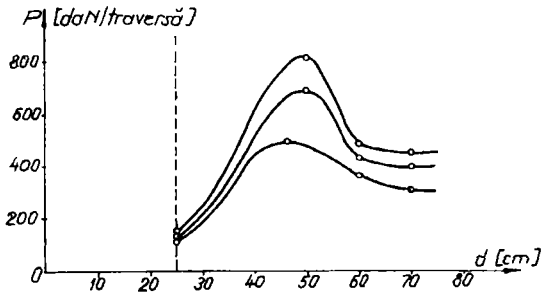


Fig. 2.54 Influența distanței dintre traverse asupra rezistenței p

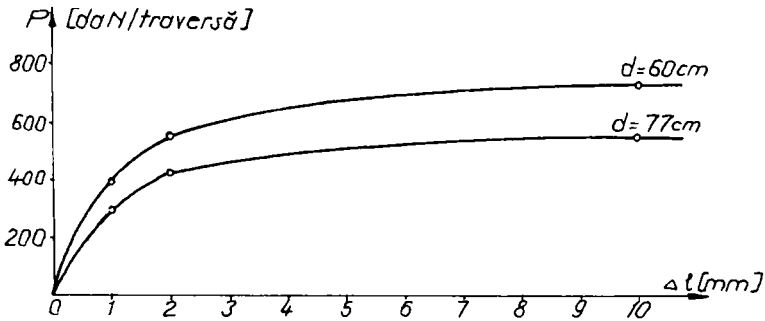


Fig. 2.55 Variația rezistenței p în funcție de mărimea deplasării în lung a C.F.J.

Germania [32] s-a stabilit că rezistența p este de cca. 20 daN/cm la prima deplasare de 2...3 mm și scade la cca. 14 daN/cm în cazul deplasărilor succesive și alternative. Încercările au fost efectuate pe o C.F.J. pe traverse din beton. Variația reală și cea teoretică a rezistenței p sunt prezentate în figura 2.56 .

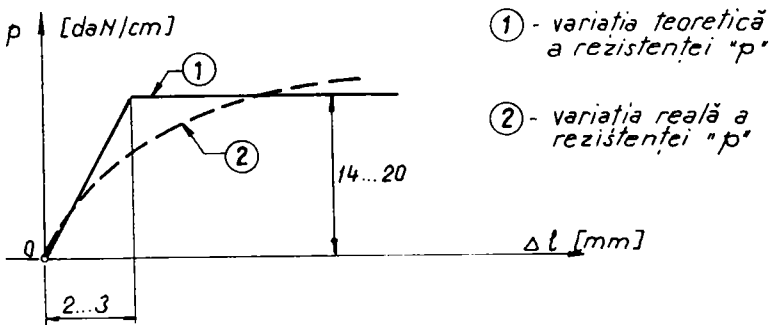


Fig. 2.56 Variația rezistenței p

Dacă temperatura este variabilă în lungul șinei se produce deplasarea cadrului șine--traverse în lungul căii și se formează o zonă de respirație. Asemenea porțiuni de linie se întâlnește la trecerea de la C.F.J. în zonă deschisă la cea din tunel, cu variația importantă a temperaturii pe lungime redusă. Admițând variația rezistenței p din figura 2.56 se obțin următoarele diagrame de eforturi și deplasări pentru capătul liber al C.F.J. în cazul unor deplasări longitudinale maxime de 2 ... 3 mm (figura 2.57).

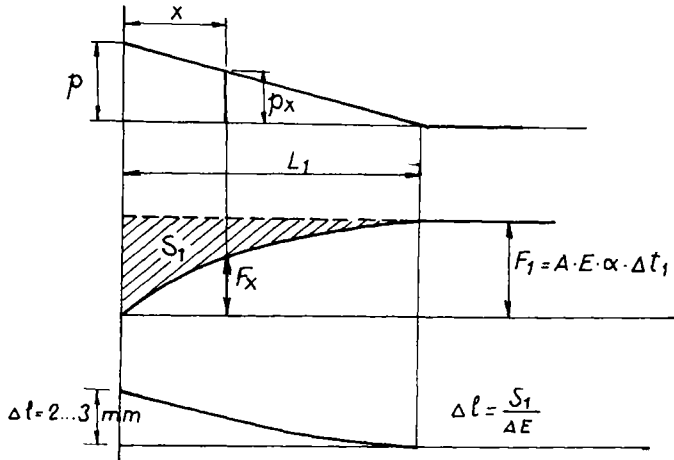


Fig. 2.57 Diagrama de eforturi și deplasări a capătului C.F.J.

Se pot scrie următoarele relații :

$$F_1 = \int_0^{L_1} p_x dx = \int_0^{L_1} \left(p - \frac{x}{L_1} p \right) dx = \frac{pL_1}{2} \quad (2.64)$$

$$\Delta l = \frac{S_1}{AE} \quad (2.65)$$

$$S_1 = \int_0^{L_1} S_x dx = \int_0^{L_1} (F_1 - F_x) dx = \int_0^{L_1} \left(\frac{pL_1}{2} - px + \frac{px^2}{2L_1} \right) dx = \frac{pL_1^2}{6} \quad (2.66)$$

$$\Delta l_1 = \frac{F_1}{AE\alpha} = \frac{pL_1}{AE\alpha} \quad (2.67)$$

Din relațiile 2.65 și 2.66 rezultă :

$$L_1 = \sqrt{\frac{6AE\Delta l}{p}} \quad (2.68)$$

unde:

- A este aria secțiunii transversale a celor două șine ;
- E - modulul de elasticitate al oțelului din șină ;
- p - rezistența opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea în lung a cadrului șine-traverse .

Exemplificând pentru o suprastructură tip 60, rezistența $p = 14 \text{ daN/cm}$ și $\Delta t = 2,5 \text{ mm}$ rezultă $L_1 = 58,81 \text{ m}$ și $\Delta t_1 = 11,1^\circ\text{C}$.

Pentru $\Delta t_2 > \Delta t_1$ și luând în considerare și rezistența de eclisaj (P) de la capătul C.F.J. se obțin diagramele din figura 2.58 .

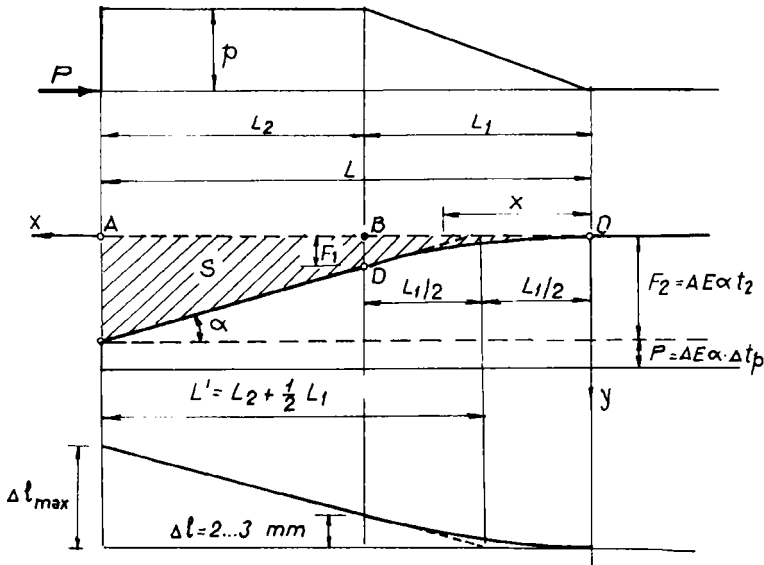


Fig. 2.58 Diagrama de eforturi și deplasări ale capătului C.F.J. pentru $\Delta t_2 > \Delta t_1$

Din figura 2.58 rezultă următoarele relații :

$$F_2 = pL' = p\left(L_2 + \frac{1}{2}L_1\right) = AE\alpha\Delta t_2 \quad \Rightarrow$$

$$\Rightarrow L_2 = \frac{AE\alpha\Delta t_2}{p} - \sqrt{\frac{3AE\Delta t}{2p}} \quad (2.69)$$

$$L = \frac{AE\alpha\Delta t_2}{p} + \sqrt{\frac{3AE\Delta t}{2p}} \quad (2.70)$$

$$\Delta t_p = \frac{P}{AE\alpha} \Rightarrow t_p = \frac{P}{AE\alpha} + t_f \quad (2.71)$$

$$\Delta l_{\max} = \frac{S}{AE} = \frac{S_{ABCD}}{AE} + \Delta l = \frac{p(L_1 + L_2)L_2}{2AE} + \Delta l \quad (2.72)$$

Exemplificând pentru aceeași suprastructură, considerând $\Delta t_f = 17^\circ\text{C}$, $t_2 = t_{\max} = 60^\circ\text{C}$ și $P = 10\,000\text{ daN}$ rezultă $\Delta t_p = 2,7^\circ\text{C}$, $t_p = 19,7^\circ\text{C}$, $\Delta t_2 = 40,3^\circ\text{C}$, $F_2 = 149\,607\text{ daN}$ și $L = 136,27\text{ m}$. Se observă că zona de respirație are lungimea mai mare decât cea menționată în normativele actuale [115] ($L_{\max} = 130\text{ m}$). Autorul consideră că este necesară reformularea articolului 16.2 din instrucția 341 / 1980 .

În cazul în care pe o porțiune scurtă a zonei centrale a C.F.J. forțele orizontale longitudinale prezintă salturi importante din cauza variației bruște a temperaturii în șină sau datorită frânării materialului rulant, diagrama variației rezistenței p , a forțelor orizontale longitudinale F și diagrama deplasărilor sunt prezentate în figura 2.59 .

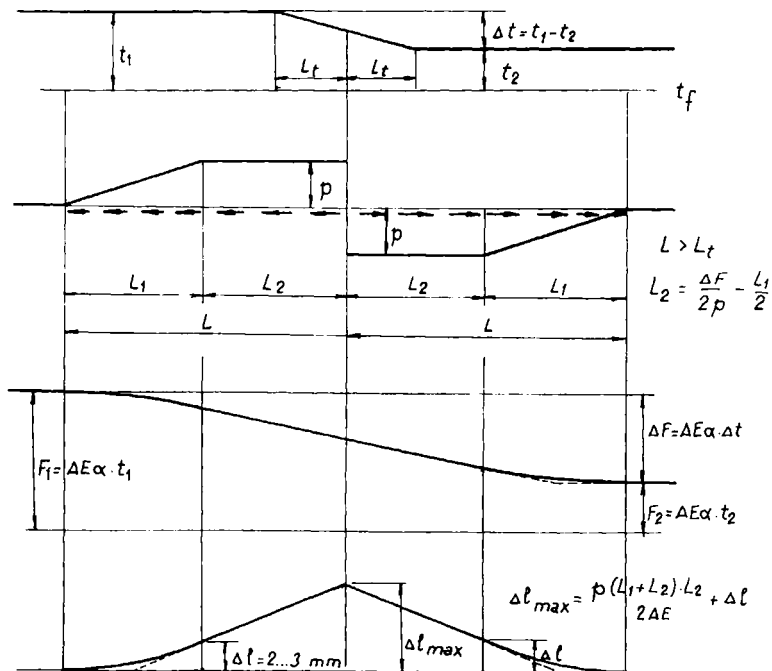


Fig. 2.59 Diagrama de eforturi și deplasări pentru o C.F.J. cu variația bruscă a forțelor orizontale longitudinale pe o porțiune scurtă

Folosind relațiile 2.69 ... 2.72 și exemplificând pentru aceeași suprastructură având $\Delta t = 30^\circ\text{C}$ se obține: $L_1 = 58,81\text{ m}$, $\Delta F = 111370\text{ daN}$, $L_2 = 10,37\text{ m}$, $\Delta l_{\max} = 4\text{ mm}$.

5. Caracteristicile șinelor utilizate la calea fără joante

În România pentru realizarea C.F.J. sunt utilizate șine tip 49, 54, 60 și 65. Utilizarea șinelor tip 60 și 65 duce la diminuarea cheltuielilor de întreținere și la posibilitatea de sporire a sarcinilor pe osie. Utilizarea șinelor grele se recomandă și la realizarea aparatelor de cale sudate. În tabelul 2.14 sunt prezentate caracteristicile unor șine utilizate la executarea C.F.J. la S.N.C.F.R. precum și la alte administrații de cale ferată

Tabelul 2.14

Tip șină	G daN/m	A cm ²	I _x cm ⁴	I _y cm ⁴	W _{x1} cm ³	W _{x2} cm ³	W _y cm ³
49	49,43	62,97	1819	320	248,2	240,3	51,2
54E	53,81	68,55	2308	341,29	287,77	276,37	54,6
60	60,34	76,86	3055	512,9	377,4	335,6	68,4
65	64,64	82,56	3548	569	436	359	76
48,3	48,3	61,56	1742	286	235	235	47,5
48,5	48,5	61,78	1747	287	235	235	47,6
70	71,27	90,79	4152	735,1	499,7	403,4	91,9
75	74,90	95,80	4597	771	--	--	--

6. Rigiditatea cadrului șine-traverse

Stabilitatea C.F.J. în plan orizontal depinde în mare măsură de rigiditatea cadrului șine-traverse. Aceasta este determinată de următorii parametri:

- rigiditatea proprie a celor două șine ;
- rigiditatea proprie a traverselor ;
- momentul rezistent la rotirea șinelor în prinderi .

În calculele de stabilitate cunoscute se admite că rigiditatea proprie a șinei este dată de produsul EI_y , unde:

- E este modulul de elasticitate al oțelului din șină ;
- I_y - momentul de inerție al unei șine după axa $y - y$.

Prin moment rezistent se înțelege momentul necesar pentru rotirea șinei în plan orizontal față de traversă.

Factorii care influențează rigiditatea cadrului șine-traverse sunt:

- momentul de inerție I_y al șinei ;
- tipul traversei ;
- tipul și calitatea prinderii ;
- caracteristicile plăcuței de cauciuc dintre talpa șinei și placa metalică suport .

În calculele de stabilitate a C.F.J. rigiditatea cadrului șine-traverse se consideră prin momentul rezistent sau prin momentul de inerție echivalent.

6.1 Momentul rezistent la rotirea șinelor în prinderi

Autorul a determinat valoarea momentului rezistent M_0 pe cale experimentală (figura 2.60) pentru prinderea indirectă.

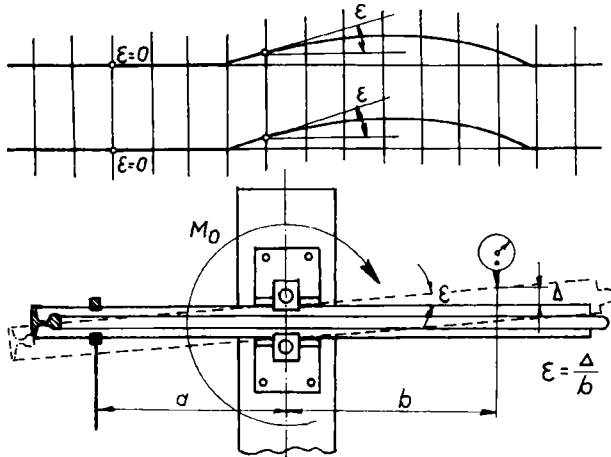


Fig. 2.60 Măsurarea experimentală a momentului rezistent M_0

Diagrama care reprezintă momentul rezistent M_0 depinde și de poziția relativă a tălpii șinei față de rebordurile plăcii metalice suport (figura 2.61) .

Pentru simplificarea calculului de stabilitate, momentul rezistent M_0 se ia în considerare prin coeficientul de rigiditate " r " care se determină cu ajutorul diagramelor " M_0 " stabilite experimental (figura 2.62) .

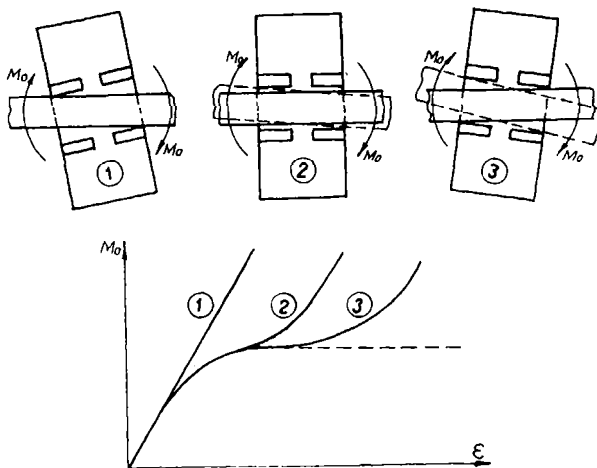


Fig. 2.61 Diagrama momentului rezistent M_0

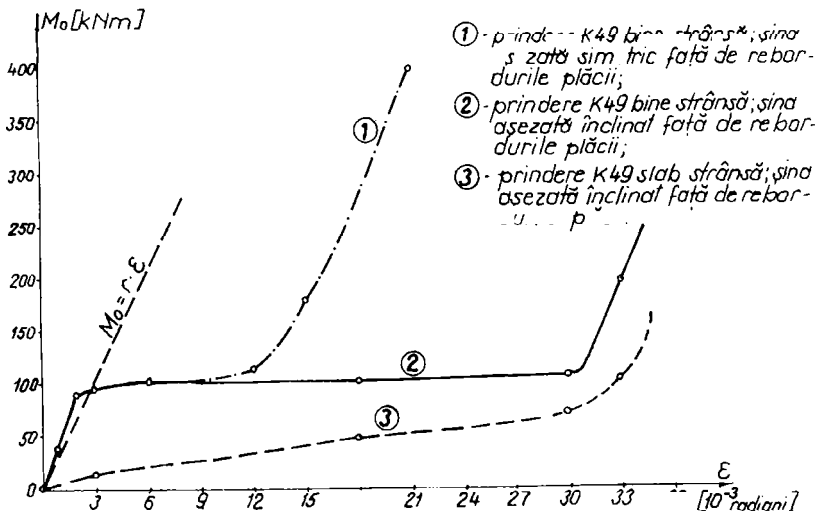


Fig. 2.62 Momentul M_0 pentru prinderi indirecte

În tabelul 2.15 sunt prezentate valorile momentului M_0 pentru diferite tipuri de prinderi bine strânse, bine întreținute. Valorile de la nr. crt. 2 ... 5 sunt din [62].

Tabelul 2.15

Nr. crt.	Tipul prinderii	M_0 [daNm]
1	Prinderi indirecte	18300
2	Prindere elastică SKL - 1	13600
3	Prindere elastică SKL - 3	5000
4	Prindere elastică PANDROL	22400
5	Prindere elastică HAMBO	10400

Valoarea momentului rezistent M_0 variază în lungul căii între $M_{0min} = 0$ și M_{0max} , în jurul unei valori medii M_{0med} . În figura 2.63 este prezentată dispersia valorilor momentului M_0 obținute prin încercări experimentale.

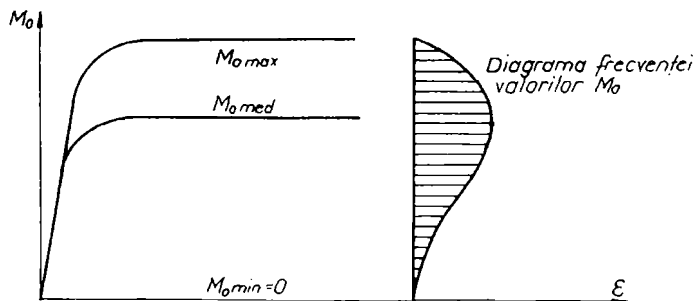


Fig. 2.63 Dispersia valorilor momentului M_0 în lungul căii

În majoritatea calculelor de stabilitate se ia în considerare valoarea M_{omed} .

6.2 Momentul de inerție echivalent al cadrului șine-traverse [15]

Unele calcule de stabilitate a C.F.J. iau în considerare momentul de inerție echivalent al cadrului șine-traverse (I_0), care se determină experimental. Încercările experimentale au fost efectuate pe un tronson de C.F.J. având lungimea aproximativ egală cu lungimea unei șerpuite. Cadrul șine-traverse așezat pe role a fost acționat cu o forță orizontal transversală măsurându-se deformația cadrului. Schema încercărilor experimentale este prezentată în figura 2.64 :

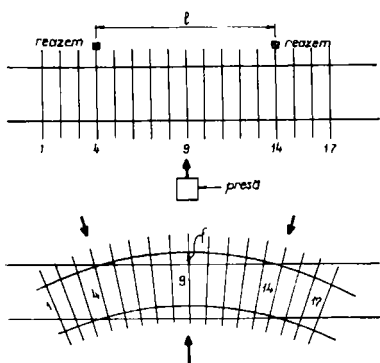


Fig. 2.64 Determinarea experimentală a momentului de inerție echivalent I_0

Momentul de inerție echivalent propriu cadrului șine-traverse (I_0) se determină cu relația:

$$I_0 = \frac{Fl^3}{48Ef} \quad (2.73)$$

unde:

- F - este forța orizontal transversală [daN] ;
- l - distanța între reazeme [cm] ;
- E - modulul de elasticitate al oțelului [daN/cm²] ;
- f - săgeata maximă la $l/2$ [cm] .

La căile ferate germane (DB) au fost efectuate încercări experimentale pe un tronson cu lungimea între reazeme de $l = 6,3$ m, având 17 traverse (ca în figura 2.52). La căile ferate ungare (MAV) încercările au fost efectuate pe o linie de cale ferată, distanța dintre traverse fiind de 13,8 m. Tronsonul având 25 traverse a fost solicitat cu 8 forțe concentrate (fig. 2.65).

Rezultatele acestor încercări sunt prezentate în figura 2.66 :

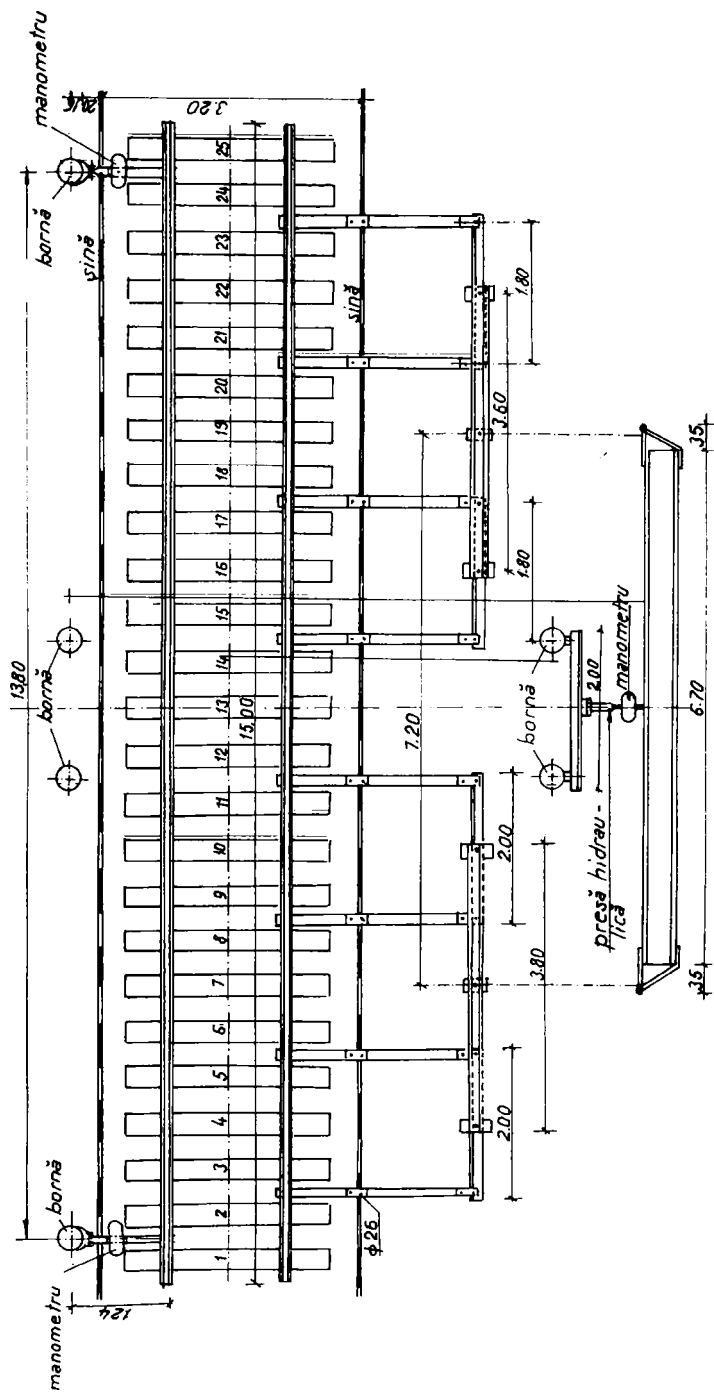


Fig. 2.65 Dispozitiv pentru determinarea experimentală a momentului de inerție echivalent I_0

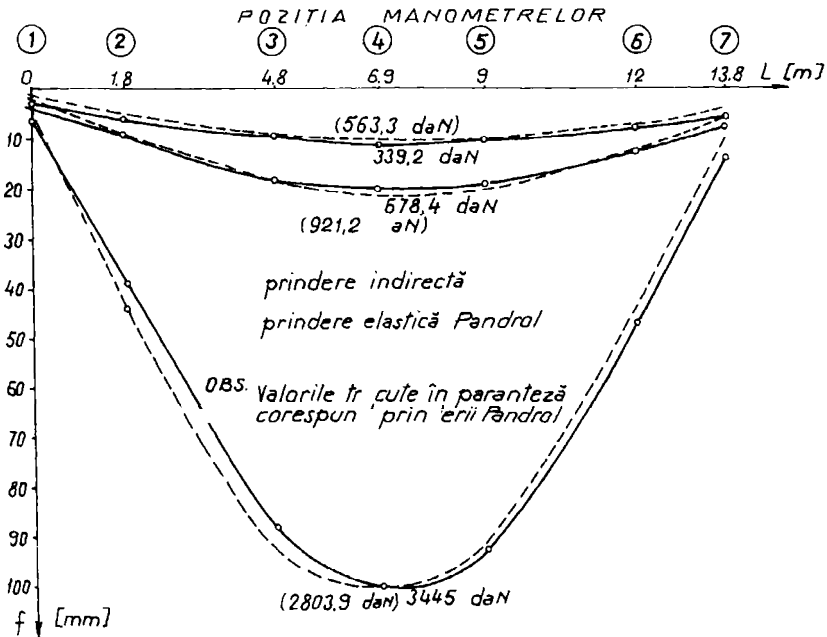


Fig. 2.66 Încovoierea cadrului șine-traverse

În funcție de calitatea prinderii șinelor de traverse momentul de inerție echivalent al cadrului șine-traverse este de 1 ... 4 ori mai mare decât momentul de inerție al celor două șine ($I_0 = 2I_y \dots 8I_y$).

Pentru suprastructurile care nu au momentul de inerție echivalent determinat prin încercări experimentale, unii cercetători utilizează formule empirice [15 ; 17].

În tabelul 2.16 sunt prezentate valori ale momentului I_0 determinate experimental pentru diferite suprastructuri.

Tabelul 2.16

Tipul prinderii	Tip 49			Tip 54			Tip 60		
	I_y	I_0	I_0/I_y	I_y	I_0	I_0/I_y	I_y	I_0	I_0/I_y
Prindere indirectă bine strânsă, T.B.	320	1362	4,26	341,3	2150	6,23	512,9	2200	4,29
Prindere indirectă slabă, T.B.	320	635	1,98	341,3	1002	2,94	519,9	1026	2,00
Prindere indirectă bine strânsă, T.L.	320	1340	4,19	341,3	2116	6,20	512,9	2164	4,22
Prindere indirectă slabă, T.L.	320	638	1,99	341,3	1007	2,95	512,9	1030	2,01

CAP. III. EFORTURI AXIALE ȘI DEPLASĂRI ÎN LUNG ALE C.F.J. DIN CAUZA VARIAȚIILOR DE TEMPERATURĂ ÎN ȘINĂ

În literatura de specialitate [3; 6; 50; 51; 94] sunt studiate diagramele de eforturi axiale și deplasările în lung ale liniilor de C.F.J. În aceste studii rezistența p opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea în lung a cadrului șine-traverse este considerată constantă în lungul căii. Sunt analizate C.F.J. (în special în zonele de respirație), calea cu joante precum și C.F.J. cu unul sau mai multe panouri tampon la capete. Sunt urmărite mărimea și variația eforturilor axiale în lungul căii, deplasările capetelor libere ale C.F.J. sau ale panourilor tampon, variația rosturilor etc. Cele mai multe studii admit pentru temperatura în șină variația:

$$t_f \rightarrow t_{\max} \rightarrow t_{\min} \rightarrow t_{\max} \quad (3.1)$$

Dilatarea (sau contracția) C.F.J. în zona de respirație este parțial împiedicată de rezistența p sau p' . Admițând C.F.J. ca fiind o bară, lungimea zonei de respirație se calculează analizând eforturile axiale pentru un element de lungime dx (fig. 3.1).

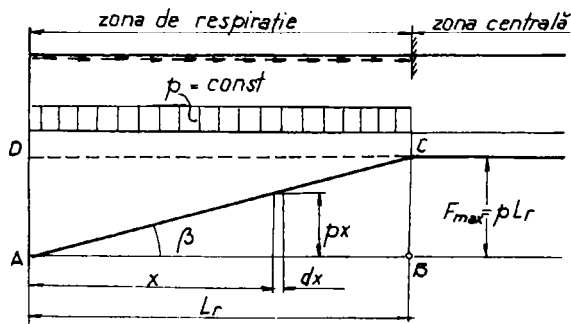


Fig. 3.1 Zona de respirație

Elementul dx se dilată cu valoarea Δ_+ din cauza creșterii temperaturii în șină cu Δt față de temperatura de fixare t_f dar se și contractă cu Δ_- datorită forței de compresiune px care apare din cauza dilatației împiedicate de rezistența uniform distribuită p . Valorile Δ_+ și Δ_- se determină astfel:

$$\Delta_+ = \alpha \cdot dx \cdot \Delta t \quad (3.2)$$

$$\Delta_- = \frac{px}{A \cdot E} dx \quad (3.3)$$

Din relațiile de mai sus rezultă că elementul dx se deformează cu Δ :

$$\Delta = \Delta_{\oplus} - \Delta_{-} = \left(\alpha \cdot \Delta t - \frac{p \cdot x}{A \cdot E} \right) \quad (3.4)$$

Capătul tronsonului C.F.J. se dilată pe o lungime $x = L_r$ pentru care $\Delta = 0$.

$$\Delta = 0 \Rightarrow \alpha \cdot \Delta t - \frac{p L_r}{A \cdot E} = 0 \Rightarrow L_r = \frac{A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t}{p} \quad (3.5)$$

Se constată că în secțiunea $x = L_r$ de la capătul șinei s-a realizat o situație de echilibru. În această secțiune deformația datorită variațiilor de temperatură în șină este nulă, situație care se menține pe toată porțiunea centrală a C.F.J.

Deplasarea capătului liber (Δl) al C.F.J. se poate calcula astfel:

$$\Delta l = \int_0^{L_r} \left(\alpha \cdot \Delta t - \frac{p \cdot x}{A \cdot E} \right) dx = \alpha \cdot L_r \cdot \Delta t - \frac{p \cdot L_r^2}{2 \cdot A \cdot E} \quad (3.6)$$

Din relațiile (3.5) și (3.6) rezultă:

$$\Delta l = \frac{A \cdot E \cdot \alpha^2 \cdot \Delta t^2}{2p} = \frac{F_{\max} \cdot L_r}{2A \cdot E} \quad (3.7)$$

Relația (3.7) reprezintă suprafața triunghiului ACD la scara 1 : AE .

În continuare sunt prezentate diagramele de eforturi axiale și de deplasări ale capătului liber pentru:

- panou normal de cale ferată;
- cale fără joante;
- întreruperi de C.F.J. cu un panou tampon.

1. Diagrame de eforturi axiale și deplasarea capetelor pentru un panou normal de cale ferată.

Se consideră un panou de cale ferată având lungimea l și temperatura de montaj t_m . Admițând variația temperaturii în șină după (3.1) rezultă diagramele de eforturi axiale din figura 3.2 .

În figura 3.2 p reprezintă rezistența opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea în lung a căii iar P este rezistența dată de eclisaj la aceeași deplasare. Se admite că temperatura de îngheț a prisme este de -10 °C iar cea de dezgheț este de $+5$ °C. Rezistența opusă de prinderea șinei de traverse p' este mai mică decât rezistența dată de prisma de piatră spartă înghețată.

Relațiile de calcul ale eforturilor axiale și deplasării capătului cadrului șine-traverse sunt arătate în continuare pentru cele 11 etape.

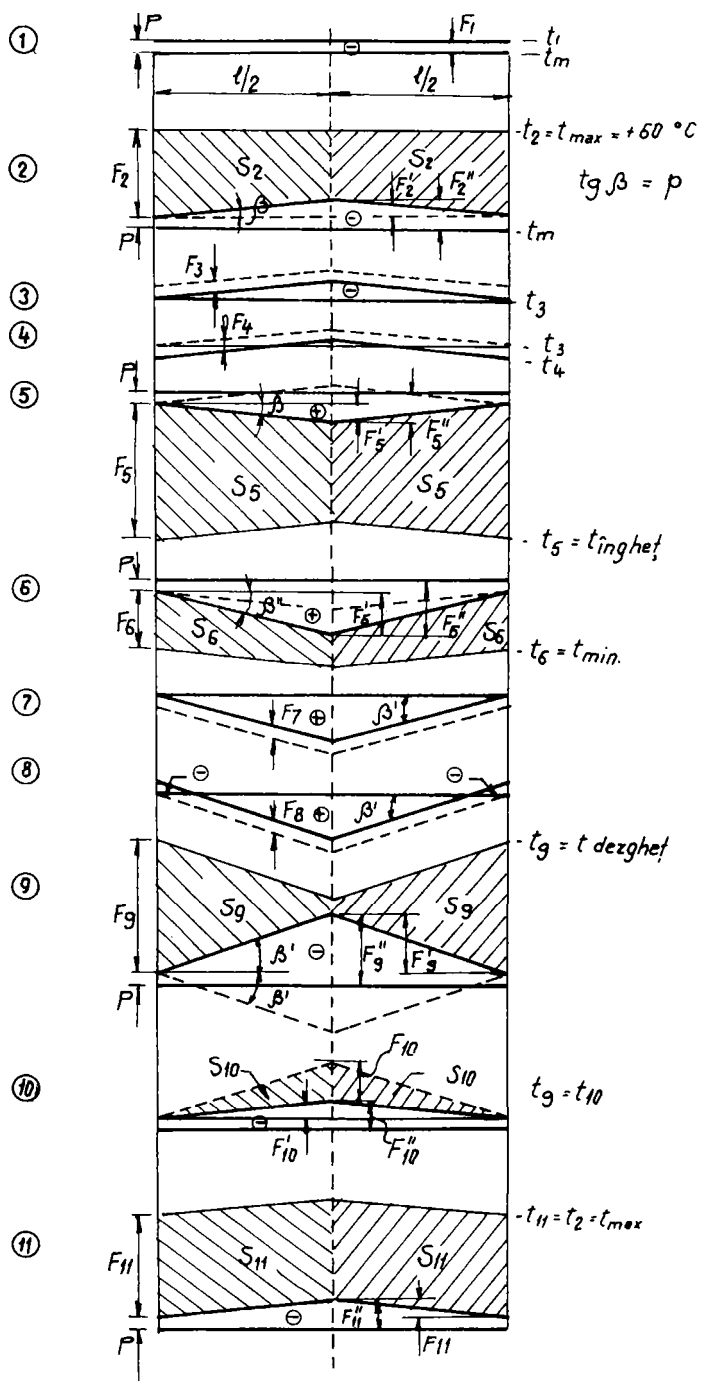


Fig. 3.2 Diagrame de eforturi axiale pentru un panou de cale ferată

Etapa 1-a

$$F_1 = P = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_1 \quad \Rightarrow \quad \Delta t_1 = \frac{P}{A \cdot E \cdot \alpha} \quad (3.8)$$

$$t_1 = t_m + \Delta t_1 \quad (3.9)$$

$$\Delta l_1 = 0 \quad (3.10)$$

Etapa a 2-a

$$F_2 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_2 \quad ; \quad \Delta t_2 = t_2 - t_1 = t_{\max} - t_1 \quad (3.11)$$

$$F_2^I = p \cdot \frac{l}{2} \quad ; \quad F_2^{II} = P + p \cdot \frac{l}{2} \quad (3.12)$$

$$\Delta l_2 = \frac{S_2}{A \cdot E} = \frac{2F_2 - F_2^I}{4A \cdot E} \cdot l \quad (3.13)$$

Etapa a 3-a

$$F_3 = P \quad \Rightarrow \quad \Delta t_3 = \Delta t_1 \quad (3.14)$$

$$t_3 = t_2 - \Delta t_1 \quad (3.15)$$

$$\Delta l_3 = 0$$

Etapa a 4-a

$$F_4 = P \quad \Rightarrow \quad \Delta t_4 = \Delta t_1 \quad (3.16)$$

$$t_4 = t_3 - \Delta t_1 \quad (3.17)$$

$$\Delta l_4 = 0 \quad (3.18)$$

Etapa a 5-a

$$F_5 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_5 \quad ; \quad t_5 = t_{\text{inghet}} \quad ; \quad \Delta t_5 = t_4 - t_5 \quad (3.19)$$

$$F_5^I = p \cdot \frac{l}{2} \quad ; \quad F_5^{II} = P + p \cdot \frac{l}{2} \quad (3.20)$$

$$\Delta l_5 = \frac{S_5}{A \cdot E} = \frac{F_5 - F_5^I}{2A \cdot E} \cdot l \quad (3.21)$$

Etapa a 6-a

$$F_6 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_6 \quad ; \quad t_6 = t_{\min} \quad ; \quad \Delta t_6 = t_5 - t_6 \quad (3.22)$$

$$F_6^I = p^I \cdot \frac{l}{2} \quad ; \quad F_6^{II} = P + p^I \cdot \frac{l}{2} \quad (3.23)$$

$$\Delta l_6 = \frac{S_6}{A \cdot E} = \frac{(2F_6 - F_6^I + F_5^I)}{4A \cdot E} \cdot l \quad (3.24)$$

Etapa a 7-a

$$F_7 = P \quad \Rightarrow \quad \Delta t_7 = \Delta t_1 \quad (3.25)$$

$$t_7 = t_6 + \Delta t_1 \quad (3.26)$$

$$\Delta t_7 = 0 \quad (3.27)$$

Etapa a 8-a

$$F_8 = P \quad \Rightarrow \quad \Delta t_8 = \Delta t_1 \quad (3.28)$$

$$t_8 = t_7 + \Delta t_1 \quad (3.29)$$

$$\Delta t_8 = 0 \quad (3.30)$$

Etapa a 9-a

$$F_9 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_9 \quad ; \quad \Delta t_9 = t_9 - t_8 = t_{dezghe\breve{t}} - t_8 \quad (3.31)$$

$$F_9^I = p^I \cdot \frac{l}{2} \quad ; \quad F_9^{II} = P + p^I \cdot \frac{l}{2} \quad (3.32)$$

$$\Delta t_9 = \frac{S_9}{A \cdot E} = \frac{F_9 - F_5^I}{2A \cdot E} \cdot l \quad (3.33)$$

Etapa a 10-a

$$F_{10} = (p^I - p) \frac{l}{2} \quad ; \quad t_9 = t_{10} \quad (3.34)$$

$$F_{10}^I = p \cdot \frac{l}{2} \quad ; \quad F_{10}^{II} = P + p \cdot \frac{l}{2} \quad (3.35)$$

$$\Delta t_{10} = \frac{S_{10}}{A \cdot E} = \frac{p^I - p}{8A \cdot E} \cdot l^2 \quad (detenta \text{ din } dezghe\breve{t})$$

(3.36)

Etapa a 11-a

$$F_{11} = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_{11} \quad ; \quad \Delta t_{11} = t_{11} - t_{10} = t_{max} - t_{10} \quad (3.37)$$

$$F_{11}^I = F_{10}^I = p \cdot \frac{l}{2} \quad ; \quad F_{11}^{II} = F_{10}^{II} = P + p \cdot \frac{l}{2} \quad (3.38)$$

$$\Delta t_{11} = \frac{S_{11}}{A \cdot E} = \frac{F_{11} \cdot l}{2A \cdot E} \quad (3.39)$$

În figura 3.3 este prezentată deplasarea capătului panoului (Δl) în funcție de variația temperaturii în șină. Valorile de pe abscisă corespund unui panou tip 49 având $l=25m$, $p=14 daN/cm$, $p'=30 daN/cm$ și $P=10\ 000 daN$.

2. Diagrame de eforturi axiale și deplasarea capătului liber pentru o C.F.J.

Variația eforturilor și deplasarea capătului liber pentru o C.F.J. se analizează în cadrul ciclului anual de temperaturi (3.1). Se consideră cadrul șine-traverse ca fiind o bară având

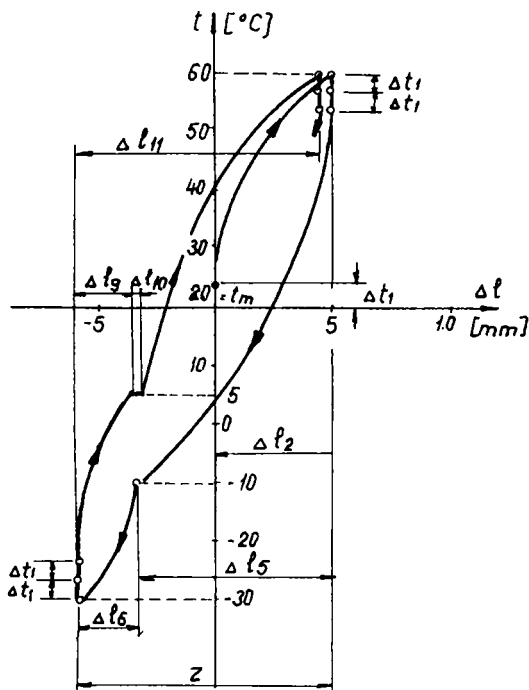


Fig. 3.3 Diagrama deplasărilor pentru un panou de cale ferată

temperatura de fixare t_f . Folosind aceleași notații ca la punctul 1 rezultă diagramele de eforturi axiale din figura 3.4.

Relațiile de calcul ale eforturilor axiale și ale deplasărilor capătului C.F.J. pentru cele 11 etape sunt arătate în continuare:

Etapa 1-a

$$F_1 = P = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_1 \quad \Rightarrow \quad \Delta t_1 = \frac{P}{A \cdot E \cdot \alpha} \quad (3.40)$$

$$t_1 = t_f + \Delta t_1 \quad (3.41)$$

$$\Delta t_1 = 0 \quad (3.42)$$

Etapa a 2-a

$$F_2 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_2 \quad ; \quad \Delta t_2 = t_2 - t_1 = t_{max} - t_1 \quad (3.43)$$

$$F_2^I = P + F_2 \quad ; \quad F_2^{II} = P + p \cdot \frac{l}{2} \quad (3.44)$$

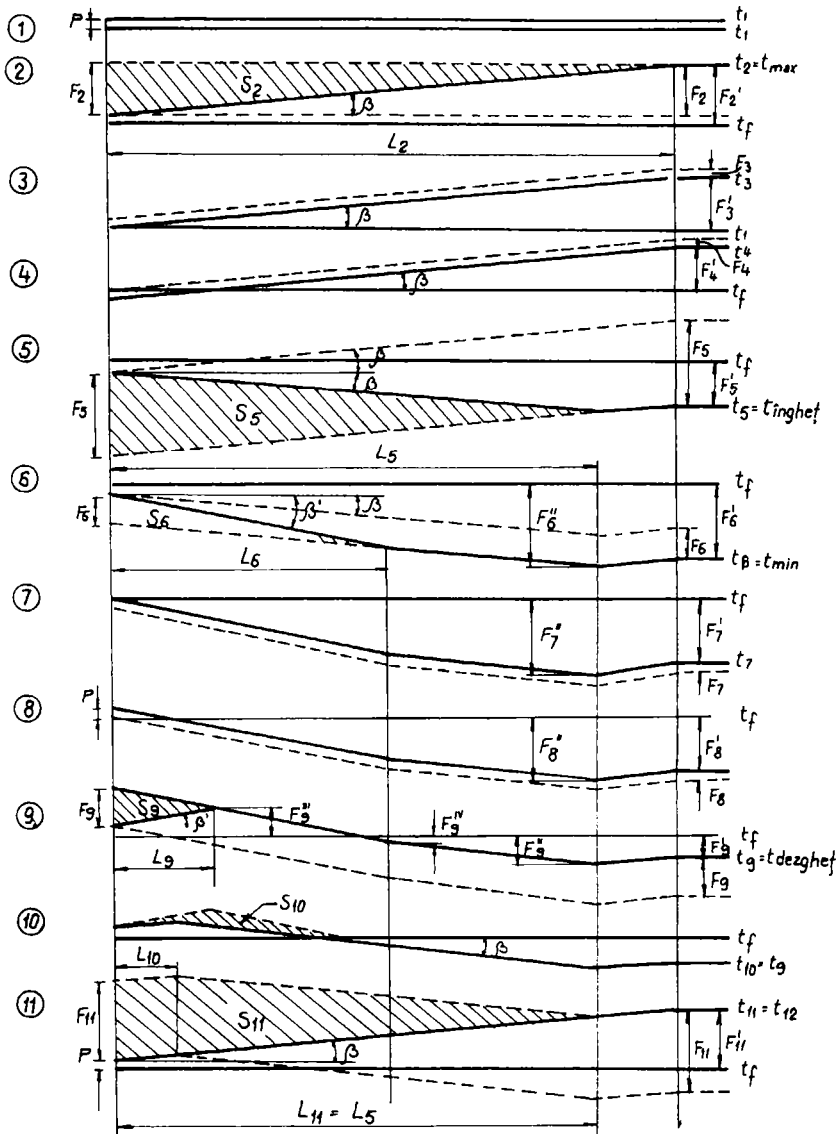


Fig. 3.4 Diagrama de eforturi axiale pentru C.F.J.

$$L_2 = \frac{F_2}{p} \quad (3.45)$$

$$\Delta l_2 = \frac{S_2}{A \cdot E} = \frac{F_2 \cdot L_2}{2 \cdot A \cdot E} \quad (3.46)$$

Etapa a 3-a

$$F_3 = P \quad \Rightarrow \quad \Delta t_3 = \Delta t_1 \quad (3.47)$$

$$t_3 = t_2 - \Delta t_3 = t_2 - \Delta t_1 \quad (3.48)$$

$$F_3^I = F_2^I - P = F_2 \quad (3.49)$$

$$\Delta l_3 = 0 \quad (3.50)$$

Etapa a 4-a

$$F_4 = P \quad \Rightarrow \quad \Delta t_4 = \Delta t_1 \quad (3.51)$$

$$t_4 = t_3 - \Delta t_4 = t_3 - \Delta t_1 = t_2 - 2 \cdot \Delta t_1 \quad (3.52)$$

$$F_4^I = F_3^I - P = F_2 - P \quad (3.53)$$

$$\Delta l_4 = 0 \quad (3.54)$$

Etapa a 5-a

$$F_5 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_5 \quad ; \quad \Delta t_5 = t_4 - t_5 = t_4 - t_{\text{inghet}} \quad (3.55)$$

$$F_5^I = F_4^I - F_5 \quad (3.56)$$

$$L_5 = \frac{F_5}{2 \cdot p} \quad (3.57)$$

$$F_5^I = -P - p \cdot L_5 \quad (3.58)$$

$$\Delta l_5 = \frac{S_5}{A \cdot E} = \frac{F_5 \cdot L_5}{2 \cdot A \cdot E} \quad (3.59)$$

Etapa a 6-a

$$F_6 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_6 \quad ; \quad \Delta t_6 = t_5 - t_6 = t_5 - t_{\text{min}} \quad (3.60)$$

$$F_6^I = -F_6 + F_5^I \quad (3.61)$$

$$L_6 = \frac{F_6}{p^I - p} \quad (3.62)$$

$$F_6^{II} = F_6^I - p \cdot (L_2 - L_5) \quad (3.63)$$

$$\Delta l_6 = \frac{S_6}{A \cdot E} = \frac{F_6 \cdot L_6}{2 \cdot A \cdot E} \quad (3.64)$$

Etapa a 7-a

$$F_7 = P \quad \Rightarrow \quad \Delta t_7 = \Delta t_1 \quad (3.65)$$

$$t_7 = t_6 + \Delta t_1 \quad (3.66)$$

$$\Delta l_7 = 0 \quad (3.67)$$

$$F_7^I = F_6^I + P \quad ; \quad F_7^{II} = F_6^{II} + P \quad (3.68)$$

Etapa a 8-a

$$F_8 = P \quad \Rightarrow \quad \Delta t_8 = \Delta t_1 \quad (3.69)$$

$$t_8 = t_7 + \Delta t_1 = t_6 + 2 \cdot \Delta t_1 \quad (3.70)$$

$$\Delta t_8 = 0 \quad (3.71)$$

$$F_8^I = F_7^I + P \quad ; \quad F_8^{II} = F_7^{II} + P \quad (3.72)$$

Etapa a 9-a

$$F_9 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_9 \quad ; \quad \Delta t_9 = t_9 - t_8 = t_{dezghet} - t_8 \quad (3.73)$$

$$L_9 = \frac{F_9}{2 \cdot p^I} \quad (3.74)$$

$$F_9^I = F_8^I + F_9 \quad ; \quad F_9^{II} = F_8^{II} + F_9 \quad (3.75)$$

$$F_9^{III} = P + p^I \cdot L_9 \quad ; \quad F_9^{IV} = F_9^{III} - p^I \cdot (L_6 - L_9) \quad (3.76)$$

$$\Delta t_9 = \frac{S_9}{A \cdot E} = \frac{F_9 \cdot L_9}{2 \cdot A \cdot E} \quad (3.77)$$

Etapa a 10-a

$$F_{10} = 0 \quad ; \quad \Delta t_{10} = 0 \quad (3.78)$$

$$L_{10} = \frac{F_9^{IV} - P}{2 \cdot p} + \frac{L_6}{2} \quad (3.79)$$

$$\Delta t_{10} = \frac{S_{10}}{AE} = \frac{-pL_{10}^2 + p^I L_9 (2L_{10} - L_9) + \frac{P^I - P}{2} L_6 (L_6 - 2L_{10})}{AE} \quad (3.80)$$

Etapa a 11-a

$$F_{11} = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_{11} \quad ; \quad \Delta t_{11} = t_{11} - t_{10} = t_{max} - t_{dezghet} \quad (3.81)$$

$$F_{11}^I = F_{11} + F_9^I \quad ; \quad F_{11}^{II} = F_{11} + F_9^{II} \quad (3.82)$$

$$L_{11} = \frac{F_{11}^{II} - P + p \cdot L_5}{2 \cdot p} = L_5 \quad (3.83)$$

$$\Delta t_{11} = \frac{S_{11}}{A \cdot E} = \frac{F_{11} \cdot (L_{10} - L_{11})}{2 \cdot A \cdot E} \quad (3.84)$$

În figura 3.5 este prezentată deplasarea capătului C.F.J. (Δl) în funcție de variația temperaturii în șină. Valorile din diagramă corespund unei C.F.J. tip 49 cu $p=14 \text{ daN/cm}$, $p'=30 \text{ daN/cm}$ și $P=10\,000 \text{ daN}$.

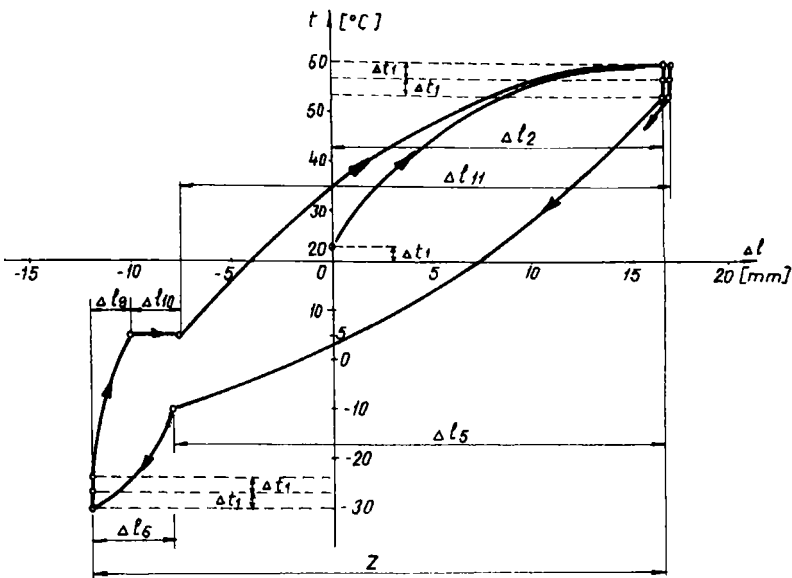


Fig. 3.5 Diagrama deplasării capătului liber al C.F.J.

3. Întreruperea C.F.J. cu un panou tampon

Variația eforturilor și modificarea rostului de dilatație se analizează în cadrul ciclului anual de temperaturi (3.1). Temperatura de fixare a C.F.J. (t_f), este egală cu temperatura de montaj (t_m) a panoului tampon. Folosind notațiile de la pct. 3.1. se obțin diagramele de eforturi axiale din figura 3.6.

Relațiile de calcul ale eforturilor axiale și ale deplasării capetelor de șină pentru cele 10 etape sunt arătate în continuare. Deplasările Δl_{i1} corespund panoului tampon iar Δl_{i2} se referă la deplasarea capătului C.F.J. La montare, între panoul tampon și C.F.J. se asigură un rost de montaj λ_m .

Etapa 1-a

$$F_1 = P = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_1 \quad \Rightarrow \quad \Delta t_1 = \frac{P}{A \cdot E \cdot \alpha} \quad (3.85)$$

$$t_1 = t_f + \Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_1 = 0 \quad (3.86)$$

Etapa a 2-a

$$F_2 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_2 \quad ; \quad \Delta t_2 = t_2 - t_1 \quad ; \quad t_2 = t_1 + \Delta t_2 \quad (3.87)$$

unde:

- t_2 este temperatura la care se produce închiderea rostului de montaj.

$$L_2 = \frac{F_2'}{P} \quad (3.88)$$

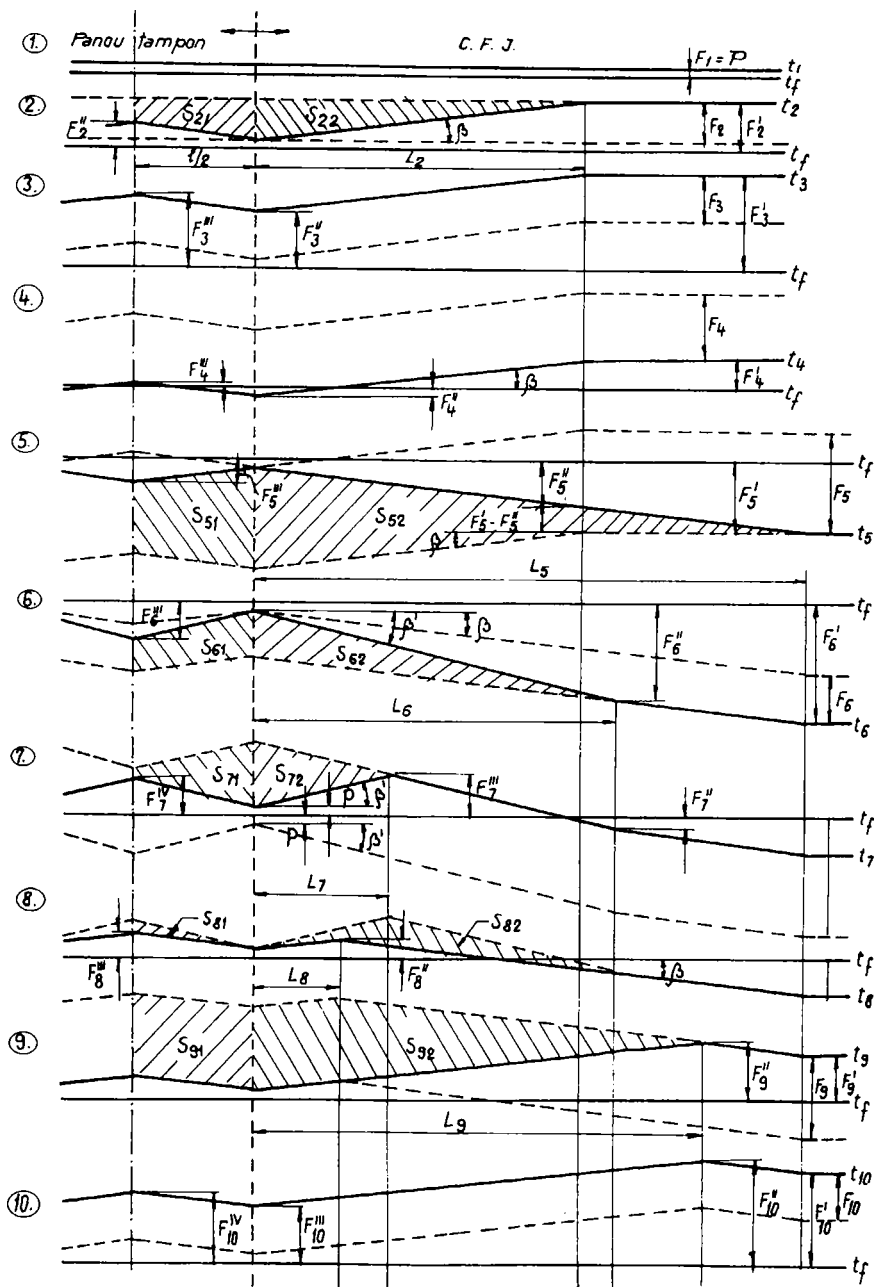


Fig. 3.6 Diagrame de eforturi la întreruperea C.F.J. cu un panou tampon

$$\Delta l_{21} = \frac{S_{21}}{AE} = \frac{(2F_2 - F_{21}) \cdot l}{4AE} = \frac{l}{4AE} \left(2AE\alpha\Delta t_2 - p \frac{l}{2} \right) \quad (3.89)$$

$$\Delta l_{22} = \frac{S_{22}}{AE} = \frac{F_2 \cdot L_2}{2AE} = \frac{AE\alpha^2}{2p} \cdot \Delta t_2^2 \quad (3.90)$$

$$\Delta l_{21} + \Delta l_{22} = \frac{AE\alpha^2}{2p} \cdot \Delta t_2^2 + \frac{\alpha \cdot l}{2} \cdot \Delta t_2 - \frac{pl^2}{8AE} = \lambda_m \quad (3.91)$$

Din ecuația (3.91) rezultă valoarea Δt_2 pentru care se produce închiderea rostului de montaj λ_m .

$$F_2^I = F_1 + F_2 = P + F_2 \quad ; \quad F_2^{II} = p \frac{l}{2} + P \quad (3.92)$$

Etapa a 3-a

$$F_3 = AE\alpha\Delta t_3 \quad ; \quad \Delta t_3 = t_3 - t_2 = t_{max} - t_2 \quad (3.93)$$

$$F_3^I = F_2^I + F_3 \quad ; \quad F_3^{II} = P + F_3 \quad ; \quad F_3^{III} = F_2^{II} + F_3 \quad (3.94)$$

$$\Delta l_3 = 0 \quad (3.95)$$

Etapa a 4-a

În etapa a 4-a temperatura în șină scade de la $t_3 = t_{max}$ la t_4 , temperatură la care rezistența eclisajului (P) se opune contracției barei.

$$F_4 = AE\alpha\Delta t_4 \quad ; \quad \Delta t_4 = \Delta t_3 + 2\Delta t_1 \quad ; \quad t_4 = t_3 - \Delta t_4 \quad (3.96)$$

$$\Delta l_4 = 0 \quad (3.97)$$

$$F_4^I = F_3^I - F_4 \quad ; \quad F_4^{II} = -P \quad ; \quad F_4^{III} = -P + p \frac{l}{2} \quad (3.98)$$

Etapa a 5-a

$$F_5 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_5 \quad ; \quad \Delta t_5 = t_4 - t_5 = t_4 - t_{inghet} \quad (3.99)$$

$$F_5^I = F_4^I - F_5 \quad ; \quad F_5^{II} = -P - pL_2 = -F_2^I \quad ; \quad F_5^{III} = -P - p \frac{l}{2} \quad (3.100)$$

$$L_5 = \frac{F_5^I - P}{p} \quad (3.101)$$

$$\Delta l_{51} = \frac{S_{51}}{AE} = \frac{(2F_5 - pl) \cdot l}{4AE} \quad (3.102)$$

$$\Delta l_{52} = \frac{S_{52}}{AE} = \frac{F_5 L_2 + (-F_5^I + F_5^{II}) L_5}{2AE} \quad (3.103)$$

$$\Delta l_5 = \lambda_5 = \Delta l_{51} + \Delta l_{52} \quad (3.104)$$

Etapa a 6-a

$$F_6 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_6 \quad ; \quad \Delta t_6 = t_5 - t_6 = t_5 - t_{min} \quad (3.105)$$

$$L_6 = \frac{F_6}{p^I - p} \quad (3.106)$$

$$F_6^I = F_5^I - F_6 \quad ; \quad F_6^{II} = -P - p^I L_6 \quad ; \quad F_6^{III} = -P - p^I \frac{l}{2} \quad (3.107)$$

$$\Delta l_{61} = \frac{S_{651}}{AE} = \frac{2F_6 + (p^I - p)l}{8AE} \cdot l \quad (3.108)$$

$$\Delta l_{62} = \frac{S_{652}}{AE} = \frac{F_6 \cdot L_6}{2AE} \quad (3.109)$$

$$\Delta l_6 = \Delta l_{61} + \Delta l_{62} \quad ; \quad \lambda_6 = \lambda_5 + \Delta l_6 \quad (3.110)$$

În continuare se consideră că $\lambda_6 \leq \lambda_{max\ admis}$. Pentru $\lambda_6 > \lambda_{max\ admis}$, rezolvarea este prezentată la capitolul 3.3.1.

Etapa a 7-a

$$F_7 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_7 \quad ; \quad \Delta t_7 = t_7 - t_6 = t_{dezghet} - t_{min} \quad (3.111)$$

$$F_7^I = F_6^I - F_7 \quad ; \quad F_7^{II} = F_7^I + (L_5 - L_6)p \quad ; \quad F_7^{IV} = P + p \cdot \frac{l}{2} \quad (3.112)$$

$$L_7 = \frac{F_7 - 2P}{2p^I} \quad (3.113)$$

$$F_7^{III} = P + p^I L_7 \quad (3.114)$$

$$\Delta l_{71} = \frac{S_{71}}{AE} = \frac{2F_7 - 4P - p^I l}{4AE} \cdot l \quad (3.115)$$

$$\Delta l_{72} = \frac{S_{72}}{AE} = \frac{(F_7 - 2P) \cdot L_7}{2AE} \quad (3.116)$$

$$\Delta l_7 = \Delta l_{71} + \Delta l_{72} \quad ; \quad \lambda_7 = \lambda_6 + \Delta l_7 \quad (3.117)$$

Etapa a 8-a

$$F_8 = 0 \quad ; \quad \Delta t_8 = 0 \quad ; \quad t_7 = t_8 = t_{dezghet} \quad (3.118)$$

$$L_8 = \frac{F_7^{II} - P}{2p} + \frac{L_6}{2} \quad (3.119)$$

$$F_8^I = F_7^I \quad ; \quad F_8^{II} = P + p \cdot L_8 \quad ; \quad F_8^{III} = P + p \frac{l}{2} \quad (3.120)$$

$$\Delta l_{81} = \frac{S_{81}}{AE} = \frac{p - p^I}{8AE} \cdot l^2 \quad (3.121)$$

$$\Delta l_{12} = \frac{S_{12}}{AE} = -p l_{\gamma}^2 + p' L_{\gamma} (2L_{\gamma} - l_{\gamma}) + \frac{P - P'}{2} L_{\gamma} (L_{\gamma} - 2l_{\gamma})$$

$$\Delta l_1 = \Delta l_{11} + \Delta l_{12} \quad ; \quad \lambda_1 = \lambda_{\gamma} - \Delta l_1 \quad (3.122)$$

Etapa a 9-a

$$F_9 = A \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t_9 \quad ; \quad \Delta t_9 = t_9 - t_1 \quad (3.123)$$

unde t_9 este temperatura la care se închide rostul λ_8 ;

$$\Delta l_{91} = \frac{S_{91}}{AE} = \frac{F_9 \cdot l}{2AE} = \frac{\alpha l}{2} \cdot \Delta t_9 \quad (3.124)$$

$$\Delta l_{92} = \frac{S_{92}}{AE} = \frac{F_9 l_{\gamma} + (L_9 - L_{\gamma}) F_9 \frac{1}{2}}{AE} = \frac{AE \alpha^2}{4p} \Delta t_9^2 + \alpha l_{\gamma} \Delta t_9 \quad (3.125)$$

$$\Delta l_9 = \frac{AE \alpha^2}{4p} \Delta t_9^2 + \alpha \left(\frac{l}{2} + L_{\gamma} \right) \Delta t_9 = \lambda_1 \quad (3.126)$$

Una din soluțiile ecuației de gradul doi (3.126) este Δt_9 .

$$F_9^I = F_1^I + F_9 \quad ; \quad F_9^{II} = P + L_9 p \quad (3.127)$$

$$L_9 = L_1 + \frac{F_9}{2p} \quad (3.128)$$

Etapa a 10-a

$$F_{10} = AE \alpha \Delta t_{10} \quad ; \quad \Delta t_{10} = t_{10} - t_9 = t_{max} - t_9 \quad (3.129)$$

$$F_{10}^I = F_9^I + F_{10} \quad ; \quad F_{10}^{II} = F_9^{II} + F_{10} \quad ;$$

$$F_{10}^{III} = P + F_{10} \quad ; \quad F_{10}^{IV} = F_1^{III} + F_{10} \quad (3.130)$$

$$\Delta l_{10} = 0 \quad (3.131)$$

În figura 3.7 este prezentată variația rostului de dilatație în funcție de variația temperaturii în șină. Valorile din diagramă corespund unei suprastructuri tip 49 cu $t_f - t_m = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, $p = 14 \text{ daN/cm}^2$, $p' = 30 \text{ daN/cm}^2$, $P = 10\,000 \text{ daN}$, având rostul de montaj $\lambda_m = 5 \text{ mm}$ și admitând că $\lambda_0 = \lambda_{max} \leq \lambda_{max \text{ admis}}$.

3.1. Solicitarea șuruburilor orizontale la forfecare

Dacă rostul λ_0 determinat cu relațiile 3.105 ... 3.110 este mai mare decât rostul maxim admis $\lambda_{max \text{ admis}}$ este necesară calcularea temperaturii t_{0f} la care rostul devine $\lambda_{0f} = \lambda_{max \text{ admis}}$ precum și a solicitării șuruburilor orizontale la forfecare datorită scăderii temperaturii în șină de la t_{0f} la $t_f = t_{min} = -30 \text{ }^\circ\text{C}$. Se folosesc în continuare notațiile de la cap. 3.3 admitându-se că primele cinci etape sunt identice cu cele prezentate la în acest capitol. Diagramele de eforturi axiale pentru etapele 6.1 ... 10 sunt prezentate în figura 3.8.

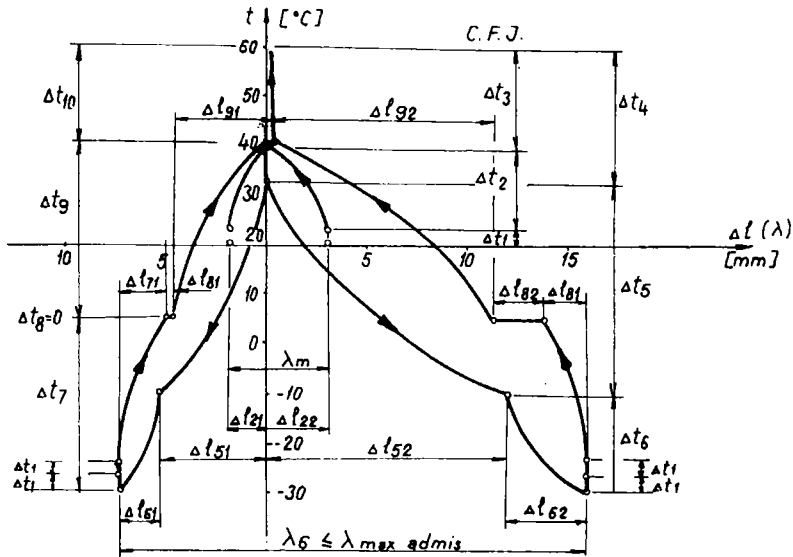


Fig. 3.7 Diagrama variației rostului la întreruperea C.F.J. cu un panou tampon

Relațiile de calcul ale eforturilor axiale și deplasării capetelor de șină pentru cele 6 etape analizate (fig. 3.8) sunt prezentate în continuare.

Etapa 6.1

$$F_{6.1} = AE\alpha\Delta t_{6.1} \quad ; \quad \Delta t_{6.1} = t_5 - t_{6.1} \quad (3.132)$$

$$\Delta l_{6.1}^I = \frac{S_{6.1}^I}{AE} = \alpha l \Delta t_{6.1} + \frac{p^I - p}{4AE} l^2 \quad (3.133)$$

$$\Delta l_{6.2}^I = \frac{S_{6.2}^I}{AE} = \frac{F_{6.1} \cdot L_{6.1}}{2AE} = \frac{AE\alpha^2}{2(p^I - p)} \cdot \Delta t_{6.1}^2 \quad (3.134)$$

$$\Delta l_{6.1}^I + \Delta l_{6.2}^I = \lambda_{max\ admis} - \lambda_s \quad (3.135)$$

Din relațiile 3.133, 3.134 și 3.135 rezultă ecuația de gradul 2 având necunoscuta $\Delta t_{6.1}$:

$$\frac{AE\alpha^2}{2(p^I - p)} \cdot \Delta t_{6.1}^2 + \alpha l \cdot \Delta t_{6.1} + \frac{p^I - p}{4AE} \cdot l^2 - \lambda_r = 0 \quad (3.136)$$

Una din soluțiile ecuației 3.136 (cea pozitivă) este $\Delta t_{6.1}$. În continuare se calculează:

$$L_{6.1} = \frac{F_{6.1}}{p^I - p} \quad (3.137)$$

$$t_{6.1} = t_5 - \Delta t_{6.1} \quad (3.138)$$

$$F_{6.1}^I = F_5^I - F_{6.1} \quad ; \quad F_{6.1}^{II} = -P - p^I L_{6.1}$$

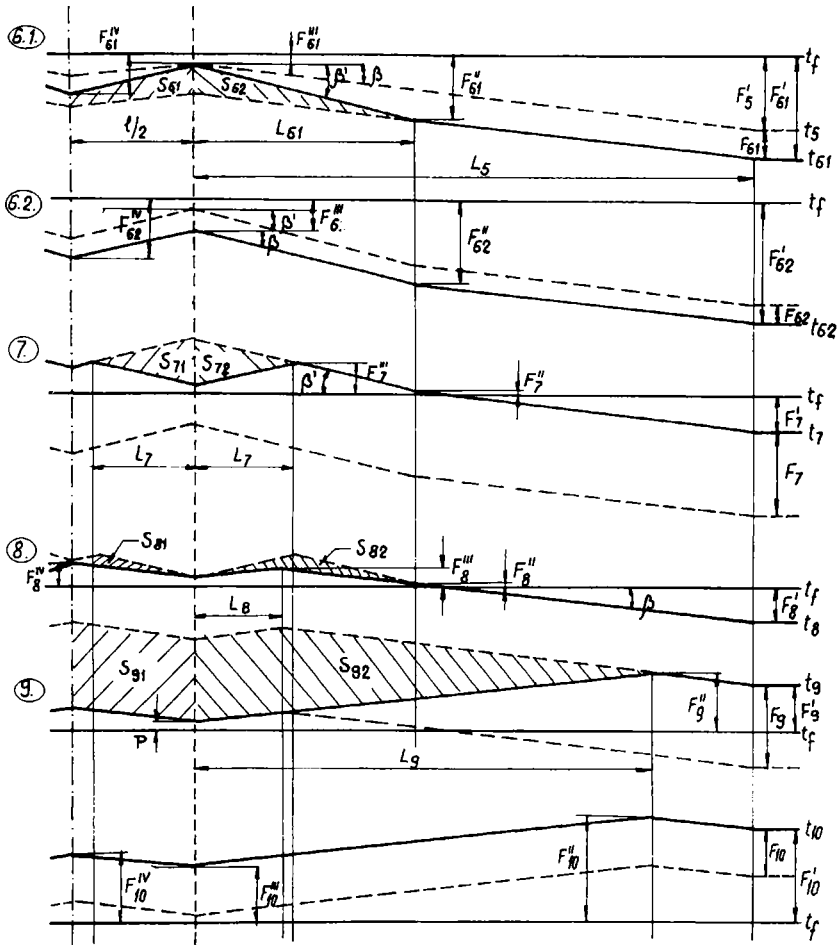


Fig. 3.8 Diagrame de eforturi la întreruperea C.F.J. cu un panou tampon dacă $\lambda_{6.1} = \lambda_{max admis}$

$$F_{6.1}^{III} = -P \quad ; \quad F_{6.1}^{IV} = -P - p^I \frac{l}{2} \quad (3.139)$$

Etapa 6.2

$$F_{6.2} = AE\alpha\Delta t_{6.2} \quad ; \quad \Delta t_{6.2} = t_{6.1} - t_6 = t_{6.1} - t_{min} \quad (3.140)$$

$$\Delta t_{6.2} = 0 \quad (3.141)$$

$$F_{6.2}^I = F_{6.1}^I - F_{6.2} \quad ; \quad F_{6.2}^{II} = F_{6.1}^{II} - F_{6.2} \quad (3.142)$$

$$F_{6.2}^{III} = F_{6.1}^{III} - F_{6.2} \quad ; \quad F_{6.2}^{IV} = F_{6.1}^{IV} - F_{6.2}$$

Etapa a 7-a

$$F_7 = AE\alpha\Delta t_7 \quad ; \quad \Delta t_7 = t_7 - t_6 = t_{dezagheț} - t_{min} \quad (3.143)$$

$$F_7^I = F_{6.2}^I + F_7 \quad ; \quad F_7^{II} = F_{6.2}^{II} + F_7 \quad ; \quad F_7^{III} = P + p' L_7 \quad (3.144)$$

$$L_7 = \frac{F_7 - 2P - F_{6.2}}{2p'} \quad (3.145)$$

$$\Delta l_{71} = \Delta l_{72} = \frac{S_{71}}{AE} = \frac{S_{72}}{AE} = \frac{(F_7 - 2P - F_{6.2}) \cdot L_7}{2AE} \quad (3.146)$$

$$\Delta l_7 = \Delta l_{71} + \Delta l_{72} = 2\Delta l_{71} \quad ; \quad \lambda_7 = \lambda_{max\ admis} - \Delta l_7 \quad (3.147)$$

Etapa a 8-a

$$F_8 = 0 \quad ; \quad \Delta t_8 = 0 \quad ; \quad t_8 = t_7 \quad (3.148)$$

$$\Delta l_{81} = \frac{S_{81}}{AE} = \frac{l^2(p' - p) - 2p'(l - 2L_7)^2}{8AE} \quad (3.149)$$

$$\Delta l_{82} = \frac{S_{82}}{AE} = \frac{P(L_7 - L_8) + L_{61}(F_7^{II} - F_8^{III})}{2AE} \quad (3.150)$$

$$\Delta l_8 = \Delta l_{81} + \Delta l_{82} \quad ; \quad \lambda_8 = \lambda_7 - \Delta l_8 \quad (3.151)$$

$$F_8^I = F_7^I \quad ; \quad F_8^{II} = F_7^{II} \quad ; \quad F_8^{III} = P + pL_8 \quad ; \quad F_8^{IV} = P + p \frac{l}{2} \quad (3.152)$$

Etapa a 9-a

$$F_9 = AE\alpha\Delta t_9 \quad ; \quad \Delta t_9 = t_9 - t_8 \quad (3.153)$$

unde t_9 este temperatura la care se încheie rostul λ_8 .

$$L_9 = L_8 + \frac{F_9}{2p} = L_8 + \frac{AE\alpha}{2p} \cdot \Delta t_9 \quad (3.154)$$

$$\Delta l_{91} = \frac{S_{91}}{AE} = \frac{\alpha l}{2} \cdot \Delta t_9 \quad (3.155)$$

$$\Delta l_{92} = \frac{S_{92}}{AE} = \frac{AE\alpha^2}{4p} \cdot \Delta t_9^2 + \alpha L_8 \Delta t_9 \quad (3.156)$$

$$\Delta l_{91} + \Delta l_{92} = \lambda_8 \quad \Rightarrow \quad \frac{AE\alpha^2}{4p} \Delta t_9^2 + \alpha \left(\frac{l}{2} + L_8 \right) \Delta t_9 - \lambda_8 = 0 \quad (3.157)$$

Δt_9 este una din soluțiile ecuației 3.157 .

$$F_9^I = F_9 + F_8^I \quad ; \quad F_9^{II} = P + pL_9 \quad (3.158)$$

Etapa a 10-a

$$F_{10} = AE\alpha\Delta t_{10} \quad ; \quad \Delta t_{10} = t_{10} - t_9 = t_{max} - t_9 \quad (3.159)$$

$$F_{10}^I = F_9^I + F_{10} \quad ; \quad F_{10}^{II} = F_9^{II} + F_{10}$$

$$F_{10}^{III} = P = F_{10} \quad ; \quad F_{10}^{IV} = P + p \frac{l}{2} + F_{10} \quad (3.160)$$

$$\Delta I_{10} = 0 \quad (3.161)$$

În figura 3.9 este prezentată variația rostului de dilatație în funcție de variația temperaturii în șină. Valorile din diagramă corespund aceleiași suprastructuri ca la cap. 3.3, impunându-se $\lambda_{61} = \lambda_{max\ admis}$.

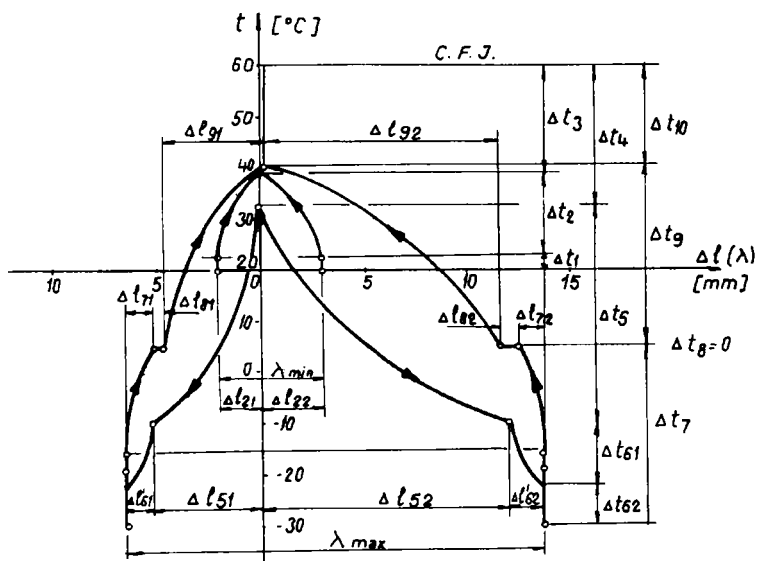


Fig. 3.9 Diagrama variației rostului la întreruperea C.F.J.

cu un panou tampon dacă $\lambda_{61} = \lambda_{max\ admis}$

Asupra șuruburilor orizontale acționează solicitarea $F_{6.2}$.

3.2 Determinarea rezistenței la forfecare a șuruburilor orizontale

Cât timp rostul nu ajunge la valoarea maximă ($\lambda_{max} = 20\ mm$) efortul axial de întindere la care este solicitată joanta este cel mult egal cu rezistența dată de eclisaj [50; 51].

La scăderea în continuare a temperaturii, șuruburile orizontale sunt solicitate la forfecare iar efortul axial de întindere care se transmite prin joantă depășește valoarea rezistenței din eclisaj. Deosebit de important este ca joanta să nu fie scoasă din funcțiune, deci eforturile de întindere transmise prin joantă, după deschiderea rostului la valoarea ei maximă, să nu depășească rezistența la forfecare a șuruburilor orizontale (R_{bf}) sau presiunea admisibilă pe tijă (R_{pt}). La determinarea acestei rezistențe sun admise următoarele ipoteze de calcul:

- efortul unitar admisibil la forfecare (τ_{of}) corespunde grupei de caracteristici 6.6 din STAS 2700/3 și este de $1750\ daN/cm^2$;

- presiunea admisibilă pe tijă (σ_{pt}) corespunzătoare grupei de caracteristici 6.6 din STAS 2700/3 este de 4200 daN/cm^2 ;
- diametrul tijei șurubului orizontal (d) și grosimea inimii șinei (t) corespund tipului de șină ;
- se ține seama de abaterile la diametrele șuruburilor orizontale, a găurilor din eclise, la poziția și diametrele găurilor din șină etc., prin luarea în calcul a unui singur șurub orizontal aferent unui capăt de șină.

Au fost calculate pentru șinele tip 49, 60 și 65 eforturile axiale maxime admise din ambele condiții (R_{af} și R_{pt}), impunându-se condiția ca:

$$R_a = \min(R_{af}; R_{pt}) \quad (3.162)$$

Relațiile de calcul pentru R_{af} și R_{pt} sunt:

$$R_{af} = 1 \text{ șurub} \cdot 2 \text{ secțiuni} \cdot \frac{\pi d^2}{4} \cdot \tau_{af} = \frac{\pi d^2}{2} \cdot \tau_{af} \quad (3.163)$$

$$R_{pt} = d \cdot t \cdot \sigma_{pt} \quad (3.164)$$

Rezultatele acestor calcule sunt prezentate în tabelul 3.1

Tabelul 3.1

Tipul șinei	d [cm]	t [cm]	R_{af} [daN]	R_{pt} [daN]	R_a [daN]
49	2.4	1.40	15 825	14 112	14 112
60	2.4	1.65	15 825	16 632	15 825
65	2.7	1.80	20 029	20 412	20 029

Rezistența din eclisaj (R) se calculează cu formula:

$$R = \frac{4 \cdot F_t \cdot f}{\sin \alpha} \quad (3.165)$$

$$F_t = \frac{2\pi \cdot M}{h + \pi f(d_1 + D)} \quad (3.166)$$

unde:

- M este momentul de strângere a piuliței șurubului orizontal;
- h - pasul filetului șurubului orizontal;
- d_1 - diametrul pe care acționează forța de frecare dintre filetul șurubului și filetul piuliței ;
- D - diametrul pe care acționează forțele de frecare dintre inelul resort și eclisă ;
- F_t - forța de întindere din tija șurubului orizontal ;

- f - coeficientul de frecare dintre eclisă și șină precum și cel dintre filetul șurubului orizontal și filetul piuliței ;
- α - înclinarea umărului șinei față de perpendiculara pe axa de simetrie a șinei ;

Considerând dimensiunile geometrice conform caietelor de șină, momentele finale de strângere a șuruburilor orizontale de 20 daNm și 25 daNm iar $f=0.16$ și $f=0.20$, au rezultat pentru rezistențele din eclisaj valorile din tabelul 3.2:

Tabelul 3.2

Tipul șinei	f	D [cm]	d1 [cm]	h [cm]	R [dan]	
					M=20 daNm	M=25 daNm
49	0.16	3.5	2.2	0.3		
	0.20	3.5	2.2	0.3	8 189	10 236
60	0.16	3.5	2.2	0.3		
	0.20	3.5	2.2	0.3	7 573	9 497
65	0.16	4.0	2.5	0.3		
	0.20	4.0	2.5	0.3	9 449	11 811

Rezistențele R din tabelul 3.2 se referă la un fir al C.F.J.

Valorile din ultima coloană a tabelului 3.1 pot fi luate în calcul fără multiplicarea acestora cu un coeficient de siguranță, deoarece s-a considerat că numai unul din șuruburile orizontale ajunge să fie solicitat la forfecare. Valorile din tabelul 3.2 vor fi luate în calcul dacă rostul maxim (λ_{max}) se obține la o temperatură mai mare decât $t_{min} = -30^{\circ}C$. (III 3.1)

Trebuie ca:

$$F_{62} \leq 2R - P \quad (3.167)$$

4. Rezistența p variabilă

Variația temperaturii șinei în lungul căii duce la deplasări longitudinale ale cadrului șine-traverse. Trebuie făcută distincție clară între variația temperaturii șinei pe o lungime mai mică sau o lungime mai mare a C.F.J. deoarece influența acesteia asupra stabilității căii este diferită.

Este de așteptat ca temperatura variabilă în lungul căii să producă modificări mai mici sau mai importante ale deformatelor inițiale sau chiar ale direcției C.F.J. Aceste modificări sunt asemănătoare cu cele ale unui pod metalic sau cadrului șine-traverse (prevăzut cu aparate de compensare) pe un pod metalic lung [32].

Din acest punct de vedere prezintă o importanță deosebită acele porțiuni scurte de C.F.J unde temperatura șinei urcă sau coboară mult. Asemenea situație poate să apară la trecerea de la C.F.J. în zonă deschisă la cea în tunel (sau zonă acoperită). O situație

asemănătoare poate fi considerată și aceea a variației forțelor longitudinale în șine în zonele de frânare sau accelerare.

Variația forței longitudinale din cauza variației de temperatură în șină și deplasarea în lung a cadrului șine-traverse se poate determina cunoscându-se rezistența p dată de prisma de piatră spartă. În cazul unor forțe orizontal-longitudinale mari rezistența p poate fi considerată constantă și egală cu cea corespunzătoare unei deplasări longitudinale a cadrului șine-traverse de 2 ... 3 mm.

Rezistența p a fost determinată experimental pentru o C.F.J. pe traverse din beton având poza de 1680 trav./km, linia fiind stabilizată [42]. La prima deplasare de 2 ... 3 mm rezistența p avea valori în jurul valorii de 20 daN/cm. După câteva deplasări longitudinale ale cadrului șine-traverse (în ambele sensuri) rezistența p a scăzut la cca. 14 daN/cm.

Dacă deplasarea longitudinală a cadrului șine-traverse este mai mică de 2 ... 3 mm, deci forțele orizontal longitudinale sunt mici, se poate considera că rezistența p variază liniar. La deplasări mai mari trebuie luată în considerare o funcție biliniară pentru variația rezistenței p . (figura 2.46).

Pentru studiul variației rezistenței p autorul a luat în considerare relațiile 2.65 și 2.66, în formă generalizată și anume:

$$\Delta l_x = \hat{\lambda}_x = \frac{S_x}{AE} \quad (3.168)$$

$$S_x = \int_0^x S_x dx = \frac{px}{2l} \left(l^2 - lx + \frac{x^2}{3} \right) \quad (3.169)$$

În expresia (3.169) lungimea l se calculează cu relația 2.44 prezentată în cap. II.

$$l = \sqrt{\frac{6AE\hat{\lambda}}{p}} \quad (3.170)$$

Au fost calculate lungimile de respirație l cu relația 3.170 pentru suprastructurile tip 49, 60 și 65, pentru diferite valori ale rezistenței p (10 ... 20 daN/cm) și pentru câteva valori ale deplasării $\hat{\lambda}$ ($\hat{\lambda}=2.0$; 2.5 și 3 mm). Rezultatele sunt prezentate în tabelele 3.3; 3.4 și 3.5.

Rezistența p_x s-a calculat cu relația:

$$p_x = c \cdot \Delta l_x = c \cdot \hat{\lambda}_x = c \cdot \frac{S_x}{AE} \quad (3.171)$$

Valorile coeficientului de balast c au fost calculate cu relația:

$$c = \frac{p}{\hat{\lambda}} \quad [\text{daN} / \text{cm}^2] \quad (3.172)$$

Valorile obținute sunt prezentate în tabelul 3.6:

Tabelul 3.3

λ [mm] \ p [daN/cm]		$l = f(p, \lambda)$ [m]					Obs
		10	12	14	16	20	
2		56.12	51.23	47.43	44.37	39.69	Șină tip 49
2.5		62.75	57.28	53.03	49.61	44.37	
3		68.74	62.75	58.09	54.34	48.61	

Tabelul 3.4

λ [mm] \ p [daN/cm]		$l = f(p, \lambda)$ [m]					Obs
		10	12	14	16	20	
2		62.24	56.82	52.60	49.20	44.01	Șină tip 60
2.5		69.59	63.52	58.81	55.01	49.20	
3		76.23	69.59	64.42	60.26	53.90	

Tabelul 3.5

λ [mm] \ p [daN/cm]		$l = f(p, \lambda)$ [m]					Obs
		10	12	14	16	20	
2		64.50	58.89	54.52	51.00	45.61	Șină tip 65
2.5		72.12	65.84	60.96	57.02	51.00	
3		79.00	72.12	66.78	62.46	55.86	

Tabelul 3.6

λ [cm] \ p [daN/cm]		$c = \frac{p}{\lambda}$ [daN/cm ³]				
		10	12	14	16	20
0.2		50	60	70	80	100
0.25		40	48	56	64	80
0.3		33.3	40	46.7	53.3	66.7

Valorile p_x au fost determinate în 6 puncte aflate la echi-distanța 0.2l. Rezultatele sunt prezentate în tabelul 3.7. Se arată că valorile din tabelul 3.7 sunt independente de tipul de suprastructură și de valoarea deplasării λ .

Tabelul 3.7

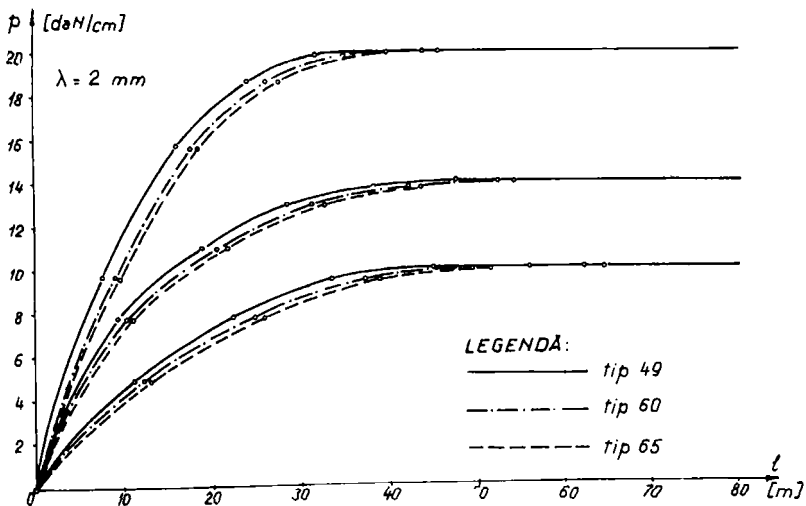
		$p_x = c \cdot \frac{S_x}{AE}$ [daN/cm]					
$\frac{p \text{ [daN/cm]} \backslash x}{}$	x	0	0.21	0.41	0.61	0.81	1
10	0	0	4.88	7.84	9.36	9.92	10.00
12	0	0	5.86	9.41	11.23	11.90	12.00
14	0	0	6.83	10.97	13.10	13.89	14.00
16	0	0	7.81	12.54	14.98	15.87	16.00
20	0	0	9.76	15.68	18.72	19.84	20.00

Este interesant de observat că indiferent de valoarea rezistenței p_x variația rezistenței p_x exprimată în procente este aceeași, așa cum este prezentat în tabelul 3.8:

Tabelul 3.8

x	0	0.21	0.41	0.61	0.81	1
$100 \frac{p_x}{p}$ [%]	0	48.8	78.4	93.6	99.2	100

În diagrama din figura 3.10 este prezentată variația rezistenței p pentru câteva din valorile prezentate în tabelele 3.3 ... 3.7.

Fig. 3.10 Variația rezistenței p

Valorile din tabelul 3.8 sunt prezentate în figura 3.11. Cu abaca din figura 3.11 se poate determina orice rezistență p_x (pe lungimea l de variație liniară) indiferent de tipul suprastructurii.

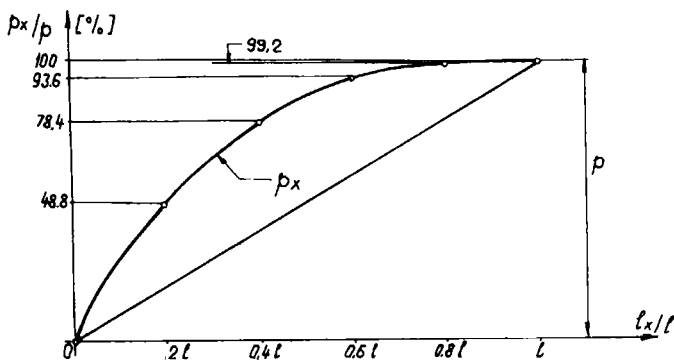


Fig. 3.11 Diagrama p_x generalizată

Pentru studiul eforturilor și al deplasării capătului cadrului șine-traverse autorul admite variația liniară a rezistenței p pe lungimea l . Lungimea l rezultă din condiția 3.170. Pe restul lungimii de respirație a C.F.J. rezistența p este constantă.

5. Diagrame de eforturi și deplasarea capetelor pentru un panou normal de cale ferată dacă rezistența p este variabilă

Se consideră un panou de cale ferată având lungimea l și temperatura de montaj t_m . Admițând variația temperaturii în șină după (3.1) rezultă diagramele de eforturi axiale prezentate în figura 3.12. În aceeași figură sunt prezentate și diagramele de variație a rezistențelor longitudinale p .

În figura 3.12 semnificația simbolurilor este cea prezentată în paragrafele precedente (1; 2; 3) din capitolul III. Relațiile de calcul ale eforturilor axiale și ale deplasării capetelor panoului sunt arătate în continuare pentru cele 11 etape:

Etapa 1-a:

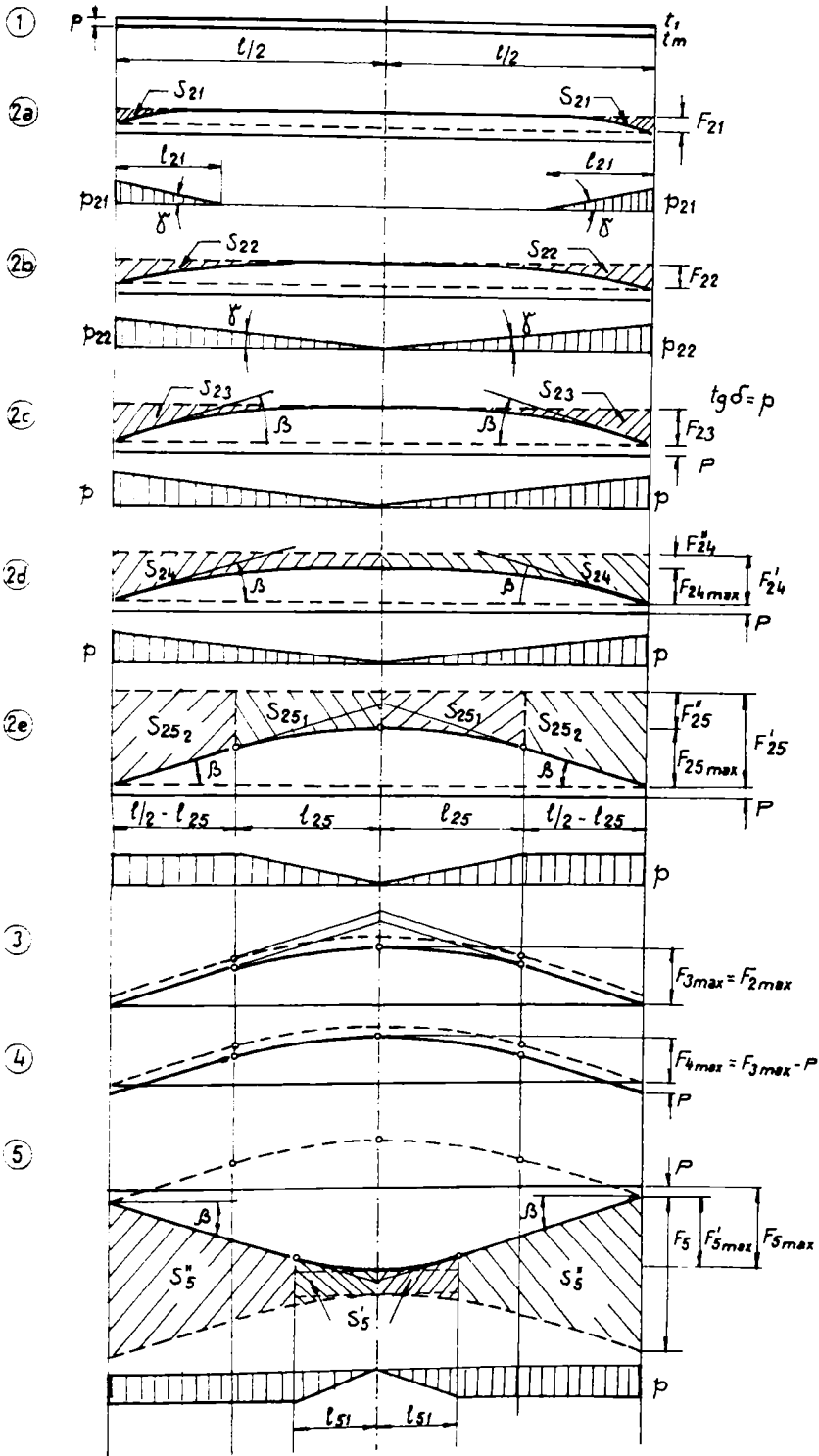
$$F_1 = P = AE\alpha\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta t_1 = \frac{P}{AE\alpha} \quad ; \quad t_1 = t_m + \Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_1 = 0 \quad (3.173)$$

Etapa a 2-a se analizează în etape intermediare:

2.a) Temperatura crește de la t_1 la t_{21} . Pe acest interval doar o parte din rezistența p se activează la capetele panoului pe lungimea $l_{21} < l/2$.

$$P_{21} = l_{21} \cdot tg\gamma = l_{21} \cdot \frac{P}{l_2} \quad (3.174)$$

unde l_2 este lungimea pe care rezistența opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea în lung a cadrului șine-traverse variază liniar de la 0 la p (figura 3.11 și relația 3.170)



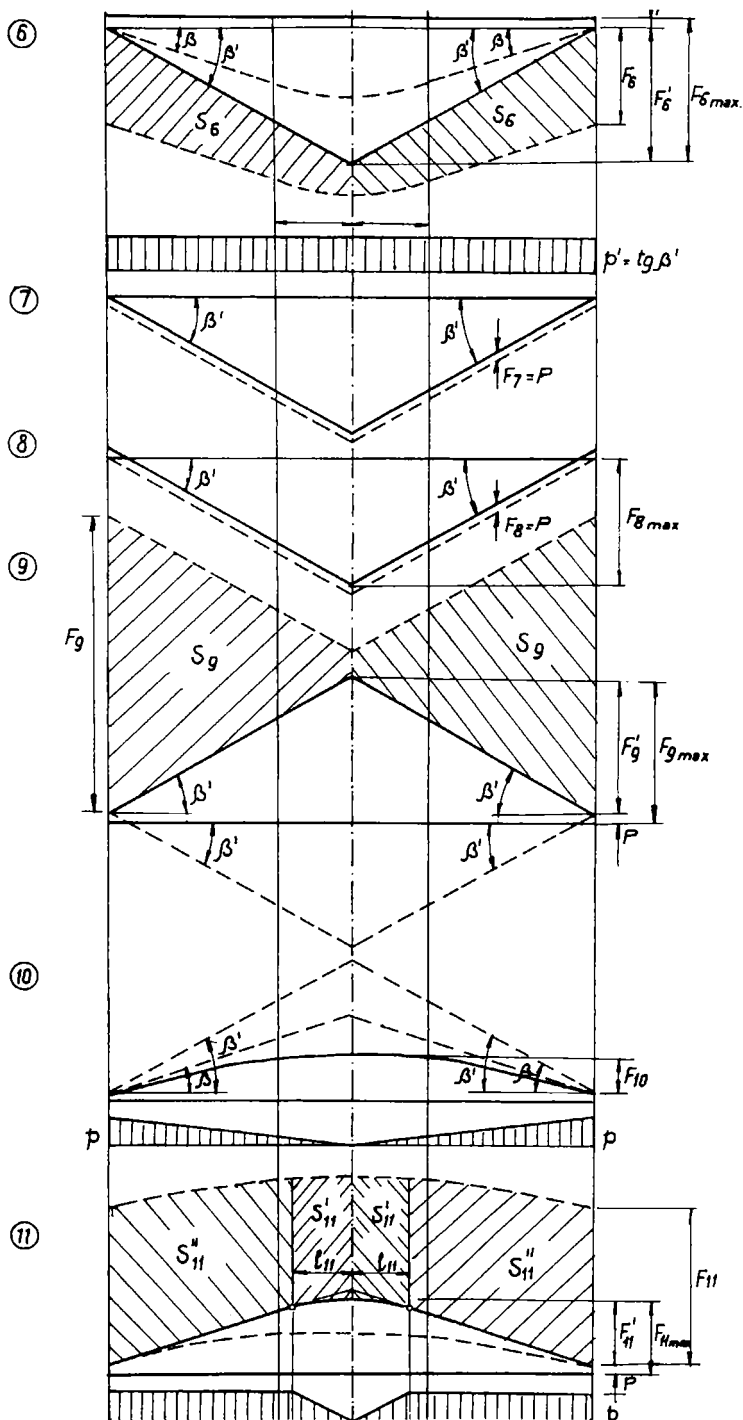


Fig. 3.12 Diagrame de eforturi axiale pentru un panou de cale ferată ; rezistența p variabilă

$$F_{21} = \frac{P_{21} \cdot l_{21}}{2} \quad ; \quad \Delta t_{21} = \frac{F_{21}}{AE\alpha} \quad ; \quad t_{21} = t_1 + \Delta t_{21} \quad (3.175)$$

$$\Delta l_{21} = \frac{S_{21}}{AE} = \frac{P_{21} \cdot l_{21}^2}{6AE} \quad (3.176)$$

2.b) Temperatura crește de la t_{21} la t_{22} , la care pe toată lungimea panoului de cale ferată se activează rezistența la deplasare în lungul căii. Această rezistență este nulă la mijlocul panoului și ajunge la o valoare maximă $p_{22} < p$ la capătul panoului, pe lungimea $l/2$ având variație liniară.

$$p_{22} = \frac{l}{2} \cdot t\gamma = p \cdot \frac{l}{2l_2} \quad (3.177)$$

$$F_{22} = \frac{p_{22} \cdot l}{4} \quad ; \quad \Delta t_{22} = \frac{F_{22}}{AE\alpha} \quad ; \quad t_{22} = t_1 + \Delta t_{22} \quad (3.178)$$

$$\Delta l_{22} = \frac{S_{22}}{AE} = \frac{p_{22} \cdot l^2}{24AE} \quad (3.179)$$

2.c) Temperatura în șină crește până la t_{23} la care rezistența longitudinală la capătul panoului ajunge la valoarea maximă $p_{23} = p$.

$$p_{23} = p \quad ; \quad F_{23} = \frac{pl}{4} \quad ; \quad \Delta t_{23} = \frac{F_{23}}{AE\alpha} \quad ; \quad t_{23} = t_1 + \Delta t_{23} \quad (3.180)$$

$$\Delta l_{23} = \frac{S_{23}}{AE} = \frac{pl^2}{24AE} \quad (3.181)$$

2.d) Temperatura în șină crește până la t_{24} la care deplasarea capătului panoului este $\Delta l = \lambda = 2 \dots 3mm$.

$$\Delta l_{24} = \lambda = \frac{S_{24}}{AE} = \frac{1}{AE} \cdot \left(\frac{pl^2}{24} + F_{24}'' \frac{l}{2} \right) \quad (3.182)$$

$$F_{24}'' = F_{24}' - F_{24\max}'' = AE\alpha\Delta t_{24} - \frac{pl}{4} \quad ; \quad F_{24\max}'' = F_{23} \quad (3.183)$$

$$\Delta l_{24} = \frac{\alpha\Delta t_{24}}{2} - \frac{pl^2}{12AE} = \lambda \quad (3.184)$$

$$\Delta t_{24} = \frac{2\lambda + \frac{pl^2}{6AE}}{\alpha} \quad (3.185)$$

$$t_{24} = t_1 + \Delta t_{24} \quad (3.186)$$

2.e) Temperatura crește până la $t_2 = t_{\max} = 60^\circ C$. Suprafețele S_{251} corespund intervalului de lungime l_{25} pe care rezistența p variază liniar. Capătul porțiunii de panou avânt lungimea l_{25} se deplasează cu Δl .

$$\frac{S_{251}}{AE} = \lambda = \left[\frac{Pl_{25}^2}{6} + (F'_{25} - F_{2\max})l_{25} \right] \frac{1}{AE} \quad (3.187)$$

$$F_{2\max} = \frac{P}{2}(l - l_{25}) \quad (3.188)$$

$$F'_{25} = AE\alpha\Delta t_2 \quad ; \quad \Delta t_2 = t_2 - t_1 \quad (3.189)$$

$$S_{251} = AE\lambda = \frac{2Pl_{25}^2}{3} + \left(AE\alpha\Delta t_2 - \frac{Pl}{2} \right) l_{25} \quad (3.190)$$

l_{25} este soluția ecuației 3.190

$$\Delta l_{25} = \lambda + \frac{S_{251}}{AE} = \lambda + \frac{1}{AE} \left[AE\alpha\Delta t_2 \left(\frac{l}{2} - l_{25} \right) - \frac{P(l - 2l_{25})^2}{8} \right] \quad (3.191)$$

Etapa a 3-a:

Temperatura în șină scade cu $\Delta t_3 = \Delta t_1$

$$F_3 = P \quad ; \quad \Delta l_3 = 0 \quad ; \quad t_3 = t_2 - \Delta t_1 = t_{\max} - \Delta t_1 \quad (3.192)$$

Etapa a 4-a:

Temperatura în șină scade cu $\Delta t_4 = \Delta t_1$

$$F_4 = P \quad ; \quad \Delta l_4 = 0 \quad ; \quad t_4 = t_3 - \Delta t_1 = t_{\max} - 2\Delta t_1 \quad (3.193)$$

Etapa a 5-a:

Temperatura în șină scade de la t_4 la $t_5 = t_{\text{inghet}}$. Determinarea solicitărilor, a rezistențelor longitudinale și a deplasării capetelor panoului de cale ferată se face folosind notațiile din figura 3.13:

$$F_{5\max} = -P - \frac{P}{2}(l - l_{51}) \quad (3.194)$$

$$F'_{5\max} = -\frac{P}{2}(l - l_{51}) \quad (3.195)$$

$$S_{52} = \frac{Pl_{51}^2}{6} \quad (3.196)$$

$$F_x = px - \frac{px^2}{2l_{25}} \quad ; \quad F' = F_{x=l_{25}} = P \frac{l_{25}}{2} \quad (3.197)$$

$$S_{51} = \int_{l_{25}-l_{51}}^{l_{25}} (F' - F_x) dx = P \frac{l_{51}^3}{6l_{25}} \quad (3.198)$$

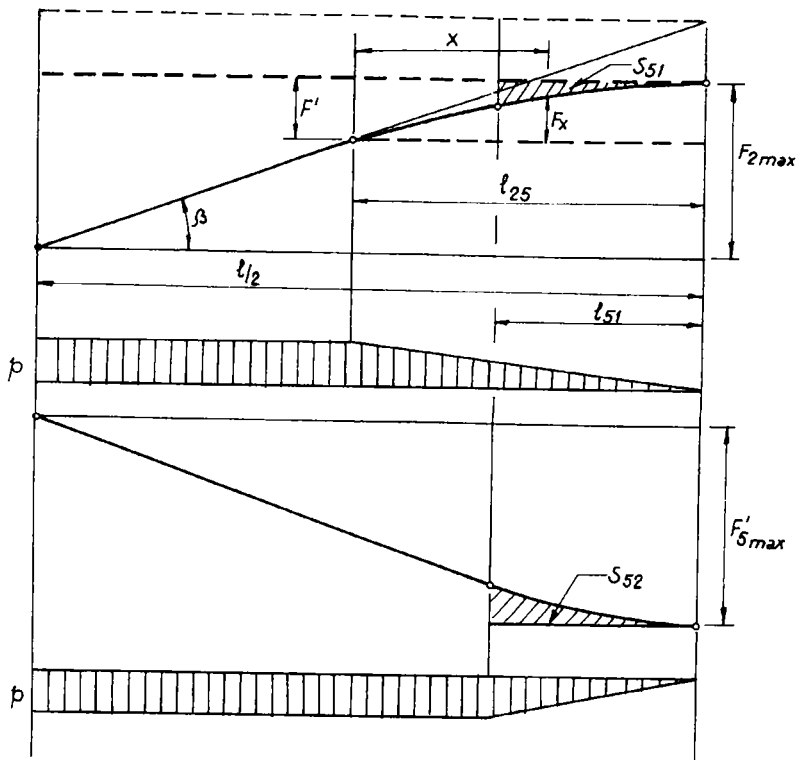


Fig. 3.13 Detaliu etapa a 5-a

$$S'_5 = F_5 \cdot l_{51} - (F_{2\max} - F'_{5\max})l_{51} + S_{51} + S_{52} = AE\lambda \Rightarrow$$

$$\Rightarrow (F_5 - F_{2\max} + F'_{5\max})l_{51} + \frac{P}{6l_{25}}(l_{51}^3 + l_{25} \cdot l_{51}^2) - AE\lambda = 0 \quad (3.199)$$

Rezolvând ecuația de gradul 3 (3.199), se obține l_{51} .

$$S'_5 = \left(\frac{l}{2} - l_{51}\right)F_5 - p\left(\frac{l}{2} - l_{51}\right)^2 + \frac{P}{6l_{25}}(l_{25} - l_{51})^3 \quad (3.200)$$

$$\Delta l_5 = \lambda + \frac{S'_5}{AE} \quad (3.201)$$

Etapa a 6-a:

Temperatura în șină scade la $t_6 = t_{\min} = -30^\circ C$. Se consideră că rezistența p' dată de prinderea șinei de traverse este constantă pe toată lungimea panoului.

$$F_6 = AE\alpha\Delta t_6 \quad ; \quad \Delta t_6 = t_5 - t_6 = t_5 - t_{\min} \quad (3.202)$$

$$F'_6 = -p' \frac{l}{2} \quad ; \quad F_{6\max} = -P - p' \frac{l}{2} \quad (3.203)$$

$$\Delta l_6 = \frac{S_6}{AE} = \frac{1}{AE} \left[F_6 \frac{l}{2} - \frac{l^2}{8} (p' - p) + \frac{pl_{s1}^2}{3} \right] \quad (3.204)$$

Etapa a 7-a:

Temperatura în șină crește cu Δt_1 , anulându-se rezistența P de eclisaj .

$$F_7 = P \quad ; \quad \Delta t_7 = \Delta t_1 = \frac{P}{AE\alpha} \quad ; \quad t_7 = t_{\min} + \Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_7 = 0 \quad (3.205)$$

Etapa a 8-a:

Temperatura în șină crește cu Δt_1 reapărând rezistența P de eclisaj dar cu sensul schimbat .

$$F_8 = P \quad ; \quad \Delta t_8 = \Delta t_1 \quad ; \quad t_8 = t_{\min} + 2\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_8 = 0 \quad (3.206)$$

$$F_{8\max} = P - p' \frac{l}{2} \quad (3.207)$$

Etapa a 9-a:

Temperatura în șină crește de la t_8 la $t_9 = t_{\text{dezghet}}$.

$$F_9 = AE\alpha\Delta t_9 \quad ; \quad \Delta t_9 = t_9 - t_8 \quad (3.208)$$

$$F_9' = p' \frac{l}{2} \quad ; \quad F_{9\max} = P + p' \frac{l}{2} \quad (3.209)$$

$$\Delta l_9 = \frac{S_9}{AE} = \frac{1}{AE} \left(F_9 \frac{l}{2} - p' l \right) \quad (3.210)$$

Etapa a 10-a:

La temperatura $t_{10} = t_9$ se produce detenta din dezgheț. Diagrama de eforturi în șinele panoului de cale ferată va fi cea prezentată în figura 3.12 în cadrul etapei intermediare 2.c .

$$F_{10} = 0 \quad ; \quad \Delta t_{10} = 0 \quad ; \quad F_{10\max} = F_{24\max} \quad (3.211)$$

$$\Delta l_{10} = \frac{S_{10}}{AE} = \frac{1}{AE} \left(p' \frac{l^2}{8} - p \frac{l^2}{12} \right) = \frac{l^2}{24AE} (3p' - 2p) \quad (3.212)$$

Etapa a 11-a:

Temperatura în șină crește la $t_{11} = t_2 = t_{\max}$.

$$F_{11} = AE\alpha\Delta t_{11} \quad ; \quad \Delta t_{11} = t_{11} - t_{10} = t_{\max} - t_{\text{dezghet}} \quad (3.213)$$

$$\lambda = \frac{S'_{11}}{AE} \Rightarrow S'_{11} = AE\lambda \quad (3.214)$$

$$S'_{11} = F_{11}l_{11} - \frac{p}{3l}l_{11}^3 + \frac{p}{3}l_{11}^2 - \frac{pl}{4}l_{11} = AE\lambda \quad (3.215)$$

Una din soluțiile ecuației 3.215 este l_{11} .

$$S_{11}'' = F_{11} \left(\frac{l}{2} - l_{11} \right) - \frac{p}{3l} \left(\frac{l}{2} - l_{11} \right)^3 \quad (3.216)$$

$$\Delta l_{11} = \frac{S_{11}' + S_{11}''}{AE} = \lambda + \frac{S_{11}''}{AE} \quad (3.217)$$

În figura 3.14 este prezentată deplasarea capătului panoului în funcție de variația temperaturii în șină. Valorile din diagramă corespund unui panou tip 49 având $l = 25 \text{ m}$, $p = 14 \text{ daN/cm}$, $p' = 30 \text{ daN/cm}$, $P = 10\,000 \text{ daN}$ și considerându-se $\lambda = 0.25 \text{ cm}$.

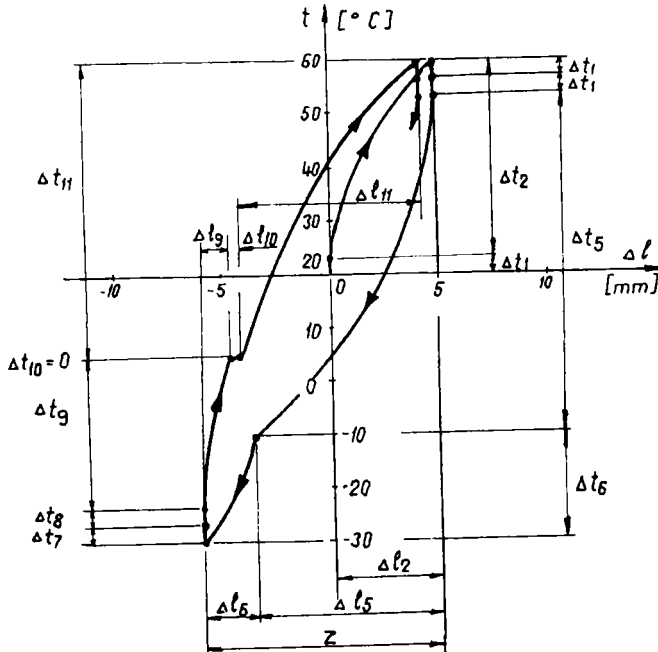
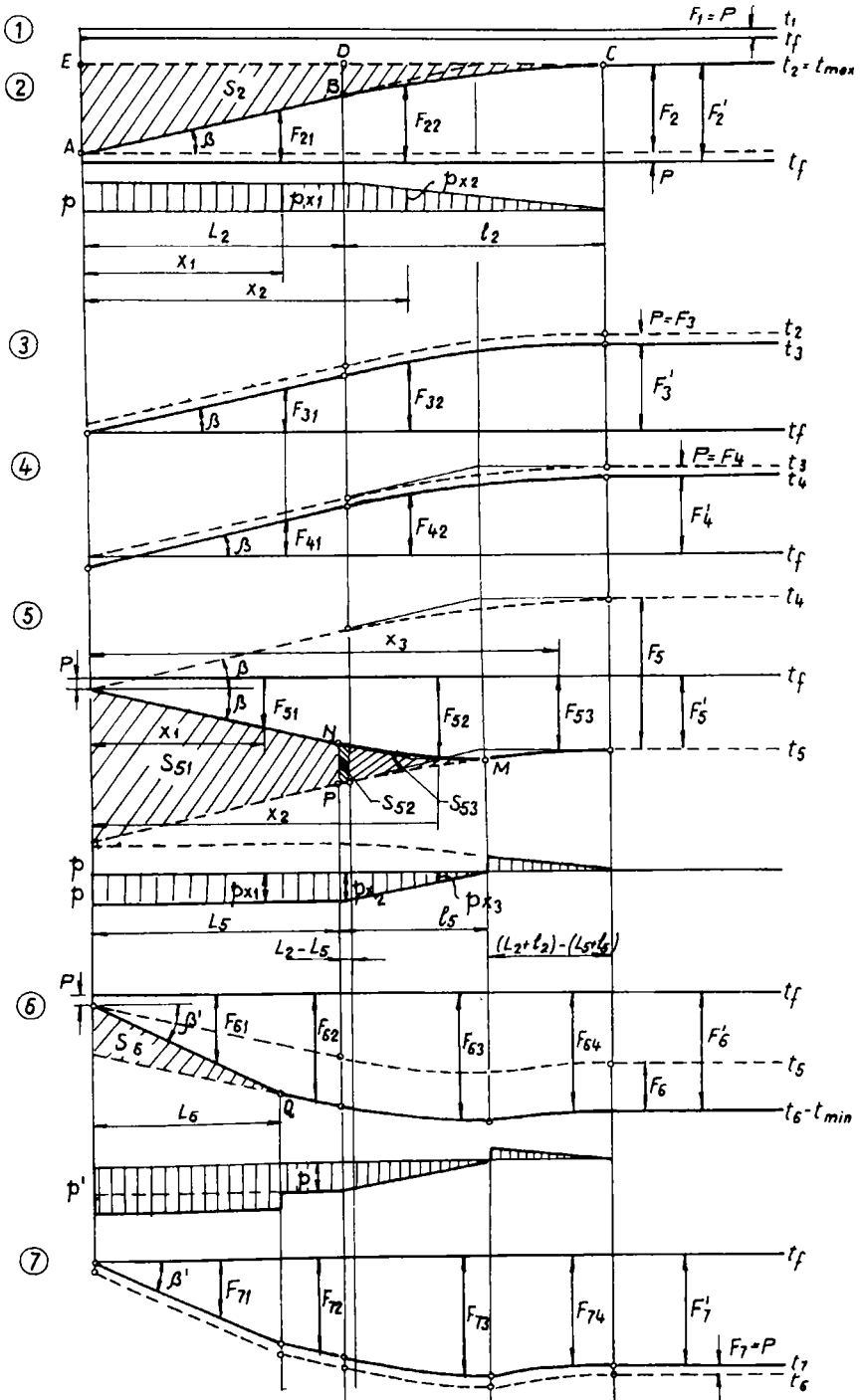


Fig. 3.14 Diagrama deplasărilor pentru un panou de cale ferată ; rezistența p variabilă

6. Diagrame de eforturi și deplasarea capătului liber al C.F.J. în ipoteza rezistenței p variabile

Așa cum a fost prezentat și explicat în cap. II și III, se consideră că pe porțiunile unde deplasarea în lungul căii a cadrului șine-traverse este cel mult egală cu $\Delta l = 2 \dots 3 \text{ mm}$, rezistența p variază liniar.

Diagramele de eforturi și deplasarea capătului liber al C.F.J. se analizează în continuare în cadrul aceluiași ciclu anual de temperaturi (3.1), t_f fiind temperatura de fixare. Folosind notațiile de la pct. 1. rezultă diagramele de eforturi axiale prezentate în figura 3.15.



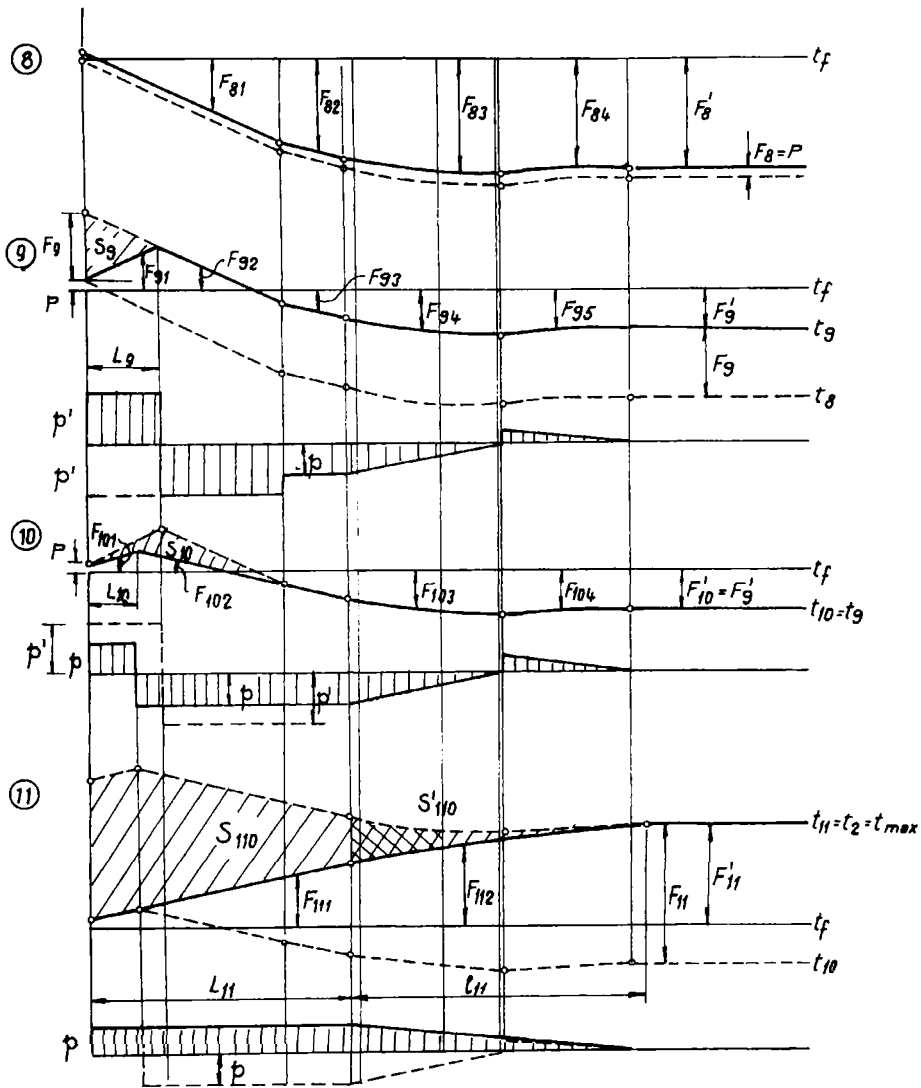


Fig. 3.15 Diagrame de eforturi axiale pentru C.F.J. în ipoteza rezistenței p variabile

Relațiile de calcul ale eforturilor axiale și deplasărilor capătului C.F.J. pentru cele 11 etape sunt prezentate în continuare.

Etapa 1-a:

$$F_1 = P = AE\alpha\Delta t_1 \Rightarrow \Delta t_1 = \frac{P}{AE\alpha} \quad (3.218)$$

$$t_1 = t_f + \Delta t_1 \quad ; \quad \Delta t_1 = 0 \quad (3.219)$$

Etapa a 2-a:

Temperatura în șină crește de la t_1 la $t_2 = t_{\max}$

$$F_{x=0} = P + \int_0^x p \cdot dx = P + px \quad ; \quad x = [0 \dots L_2] \quad (3.220)$$

$$F_{x=L_2} = pL_2 + P \quad (3.221)$$

$$F_{x2} = P + pL_2 + \int_{L_2}^x \left[p - (x - L_2) \frac{p}{l_2} \right] dx \quad ; \quad x = L_2 \dots L_2 + l_2 \quad (3.222)$$

$$F_{x2} = P + pL_2 + p \left(x - \frac{x^2}{2l_2} + \frac{L_2 x}{l_2} \right) \Big|_{L_2}^x = P + px - \frac{p}{2l_2} (x - L_2)^2 \quad (3.223)$$

$$\begin{aligned} S_2 &= \int_0^{L_2+l_2} (F_2 - F_x) dx = \int_0^{L_2} (F_2 - px) dx + \int_{L_2}^{L_2+l_2} \left(F_2 + \frac{px^2}{2l_2} - px \frac{l_2 + L_2}{l_2} + \frac{pL_2^2}{2l_2} \right) dx = \\ &= p \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right) (l_2 + L_2) - \frac{pL_2^2}{2} + \frac{p}{6l_2} (l_2^3 + 3l_2^2 L_2 + 3l_2 L_2^2 - 3l_2^3 - 9l_2^2 L_2 - 9l_2 L_2^2 + 3l_2 L_2^2 + 3l_2 L_2^2) \\ &\Rightarrow \quad S_2 = \frac{p}{2} \left(L_2^2 + l_2 L_2 + \frac{l_2^2}{3} \right) \quad ; \quad \Delta l_2 = \frac{S_2}{AE} \end{aligned} \quad (3.224)$$

Pentru calculul lungimii l_2 se folosește relația: $\Delta l = \lambda = \frac{S_{BCD}}{AE}$.

$$F'_{x2} = \int_0^x \left(p - \frac{px}{l_2} \right) dx = px - \frac{px^2}{2l_2} \quad ; \quad x = [0 \dots l_2] \quad (3.225)$$

$$F'_{x2} = l_2 - \frac{pl_2^2}{2l_2} = p \frac{l_2}{2} \quad (3.226)$$

$$S_{BCD} = \int_0^{l_2} \left(p \frac{l_2}{2} - F'_{x2} \right) dx = \int_0^{l_2} \left(p \frac{l_2}{2} - px + p \frac{x^2}{2l_2} \right) dx = \frac{pl_2^2}{6} \quad (3.227)$$

$$\lambda = \frac{S_{BCD}}{AE} = \frac{pl_2^2}{6AE} \quad \Rightarrow \quad l_2 = \sqrt{\frac{6AE\lambda}{p}} \quad (3.228)$$

Calculul lungimii L_2 se face astfel:

$$F_2 = AE\alpha\Delta t_2 \quad ; \quad \Delta t_2 = t_2 - t_1 = t_{\max} - t_1 \quad (3.229)$$

$$F_2 = px - \frac{p}{2l_2} (x - L_2)^2 \Big|_{L_2}^{L_2+l_2} = p \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right) \quad (3.230)$$

Din relațiile 3.229 și 3.230 rezultă:

$$L_2 = \frac{AE\alpha\Delta t_2}{p} - \frac{l_2}{2} \quad (3.231)$$

Etapa a 3-a:

Temperatura scade cu $\Delta t_3 = \Delta t_1$, anulându-se rezistența dată de eclisaj P.

$$F_3 = F_1 = P = AE\alpha\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_3 = 0 \quad ; \quad F_3' = F_2' - P = F_2 \quad (3.232)$$

$$F_{31} = px \quad ; \quad x = [0 \dots L_2] \quad (3.233)$$

$$F_{32} = -\frac{px^2}{2l_2} + \frac{px}{l_2}(l_2 + l_2) - \frac{pl_2^2}{2l_2} = px - \frac{p}{2l_2}(x - l_2)^2 \quad (3.234)$$

$$x = [L_2 \dots L_2 + l_2]$$

Etapa a 4-a:

Temperatura în șină scade cu $\Delta t_4 = \Delta t_1$. Rezistența P dată de eclisaj reapare, dar are sensul schimbat față de etapa 1-a.

$$F_4 = F_1 = F_3 = P = AE\alpha\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_4 = 0 \quad ; \quad F_4' = F_3' - P \quad (3.235)$$

$$F_{41} = px - P \quad ; \quad x = [0 \dots L_2] \quad (2.236)$$

$$F_{42} = -\frac{px^2}{2l_2} + \frac{px}{l_2}(l_2 + l_2) - \frac{pl_2^2}{2l_2} - P = -P + px - \frac{p}{2l_2}(x - l_2)^2 \quad (3.237)$$

$$x = [L_2 \dots L_2 + l_2]$$

Etapa a 5-a:

Temperatura în șină scade de la t_4 la $t_5 = t_{inghet}$ a prisme de piatra spartă. Pe lungimea de respirație $(L_5 + l_5)$ rezistența p se opune contracției cadrului șine-traverse. Determinarea eforturilor se face pe următoarele intervale:

- $x_1 = 0 \dots L_5 \quad ;$
- $x_2 = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad ;$
- $x_3 = L_5 + l_5 \dots L_2 + l_2 \quad .$

Expresia generală a eforturilor pe aceste intervale este:

$$F_{51} = -P - px \quad ; \quad x = 0 \dots L_5 \quad (3.238)$$

$$F_{52} = -P - px - \frac{p}{2l_5}(x - L_5)^2 \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad (3.239)$$

$$F_{53} = -P + px - \frac{p}{2l_2}(x - L_2)^2 - F_5 \quad ; \quad x = L_5 + l_5 \dots L_2 + l_2 \quad (3.240)$$

Lungimea de respirație $(L_5 + l_5)$ se determină din următoarele două condiții:

$$F_{52;x=L_5+l_5} = F_{53;x=L_5+l_5} \quad (3.241)$$

$$S_{MNP} = AE\lambda \quad (3.242)$$

Relația 3.241 se explicitează astfel:

$$-P - p(L_5 + l_3) + \frac{P}{2}l_3 = -P + p(L_5 + l_3) - \frac{P}{2l_2}(L_5 + l_3 - L_2)^2 - F_5$$

$$2p(L_5 + l_3) - \frac{P}{2}l_3 - \frac{P}{2l_2}(L_5 + l_3 - L_2)^2 - F_5 = 0 \quad (3.243)$$

Relația 3.243 devine:

$$S'_5 = S_{52} + S_{53} = \int_{L_5}^{L_2} \left[-P - px + \frac{P}{2l_3}(x - L_5)^2 \right] - (-P + px - F_5) dx +$$

$$+ \int_{L_2}^{L_5+l_3} \left[-P - px + \frac{P}{2l_3}(x - L_5)^2 \right] - \left[-P + px - \frac{P}{2l_2}(x - L_2)^2 - F_5 \right] dx =$$

$$= AE\lambda = \frac{P}{6}l_2^2$$

$$\Rightarrow \frac{P}{6l_2}(L_5 + l_3 - L_2)^3 - p(L_5 + l_3)^2 + pL_5^2 + \frac{P}{6}l_3^2 + F_5l_3 - \frac{P}{6}l_2^2 = 0 \quad (3.244)$$

Notând $L_5 + l_3 = x$; $l_3 = y$ și $L_5 = x - y$, relațiile 3.243 și 3.244 duc la un sistem de două ecuații cu două necunoscute (x și y):

$$\begin{cases} -2px + \frac{P}{2}y + \frac{P}{2l_2}(x - L_2)^2 + F_5 = 0 \\ \frac{P}{6l_2}(x - L_2)^3 - px^2 + p(x - y)^2 + \frac{P}{6}y^2 + F_5y - \frac{P}{6}l_2^2 = 0 \end{cases} \quad (3.245 \text{ și } 3.246)$$

Ambele ecuații se împart cu p și se notează $k = \frac{F_5}{p}$:

$$\begin{cases} -2x + \frac{y}{2} + \frac{1}{2l_2}(x - L_2)^2 + k = 0 \\ \frac{1}{6l_2}(x - L_2)^3 - x^2 + (x - y)^2 + \frac{1}{6}y^2 + ky - \frac{l_2}{6} = 0 \end{cases} \quad (3.247 \text{ și } 3.248)$$

Acest sistem de ecuații se poate rezolva prin metoda substituției, explicitând y din relația 3.247:

$$y = 4x - \frac{1}{l_2}(x - L_2)^2 - 2k \quad (3.249)$$

Înlocuind 3.249 în 3.248 se obține o ecuație de gradul 4:

$$7x^4 - (43l_2 + 28L_2)x^3 + (85L_2l_2 + 64l_2^2 + 22kl_2 + 42L_2^2)x^2 -$$

$$-(41L_2^2l_2 + 64kl_2^2 + 44kL_2l_2 + 28L_2^3)x - L_2^3l_2 + 22kL_2^2l_2 + 16k^2l_2^2 + 7L_2^4 - l_2^4 = 0 \quad (3.250)$$

Una din soluțiile ecuației 3.250 este lungimea de respirație $L_5 + l_3 = x$ căutată. Lungimea l_3 unde rezistența p variază liniar în lungul căii se determină din relația 3.249.

Deplasarea capătului C.F.J. în etapa a 5-a (Δl_5) se poate calcula astfel:

$$\begin{aligned}\Delta l_5 &= \frac{S_{51}}{AE} + \lambda = \frac{1}{AE} \int_0^{L_5} [(-P - px) - (-P + px - F_5)] dx + \lambda = \\ &= \frac{1}{AE} \left(-2p \frac{x^2}{2} \right) \Big|_0^{L_5} + F_5 x \Big|_0^{L_5} + \lambda \\ \Rightarrow \quad \Delta l_5 &= \frac{1}{AE} (F_5 L_5 - p L_5^2) + \lambda\end{aligned}\quad (3.251)$$

În zona centrală eforturile se determină obișnuit:

$$F_5 = AE\alpha\Delta t_5 \quad ; \quad \Delta t_5 = t_4 - t_5 = t_4 - t_{inghet} \quad (3.252)$$

$$F_5' = F_4' - F_5 \quad (3.253)$$

Etapa a 6-a:

Temperatura în șină scade la $t_6 = t_{\min} = -30^\circ C$. Rezistența p' dată de prinderea șinei de traverse se consideră constantă pe lungimea L_6 .

$$F_6 = AE\alpha\Delta t_6 \quad ; \quad \Delta t_6 = t_5 - t_6 = t_5 - t_{\min} \quad (3.254)$$

Lungimea de respirație L_6 se determină din condiția:

$$F_2 = F_{61, x=L_6} = F_{51, x=L_6} - F_6 \quad (3.255)$$

Expresia 3.255 devine:

$$\begin{aligned}-P - pL_6 - AE\alpha\Delta t_6 &= -P - p' L_6 \quad \Rightarrow \\ \Rightarrow \quad L_6 &= \frac{AE\alpha\Delta t_6}{p' - p}\end{aligned}\quad (3.256)$$

De obicei $L_6 < L_5$. În cazuri excepționale, când legăturile șinelor cu traversele sunt slăbite (p' este mic) este posibil ca $L_6 > L_5$. În această situație expresia 3.255 devine:

$$\begin{aligned}-P - pL_6 + \frac{p}{2l_5} (L_6 - L_5)^2 - AE\alpha\Delta t_6 &= -P - p' L_6 \\ \frac{p}{2l_5} L_6^2 - \left(\frac{pL_5}{l_5} + p - p' \right) L_6 + \frac{pL_5^2}{2l_5} - AE\alpha\Delta t_6 &= 0\end{aligned}\quad (3.257)$$

Una din soluțiile ecuației 3.259 este lungimea de respirație L_6 . Deplasarea capătului C.F.J. în etapa a 6-a este:

$$\Delta l_6 = \frac{S_6}{AE} \quad (3.258)$$

$$S_6 = \int_0^{L_6} [(-P - p'x) - (-P - px - F_6)] dx = F_6 L_6 - \frac{p' - p}{2} L_6^2 \quad (3.259)$$

Dar $F_6 = (p' - p)L_6$ și rezultă:

$$S_6 = \frac{P'-P}{2} L_6^2 \quad ; \quad \Delta l_6 = \frac{P'-P}{2AE} L_6^2 \quad (3.260)$$

Eforturile de întindere în zona de respirație se determină cu relațiile:

$$F_{61} = -P - p'x \quad ; \quad x = 0 \dots L_6 \quad (3.261)$$

$$F_{62} = -P - px - F_6 \quad ; \quad x = L_6 \dots L_5 \quad (3.262)$$

$$F_{63} = -P - px + \frac{P}{2l_5} (x - L_5)^2 - F_6 \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad (3.263)$$

$$F_{64} = -P + px - \frac{P}{2l_2} (x - L_2)^2 - F_5 - F_6 \quad ; \quad x = L_5 + l_5 \dots L_2 + l_2 \quad (3.264)$$

Etapa a 7-a:

Temperatura în șină crește cu $\Delta t_7 = \Delta t_1$, anulându-se rezistența de eclisaj P pe toată lungimea C.F.J. .

$$F_7 = P = AE\alpha\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta t_1 = \Delta t_7 = \frac{P}{AE\alpha} \quad (3.265)$$

$$t_7 = t_6 + \Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_7 = 0 \quad ; \quad F_7 = F_6 + P \quad (3.266)$$

Eforturile de întindere în zona de respirație se determină cu relațiile:

$$F_{71} = p'x \quad ; \quad x = 0 \dots L_6 \quad (3.267)$$

$$F_{72} = px - F_6 \quad ; \quad x = L_6 \dots L_5 \quad (3.268)$$

$$F_{73} = -px + \frac{P}{2l_5} (x - L_5)^2 - F_6 \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad (3.269)$$

$$F_{74} = px - \frac{P}{2l_2} (x - L_2)^2 - F_5 - F_6 \quad ; \quad x = L_5 + l_5 \dots L_2 + l_2 \quad (3.270)$$

Etapa a 8-a:

Temperatura în șină crește cu $\Delta t_8 = \Delta t_1$. Rezistența de eclisaj P reapare, dar cu semnul schimbat față de etapa a 6-a:

$$F_8 = P = AE\alpha\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta t_8 = \Delta t_1 = \frac{P}{AE\alpha} \quad (3.271)$$

$$t_8 = t_7 + \Delta t_1 = t_6 + 2\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_8 = 0 \quad ; \quad F_8 = F_6 + 2P \quad (3.272)$$

Eforturile de întindere în zona de respirație se determină cu relațiile:

$$F_{81} = P - p'x \quad ; \quad x = 0 \dots L_6 \quad (3.273)$$

$$F_{82} = P - px - F_6 \quad ; \quad x = L_6 \dots L_5 \quad (3.274)$$

$$F_{83} = P - px + \frac{P}{2l_5} (x - L_5)^2 - F_6 \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad (3.275)$$

$$F_{84} = P + px - \frac{P}{2l_2}(x - L_2)^2 - F_5 - F_6 \quad ; \quad x = L_5 + l_5 \dots L_2 + l_2 \quad (3.276)$$

Etapa a 9-a:

Temperatura în şină creşte de la t_8 la $t_9 = t_{dezhget}$.

$$F_9 = AE\alpha\Delta t_9 \quad ; \quad \Delta t_9 = t_9 - t_8 \quad (3.277)$$

Pe lungimea de respiraţie L_9 , rezistenţa p' este constantă.

Eforturile în zona de respiraţie a C.F.J. se determină cu relaţiile:

$$F_{91} = P + p'x \quad ; \quad x = 0 \dots L_9 \quad (3.278)$$

$$F_{92} = P - p'x + F_9 \quad ; \quad x = L_9 \dots L_6 \quad (3.279)$$

$$F_{93} = P - px - F_6 + F_9 \quad ; \quad x = L_6 \dots L_5 \quad (3.280)$$

$$F_{94} = P - px + \frac{P}{2l_5}(x - L_5)^2 - F_6 + F_9 \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad (3.281)$$

$$F_{95} = P + px - \frac{P}{2l_2}(x - L_2)^2 - F_5 - F_6 + F_9 \quad ; \quad x = L_5 + l_5 \dots L_2 + l_2 \quad (3.282)$$

Lungimea de respiraţie L_9 se determină astfel:

$$P + p'L_9 = P + F_9 - p'L_9 \quad \Rightarrow \quad L_9 = \frac{F_9}{2p'} \quad (3.283)$$

Dilatarea C.F.J. se calculează după cum urmează:

$$S_9 = \int_0^{L_9} [(P + F_9 - p'x) - (P + p'x)] dx = \int_0^{L_9} (F_9 - 2p'x) dx = p' L_9^2 \quad (3.284)$$

$$\Delta l_9 = \frac{S_9}{AE} = \frac{p' L_9^2}{AE} \quad (3.285)$$

Etapa a 10-a:

La temperatura $t_{10} = t_9$ se produce detenta din dezgheţ.

$$F_{10} = 0 \quad ; \quad \Delta t_{10} = 0 \quad (3.286)$$

Ținând seama de faptul că deplasarea capătului C.F.J. la detenta din dezgheţ este foarte mică ($\Delta l_{10} = 2 \dots 3 \text{ mm}$) precizia calculului nu este influenţată de admiterea rezistenţei p constante pe lungimea L_6 . Calculul suprafeţei S_{10} , care la scara 1:AE reprezintă alungirea C.F.J. din detenta la dezgheţ, se poate face considerând notaţiile din figura 3.17.

$$y_A = P$$

$$y_B = P + F_9 - p'L_6$$

$$y_C = P + p'L_9$$

$$y_D = P + L_{10}p = y_B + (L_6 - L_{10})p = P + F_9 - p'L_6 - p(L_6 - L_{10}) \quad \Rightarrow$$

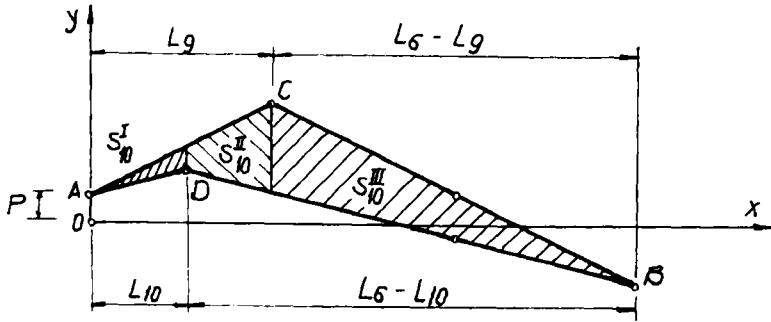


Fig. 3.17 Calculul suprafeței S_{10}

$$\Rightarrow L_{10} = \frac{F_9 - (p' - p)L_6}{2p} \quad (3.287)$$

$$\begin{aligned} S_{10} &= S_{10}^I + S_{10}^{II} + S_{10}^{III} = \int_0^{L_{10}} [(P + p'x) - (P + px)] dx + \\ &- \int_{L_{10}}^{L_6} \{ (P + p'x) - [P + F_9 - p'L_6 + (L_6 - L_{10})p - p(x - L_{10})] \} dx + \\ &- \int_{L_6}^{L_6} \{ [P + p'L_6 - p'(x - L_6)] - [P + F_9 - p'L_6 + (L_6 - L_{10})p - p(x - L_{10})] \} dx \\ S_{10} &= -pL_{10}^2 - p'L_{10}^2 + \frac{p' - p}{2} L_6^2 + 2p'L_6L_{10} - (p' - p)L_6L_{10} \end{aligned} \quad (3.288)$$

$$\Delta_{10} = \frac{S_{10}}{AE} \quad (3.289)$$

Eforturile în zona de respirație se determină cu relațiile:

$$F_{101} = P + px \quad ; \quad x = 0 \dots L_{10} \quad (3.290)$$

$$F_{102} = P + 2pL_{10} - px \quad ; \quad x = L_{10} \dots L_6 \quad (3.291)$$

$$F_{103} = F_{94} = P - px + \frac{p}{2L_5} (x - L_5)^2 - F_6' + F_9' \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_3 \quad (3.292)$$

$$F_{104} = F_{95} = P + px - \frac{p}{2L_2} (x - L_2)^2 - F_3' - F_6' + F_9' \quad ; \quad x = L_5 + l_3 \dots L_2 + l_2 \quad (3.293)$$

Etapa a 11-a.

Temperatura în șină crește de la t_{10} la $t_{11} = t_{\max}$.

$$F_{11} = AE\alpha\Delta t_{11} \quad , \quad \Delta t_{11} = t_{11} - t_{10} = t_{\max} - t_{dezghet} \quad (3.294)$$

$$F_{11} = P + F_2' \quad (3.295)$$

$$F_{111} = P + px \quad , \quad x = 0 \dots L_{11} \quad (3.296)$$

$$F_{112} = P + px - \frac{P}{2l_{11}}(x - L_{11})^2 \quad (3.297)$$

Pentru calculul lungimii l_{11} , unde rezistența p variază liniar, se folosesc notațiile din figura 3.18.

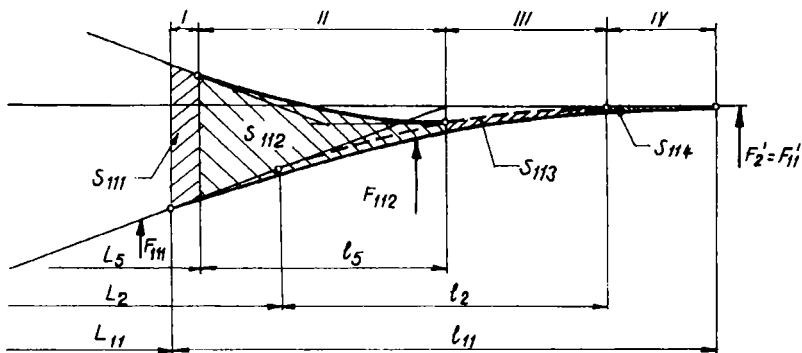


Fig. 3.18 Determinarea lungimii l_{11}

$$S'_{110} = S_{111} + S_{112} + S_{113} + S_{114} = AE\lambda \quad (3.298)$$

$$S_{111} = \int_{L_{11}}^{L_5} \left\{ (P + 2pL_{10} + F_{11} - px) - \left[P + px - \frac{P}{2l_{11}}(x - L_{11})^2 \right] \right\} dx \quad (3.299)$$

$$S_{112} = \int_{L_5}^{L_5+l_5} \left\{ \left[P + 2pL_{10} + F_{11} - px + \frac{P}{2l_5}(x - L_5)^2 \right] - \left[P + px - \frac{P}{2l_{11}}(x - L_{11})^2 \right] \right\} dx \quad (3.300)$$

$$S_{113} = \int_{L_5+l_5}^{L_2+l_5} \left\{ \left[P + px - \frac{P}{2l_2}(x - L_2)^2 \right] - \left[P + px - \frac{P}{2l_{11}}(x - L_{11})^2 \right] \right\} dx \quad (3.301)$$

$$S_{114} = \int_{L_2+l_5}^{L_{11}+l_{11}} \left\{ (P + F_2) - \left[P + px - \frac{P}{2l_{11}}(x - L_{11})^2 \right] \right\} dx \quad (3.302)$$

Prin însumarea relațiilor 3.299 ... 3.302 se obține:

$$S'_{110} = \int_{L_{11}}^{L_5} (2pL_{10} + F_{11} - px) dx + \int_{L_5}^{L_5+l_5} \left[2pL_{10} + F_{11} - px + \frac{P}{2l_5}(x - L_5)^2 \right] dx + \int_{L_5+l_5}^{L_2+l_5} \left[px - \frac{P}{2l_2}(x - L_2)^2 \right] dx + \int_{L_2+l_5}^{L_{11}+l_{11}} F_2 dx + \int_{L_{11}}^{L_{11}+l_{11}} \left[px - \frac{P}{2l_{11}}(x - L_{11})^2 \right] dx \quad (3.303)$$

Explicitând expresia 3.303, se obține:

$$\begin{aligned}
& (2pL_{10} + F_{11})L_5 - (2pL_{10} + F_{11})L_{11} - \frac{p}{2}L_5^2 + \frac{p}{2}L_{11}^2 + (2pL_{10} + F_{11})(L_5 + l_3) - (2pL_{10} + F_{11})L_5 - \\
& - \frac{p}{2}(L_5 + l_3)^2 + \frac{p}{2}L_5^2 + \frac{p}{6}l_3^2 + \frac{p}{2}(L_2 + l_2)^2 - \frac{p}{2}(L_5 + l_3)^2 - \frac{p}{6}l_2^2 + \frac{p}{6l_2}(L_5 + l_3 - L_2)^3 + \\
& + F_2(L_{11} + l_{11}) - F_2(L_2 + l_2) - \frac{p}{2}(L_{11} + l_{11})^2 + \frac{p}{2}L_{11}^2 + \frac{p}{2}l_{11}^2 = AE\lambda = \frac{p}{6}l_2^2 \\
& \Rightarrow \\
& - (2pL_{10} + F_{11})L_{11} + \frac{p}{2}L_{11}^2 + (2pL_{10} + F_{11})(L_5 + l_3) - p(L_5 + l_3)^2 + \frac{p}{6}l_3^2 + \frac{p}{2}(L_2 + l_2)^2 - \\
& - \frac{p}{3}l_2^2 + \frac{p}{6l_2}(L_5 + l_3 - L_2)^3 + F_2(L_{11} + l_{11}) - F_2(L_2 + l_2) - \frac{p}{2}(L_{11} + l_{11})^2 + \frac{p}{2}L_{11}^2 + \frac{p}{6}l_{11}^2 = 0
\end{aligned} \tag{3.304}$$

Ținând seama de:

$$F_{11}' - P = F_2 = p \left(L_{11} + \frac{l_{11}}{2} \right) \Rightarrow L_{11} + \frac{l_{11}}{2} = \frac{F_2}{p} \tag{3.305}$$

și notând:

$$\begin{aligned}
L_{11} + \frac{l_{11}}{2} = k \quad ; \quad \frac{l_{11}}{2} = x \quad ; \quad L_{11} = k - x \quad ; \quad L_{11} + l_{11} = k + x \\
l_{11} = 2x \quad ; \quad pk = F_2 = F_{11}' - P
\end{aligned} \tag{3.306}$$

se obține:

$$\begin{aligned}
& - (2pL_{10} + F_{11})(k - x) + \frac{p}{2}(k - x)^2 + (2pL_{10} + F_{11})(L_5 + l_3) - p(L_5 + l_3)^2 + \frac{p}{6}l_3^2 + \\
& + \frac{p}{2}(L_2 + l_2)^2 - \frac{p}{3}l_2^2 + \frac{p}{6l_2}(L_5 + l_3 - l_2)^3 + F_2(k + x) - F_2(L_2 + l_2) - \frac{p}{2}(k + x)^2 + \\
& + (k - x)^2 + \frac{p}{6}(2x)^2 = 0 \\
& \Rightarrow \\
& - (2pL_{10} + F_{11})k + (2pL_{10} + F_{11})x - \frac{p}{2}k^2 - pkx + \frac{p}{2}x^2 + (2pL_{10} + F_{11})(L_5 + l_3) - \\
& - p(L_5 + l_3)^2 + \frac{p}{2}l_3^2 + \frac{p}{2}(L_2 + l_2)^2 - \frac{p}{3}l_2^2 + \frac{p}{6l_2}(L_5 + l_3 - L_2)^3 + F_2x + F_2x - \\
& F_2(L_2 + l_2) - \frac{p}{2}k^2 - pkx - \frac{p}{2}x^2 + \frac{p}{2}k^2 - pkx + \frac{p}{2}x^2 + \frac{2p}{3}x^2 = 0 \\
& \Rightarrow \\
& \frac{7p}{6}x^2 + (2pL_{10} + F_{11} - 2F_2)x + (2pL_{10} + F_{11})(L_5 + l_3 - k) + \frac{p}{2}k^2 - \\
& - p(L_5 + l_3)^2 + \frac{p}{6}l_3^2 + \frac{p}{2}(L_2 + l_2)^2 - \frac{p}{3}l_2^2 + \frac{p}{6l_2}(L_5 + l_3 - L_2)^3 -
\end{aligned}$$

$$-F_2(L_2 + l_2 - k) = 0 \quad (3.307)$$

Cu una din soluțiile ecuației de gradul 2 (3.307) și cu ajutorul relațiilor 3.306 se determină lungimile de respirație L_{11} ; l_{11} și $L_{11} - l_{11}$. În figura 3.19 este reprezentată variația rezistenței p în zona de respirație în etapa a 2-a (cu linie punctată) și în etapa a 11-a (cu linie continuă).

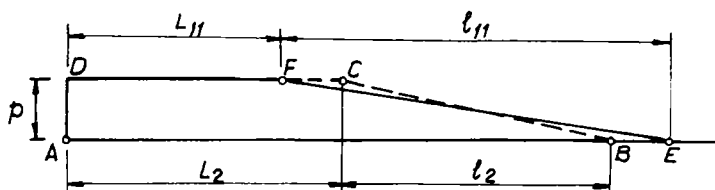


Fig. 3.19 Variația rezistenței p în etapele 2 și 11

Se observă că suprafețele celor două diagrame sunt egale ($S_{ABCD} = S_{AEFD}$), adică eforturile din zona centrală, la aceeași temperatură, sunt egale ($F_2' = F_{11}'$). Se menționează că în calculul lungimilor de respirație L_{11} și l_{11} s-a presupus că $L_2 \geq L_{11}$. Dacă $L_{11} > L_2$, calculul se face asemănător:

$$S'_{110} = S_{112} + S_{113} + S_{114} = AE\lambda = \frac{P}{6} l_2^2 \quad (3.308)$$

$$S_{112} = \int_{L_{11}}^{L_2+l_2} \left\{ \left[P + 2pL_{10} + F_{11} - px + \frac{P}{2l_2} (x - L_2)^2 \right] - \left[P + px - \frac{P}{2l_{11}} (x - L_{11})^2 \right] \right\} dx$$

$$(3.309)$$

Suprafețele S_{113} și S_{114} se calculează cu aceleași relații (3.301 și 3.302) și relația 3.308 devine:

$$(2pL_{10} + F_{11})(L_2 + l_2) - (2pL_{10} + F_{11})L_{11} - \frac{P}{2}(L_2 + l_2)^2 + \frac{P}{2}L_{11}^2 - \frac{P}{6}l_2^2 - \frac{P}{6l_2}(L_{11} - L_2)^3 + \\ + \frac{P}{2}(L_2 + l_2)^2 - \frac{P}{2}(L_{11} + l_{11})^2 + \frac{P}{2}L_{11}^2 - \frac{P}{6}l_{11}^2 - \frac{P}{6}l_2^2 = 0$$

Folosind notațiile 3.305 și 3.306 se obține:

$$\begin{aligned}
& (2pL_{10} + F_{11})(L_3 + l_3) - (2pL_{10} + F_{11})(k - x) - \frac{P}{2}(L_3 + l_3)^2 + \frac{P}{2}(k - x)^2 + \frac{P}{6}l_3^2 - \\
& - F_2(k + x) - F_2(L_2 + l_2) - \frac{P}{2}(k + x)^2 + \frac{P}{2}(k - x)^2 - \frac{P}{6}(2x)^2 - \frac{P}{6}l_2^2 = 0 \quad \Rightarrow \\
\Rightarrow & \frac{P}{6l_3}x^3 - \left(\frac{k - L_3}{2l_3} + \frac{P}{3}\right)x^2 + \left[2pL_{10} + F_{11} - 2pk + \frac{(k - L_3)^2 P}{2l_3}\right]x + \\
& + (2pL_{10} + F_{11})(L_3 + l_3 - k) - p(L_3 + l_3)^2 + \frac{P}{2}k^2 + \frac{P}{6}l_3^2 - \frac{P}{6l_3}(k - l_3)^3 + \\
& \frac{P}{2}(L_2 + l_2)^2 - \frac{P}{3}l_2^2 + \frac{P}{6l_2}(L_3 + l_3 - L_2)^3 + F_2(k - L_2 - l_2) = 0 \quad (3.310)
\end{aligned}$$

Cu una din soluțiile ecuației de gradul 3 (3.310) se determină lungimile de respirație L_{11} , l_{11} și $L_{11} + l_{11}$.

Deplasarea totală a capătului C.F.J. în etapa a 11-a pentru $L_{11} \leq L_3$, se calculează astfel:

$$\begin{aligned}
\Delta l_{11} &= \frac{S_{110}}{AE} + \lambda \\
\Delta l_{11} &= \frac{1}{AE} \left(F_{11}L_{10} + \int_{L_{10}}^{L_{11}} [(P + 2pL_{10} + F_{11} - px) - (P + px)] dx \right) + \lambda \\
\Delta l_{11} &= \frac{1}{AE} \left(F_{11}L_{10} + 2pL_{10}L_{11} + F_{11}L_{11} - 2pL_{10}^2 - F_{11}L_{10} - \frac{P}{2}L_{11}^2 + \frac{P}{2}L_{10}^2 \right) + \lambda \\
\Delta l_{11} &= \frac{1}{AE} \left(2pL_{10}L_{11} + F_{11}L_{11} - \frac{3P}{2}L_{10}^2 - F_{11}L_{10} - \frac{P}{2}L_{11}^2 \right) + \lambda \quad (3.311)
\end{aligned}$$

Dacă $L_{11} > L_3$, deplasarea Δl_{11} , se calculează după cum urmează:

$$\begin{aligned}
\Delta l_{11} &= \frac{1}{AE} F_{11}L_{10} + \frac{1}{AE} \int_{L_{10}}^{L_{11}} [(P + 2pL_{10} + F_{11} - px) - (P + px)] dx + \\
& + \frac{1}{AE} \int_{L_3}^{L_{11}} \left[(P + 2pL_{10} - px) + \frac{P}{2l_3}(x - L_3)^2 \right] dx + \lambda \\
\Delta l_{11} &= \frac{1}{AE} \left[-\frac{3P}{2}L_{10}^2 + 2pL_{10}L_{11} + F_{11}L_{11} - F_{11}L_3 - \frac{P}{2}L_{11}^2 + \frac{P}{6l_3}(L_{11} - L_3)^3 \right] + \lambda \quad (3.312)
\end{aligned}$$

Diagrama deplasării capătului C.F.J. în funcție de variația temperaturii în șină este reprezentată în figura 3.20. Valorile din diagramă corespund aceleiași suprastructuri tip 49 prezentată și în diagramele precedente.

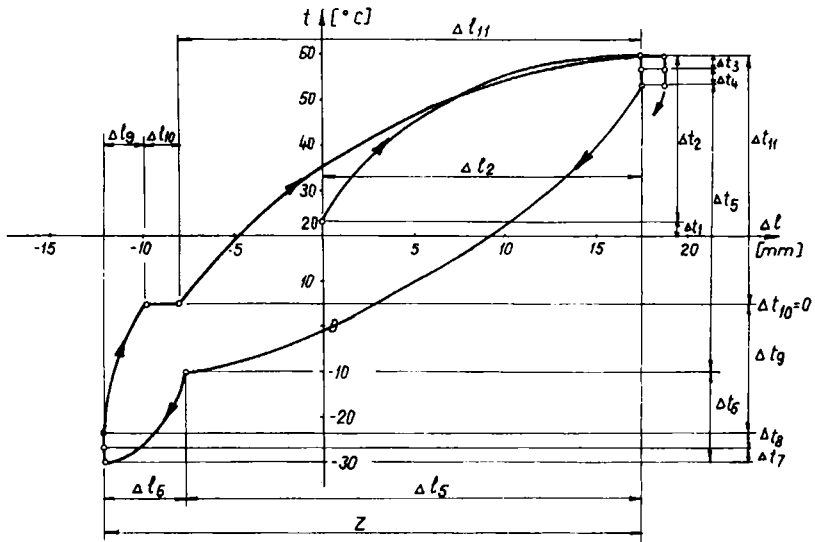


Fig. 3.20 Deplasarea capătului liber al C.F.J. în ipoteza rezistenței p variabilă

6.1 Concluzii

Pentru compararea rezultatelor obținute prin metodologia clasică prezentată în cap. III.2 cu cele obținute prin metoda de calcul propusă de autor în cap. III.6, s-a întocmit tabelul 3.9:

Tabelul 3.9

Etapa	L_{vechi} [m]	L_{nou} [m]	ΔL [m]	Δl_{vechi} [mm]	Δl_{nou} [mm]	$\Delta(\Delta l)$ [mm]	OBS
0	1	2	3	4	5	6	7
1	--	--	--	--	--	--	<i>Tip 49</i> $p=14 \text{ daN/cm}$ $P=10\,000 \text{ daN}$ $t_f=20^\circ\text{C}$
2	79.11	10.54	26.53	16.69	17.23	0.54	
3	--	--	--	0	0	0	
4	--	--	--	0	0	0	
5	68.34	79.40	11.06	24.90	24.90	0	
6	37.74	37.74	0	4.34	4.34	0	
7	--	--	--	0	0	0	
8	--	--	--	0	0	0	
9	14.28	14.28	0	2.33	2.33	0	
10	9.03	9.03	0	2.75	2.75	0	
11	79.11	108.55	29.44	24.75	25.80	1.33	

Se observă sporuri importante ale lungimilor de respirație pentru etapele în care prisma de piatră spartă este neînghețată.

Asfel, în etapa a 2-a sporul este de 33.54% (26.53 m), în etapa a 5-a de 16.18% (11.06 m) iar în etapa a 11-a de 37.21% (29.44 m). Sporurile privind deplasarea capătului C.F.J. sunt mai puțin spectaculoase și anume: de 3.24% în etapa a 2-a și de 5.44% în etapa a 11-a. Aceste sporuri cresc odată cu repetarea ciclului de variație a temperaturii în șină.

În tabelele următoare, 3.10 și 3.11, sunt prezentate situațiile comparative pentru mai multe tipuri de suprastructuri de cale ferată și pentru rezistențe p având valori diferite.

Tabelul 3.10

Etapa	L_{vechi} [m]	L_{nou} [m]	ΔL [m]	$\frac{\Delta L}{L_{vechi} \times 100}$ [%]	Δl_{vechi} [mm]	Δl_{nou} [mm]	$\Delta(\Delta l)$ [m]	$\frac{\Delta(\Delta l)}{\Delta l_{vechi}} \times 100$ [%]	OBS
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	--	--	--	--	--	--	--	--	Tip 49 $p=10 \text{ daN/cm}$ $P=10\,000 \text{ daN}$ $t_f=20^\circ\text{C}$
2	110.77	142.14	31.37	28.32	23.4	24.0	0.6	2.6	
3	--	--	--	--	--	--	--	--	
4	--	--	--	--	--	--	--	--	
5	95.67	121.66	25.99	27.17	34.8	34.8	--	--	
6	30.19	30.19	--	--	3.5	3.5	--	--	
7	--	--	--	--	--	--	--	--	
8	--	--	--	--	--	--	--	--	
9	14.28	14.28	--	--	2.3	2.3	--	--	
10	12.65	12.65	--	--	1.8	1.8	--	--	
11	110.77	150.23	39.46	35.62	34.3	35.1	0.8	2.3	

Tabelul 3.11

Etapa	L_{vechi} [m]	L_{nou} [m]	ΔL [m]	$\frac{\Delta L}{L_{vechi} \times 100}$ [%]	Δl_{vechi} [mm]	Δl_{nou} [mm]	$\Delta(\Delta l)$ [m]	$\frac{\Delta(\Delta l)}{\Delta l_{vechi}} \times 100$ [%]	OBS
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	--	--	--	--	--	--	--	--	Tip 49 $p=12 \text{ daN/cm}$ $P=10\,000 \text{ daN}$ $t_f=20^\circ\text{C}$
2	92.31	120.96	28.65	31.04	19.5	20.1	0.6	3.1	
3	--	--	--	--	--	--	--	--	
4	--	--	--	--	--	--	--	--	
5	79.73	103.22	23.49	29.46	29.0	2.90	--	--	
6	33.54	33.54	--	--	3.9	3.9	--	--	
7	--	--	--	--	--	--	--	--	
8	--	--	--	--	--	--	--	--	
9	14.28	14.28	--	--	2.3	2.3	--	--	
10	10.54	10.54	--	--	2.0	2.0	--	--	
11	92.34	127.28	34.97	37.88	28.6	29.3	0.7	2.4	

7. Eforturi și deplasări la întreruperea C.F.J. cu un panou tampon dacă rezistența p este biliniară

Variația eforturilor și modificarea rostului de dilatație se analizează în cadrul ciclului anual de temperaturi. Temperatura de fixare a C.F.J. (t_f) este egală cu temperatura de montaj (t_m) a panoului tampon. Diagramele de eforturi axiale sunt prezentate în figura 3.21.

Relațiile de calcul ale eforturilor axiale și deplasării capetelor de șină pentru cele 11 etape sunt prezentate în continuare. deplasările Δl_{11} corespund panoului tampon iar Δl_{12} reprezintă deplasarea capătului C.F.J. Se presupune că la montare, între panoul tampon și C.F.J. se asigură un rost de montaj λ_m .

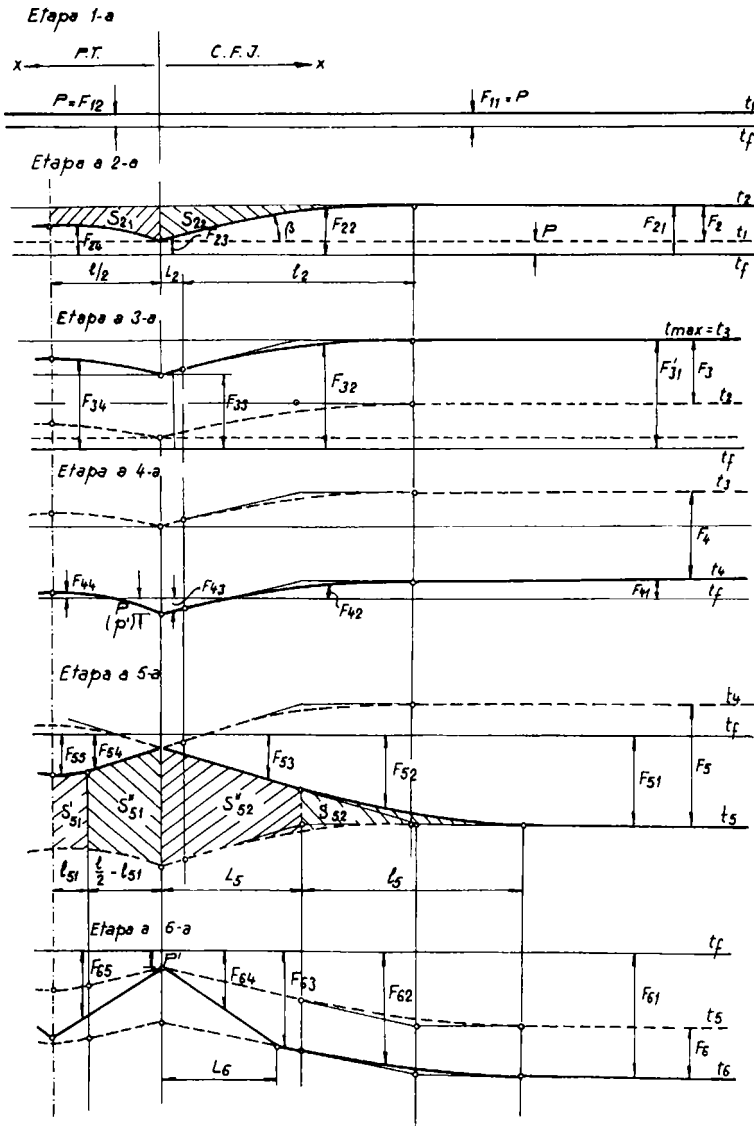


Fig. 3.21 Diagrame de eforturi la întreruperea C.F.J. cu un panou tampon :
rezistența p este biliniară; etapele 1 ... 6

Etapa 1-a:

Temperatura în şină creşte până la limita rezistenţei de eclisaj:

$$F_{11} = F_{12} = P = AE\alpha\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta l_1 = 0 \quad ; \quad t_1 = t_f + \Delta t_1 \quad (3.304)$$

Etapa a 2-a:

Temperatura creşte până la închiderea rostului de montaj. Această temperatură în şină se calculează din condiţia:

$$\Delta l_{21} + \Delta l_{22} = \lambda_m \quad (3.305)$$

Deplasarea capătului panoului tampon se poate determina cu relaţiile prezentate în cap.

III.5 (3.182 ... 3.186). Rezultă:

$$\begin{aligned} \Delta l_{21} &= \frac{S_{21}}{AE} = \frac{1}{AE} \left[\frac{pl^2}{24} + (F_{21}' - F_{21\max}) \frac{l}{2} \right] \\ \Delta l_{21} &= \frac{1}{AE} \left[\frac{pl^2}{24} + \left(AE\alpha\Delta t_2 - \frac{pl}{4} \right) \frac{l}{2} \right] \\ \Delta l_{21} &= \frac{\alpha\Delta t_2}{2} - \frac{pl^2}{12AE} \end{aligned} \quad (3.306)$$

Pentru deplasarea capătului C.F.J. se utilizează relaţiile 3.220 ... 3.231 cu modificările corespunzătoare:

$$\Delta l_{22} = \frac{S_{22}}{AE} = \frac{P}{2AE} \left(L_2^2 + l_2 L_2 + \frac{l_2^2}{3} \right) \quad (3.307)$$

$$F_2 = AE\alpha\Delta t_2 = p \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{6AE\lambda}{p}} \quad ; \quad L_2 = \frac{F_2}{p} - \frac{l_2}{2}$$

Prin rezolvarea ecuaţiei 3.305 (obţinută prin însumarea relaţiilor 3.306 şi 3.307) se obţine Δt_2 şi implicit temperatura t_2 la care se produce închiderea rostului:

$$t_2 = t_1 + \Delta t_2 \quad (3.308)$$

În continuare se determină expresiile eforturilor axiale de compresiune pe sectoare caracteristice:

$$F_2' = F_2 + P \quad ; \quad x \geq L_2 + l_2 \quad (3.309)$$

$$F_{22} = P + pL_2 + p \left[(x - L_2) - \frac{(x - L_2)^2}{2l_2} \right]$$

$$F_{22} = P + px - \frac{P}{2l_2}(x - L_2)^2 \quad ; \quad x = L_2 \dots L_2 + l_2 \quad (3.310)$$

$$F_{23} = P + px \quad ; \quad x = 0 \dots L_2 \quad (3.311)$$

$$F_{24} = P + \frac{p + p \frac{\frac{l-x}{2}}{l}}{2} x$$

$$F_{24} = P + p \frac{l-x}{l} x = P + p \left(1 - \frac{x}{l}\right) x \quad ; \quad x = 0 \dots \frac{l}{2} \quad (3.312)$$

În relațiile 3.309 ... 3.312 originea sistemului de coordonate carteziene este în dreptul rostului de dilatație.

Etapa a 3-a:

Temperatura în șină crește până la $t_3 = t_{\max}$. Pe intervalul $t_2 \dots t_3$ pe toată lungimea cadrului șine-traverse crește efortul de compresiune în șine.

$$F_3 = AE\alpha\Delta t_3 \quad ; \quad \Delta t_3 = t_3 - t_2 = t_{\max} - t_2 \quad ; \quad \Delta t_3 = 0 \quad (3.313)$$

$$F_3' = F_2' + F_3 \quad (3.314)$$

$$F_{32} = F_{22} + F_3 \quad (3.315)$$

$$F_{33} = F_{23} + F_3 \quad (3.316)$$

$$F_{34} = F_{24} + F_3 \quad (3.317)$$

Etapa a 4-a:

Temperatura în șină coboară până la t_4 la care rezistența de eclisaj reapare dar cu sensul schimbat opunându-se contracției șinelor.

$$\Delta t_4 = t_3 - t_4 = \Delta t_3 + 2\Delta t_1 \quad ; \quad t_4 = t_3 - \Delta t_3 - 2\Delta t_1 \quad (3.318)$$

$$F_4 = AE\alpha\Delta t_4 = AE\alpha(\Delta t_3 + 2\Delta t_1)$$

$$F_4 = F_3 + 2P \quad (3.319)$$

$$F_4' = F_3' - F_4 = P + F_2 + F_3 - F_3 - 2P$$

$$F_4' = F_2 - P \quad (3.320)$$

$$F_{42} = px - \frac{P}{2l_2}(x - L_2)^2 - P \quad (3.321)$$

$$F_{43} = px - P \quad (3.322)$$

$$F_{44} = p\left(1 - \frac{x}{l}\right)x - P \quad (3.323)$$

Etapa a 5-a:

Temperatura în șină coboară până la t_3 , care este temperatura de îngheț a prisme de piatră spartă:

$$F_3 = AE\alpha\Delta t_3 = p\left(L_3 + \frac{l_3}{2}\right) ; \Delta t_3 = t_4 - t_3 \quad (3.323)$$

$$F_{31} = F_{41} - F_3 = F_2 - P - F_3 \quad (3.324)$$

$$\lambda = \frac{S'_{31}}{AE} = \frac{S'_{32}}{AE}$$

$$S'_{31} = \int_{\frac{l}{2}-l_{31}}^{\frac{l}{2}} [F_{35} - (F_{44} - F_3)] dx$$

$$\begin{aligned} S'_{31} &= \int_{\frac{l}{2}-l_{31}}^{\frac{l}{2}} \left\{ -P + px - \frac{p}{2l_{31}} \left(x - \frac{l}{2} + l_{31} \right)^2 \right\} - \left(-P + px - \frac{px^2}{l} - F_3 \right) dx = \\ &= \int_{\frac{l}{2}-l_{31}}^{\frac{l}{2}} \left[2px - \frac{p}{2l_{31}} \left(x - \frac{l}{2} + l_{31} \right)^2 + \frac{px^2}{l} + F_3 \right] dx = \\ &= \frac{p}{3l} l_{31}^3 - \frac{4}{3} l_{31}^2 + \left(F_3 + \frac{5}{4} pl \right) l_{31} = AE\lambda \end{aligned}$$

$$l_{31}^3 - \frac{4l}{p} l_{31}^2 + 3l \frac{F_3 + 1,25pl}{p} l_{31} - \frac{3AE\lambda l}{p} = 0 \quad (3.325)$$

Una din soluțiile ecuației de gradul 3 (3.325) reprezintă lungimea din zona centrală a panoului tampon unde rezistența p variază liniar.

Calculul lungimii l_3 din cuprinsul C.F.J. unde rezistența p este variabilă se face după cum urmează:

$$\begin{aligned} S'_{32} &= \int_{L_3}^{L_2+l_2} [F_{32} - (F_{42} - F_3)] dx + \int_{L_2+l_2}^{L_3+l_3} [F_{32} - (F_4 - F_3)] dx = \\ &= \int_{L_3}^{L_2+l_2} \left\{ -P - px + \frac{p}{2l_3} (x - L_3)^2 \right\} - \left[-P - px + \frac{p}{2l_2} (x - L_2)^2 - F_3 \right] dx + \\ &+ \int_{L_2+l_2}^{L_3+l_3} \left\{ -P - px + \frac{p}{2l_3} (x - L_3)^2 \right\} - \left[-P - p \left(L_3 + \frac{l_3}{2} \right) \right] dx = \\ &= -\frac{p}{2} (L_3 + l_3)^2 + \frac{p}{2} L_3^2 + \frac{p}{6} l_3^2 - \frac{p}{2} (L_2 + l_2)^2 + \frac{p}{2} L_2^2 + \frac{p}{6} l_2^2 - \frac{p}{6l_2} (L_3 + L_2)^3 + \\ &+ F_3 (L_2 + l_2 - L_3) + p \left(L_3 + \frac{l_3}{2} \right) (L_3 + l_3 - L_2 + l_2) = AE\lambda = \frac{p}{6} l_3^2 \end{aligned}$$

Notând :

$$L_5 + \frac{l_5}{2} = k \quad ; \quad \frac{l_5}{2} = x \quad ; \quad l_5 = 2x \quad ; \quad L_5 + l_5 = k + x \quad ; \quad L_5 = k - x$$

se obține ecuația de gradul 3:

$$\begin{aligned} \frac{P}{6l_2} x^3 + \left[\frac{7P}{6} - \frac{P}{2l_2} (k - L_2) \right] x^2 + \left[F_5 + \frac{P}{2l_2} (k - L_2)^2 - 2pk \right] x + \frac{P}{2} \left[k^2 - (L_2 - l_2)^2 \right] - \\ - \frac{P}{6l_2} (k - L_2)^3 + (F_5 - pk)(L_2 + l_2 - k) = 0 \end{aligned} \quad (3.326)$$

Dublul uneia din soluțiile ecuației 3.326 este porțiunea din lungimea de respirație unde rezistența p variază liniar. În cazul unui rost de montaj prea mare, când:

$$L_5 + l_5 < L_2 + l_2 \quad (3.327)$$

calculul lungimilor de respirație L_5 și l_5 se face cu ajutorul relațiilor 3.238 ... 3.250.

Eforturile de întindere în zona de respirație a C.F.J. și în șinele panoului tampon se determină cu relațiile:

$$F_{52} = -P - px + \frac{P}{6l_5} (x - L_5)^2 \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad (3.328)$$

$$F_{53} = -P - px \quad ; \quad x = 0 \dots L_5 \quad (3.329)$$

$$F_{54} = -P - px \quad ; \quad x = 0 \dots \left(\frac{l}{2} - l_{51} \right) \quad (3.330)$$

$$F_{55} = -P - px + \frac{P}{2l_{51}} \left(x - \frac{l}{2} + l_{51} \right)^3 \quad ; \quad x = \left(\frac{l}{2} - l_{51} \right) \dots \frac{l}{2} \quad (3.331)$$

Pentru calculul mărimii rostului format la temperatura $t_5 = t_{inghet}$ trebuie să se determine suprafețele S_{51}'' și S_{52}'' :

$$S_{51}'' = \int_0^{\frac{l}{2} - l_{51}} \left[(-P - px) - \left(-P - F_5 + px - \frac{px^2}{l} \right) \right] dx = AE\Delta l_{51}''$$

$$\Delta l_{51}' = \frac{1}{AE} \left[\frac{P}{3l} \left(\frac{l}{2} - l_{51} \right)^3 - P \left(\frac{l}{2} - l_{51} \right)^2 + F_5 \left(\frac{l}{2} - l_{51} \right) \right] \quad (3.332)$$

$$\Delta l_{51} = \lambda + \Delta l_{51}'' \quad (3.333)$$

$$S_{52}'' = \int_0^{l_2} \left[(-P - px) - (-P + px - F_5) \right] dx +$$

$$+ \int_{l_2}^{L_5} \left[(-P - px) - \left[\left(-P + px - \frac{P}{2l_2} (x - L_2)^2 - F_5 \right) \right] \right] dx = AE\Delta l_{52}''$$

$$\Delta l_{52}'' = \frac{1}{AE} \left[\frac{P}{6l_2} (L_3 - L_2)^3 - pL_5^2 + F_3 L_5 \right] \quad (3.334)$$

$$\Delta l_{52} = \lambda + \Delta l_{52}''$$

$$\Delta l_5 = \Delta l_{51} + \Delta l_{52} = 2\lambda + \Delta l_{51}'' + \Delta l_{52}'' \quad (3.335)$$

Etapa a 6-a:

Temperatura în șină coboară la $t_6 = t_{min} = -30 \text{ } ^\circ\text{C}$. Pe intervalul $t_3 \dots t_6$ prisma de piatră spartă este înghețată iar rezistența p' este constantă pe toată lungimea C.F.J. analizată:

$$F_6 = AE\alpha\Delta t_6 \quad ; \quad \Delta t_6 = t_3 - t_6 = t_{inghet} - t_{min} \quad (3.336)$$

$$F_{61} = -F_6 + F_{51}$$

Comportarea panoului tampon este cea prezentată în cap III.5 iar scurtarea acestuia (Δl_{61}) se determină cu relația:

$$\Delta l_{61} = \frac{1}{AE} \left[F_6 \frac{l}{2} - \frac{l^2}{8} (p' - p) + \frac{p l_{51}^2}{3} \right] \quad (3.337)$$

Scurtarea C.F.J. se determină cu relația: 3.260:

$$\Delta l_{62} = \frac{p' - p}{2AE} L_6^2 \quad (3.338)$$

unde L_6 se calculează cu relația 3.256 sau 3.257.

Rezultă rostul format la $t_6 = t_{min}$:

$$\Delta l_6 = \Delta l_5 + \Delta l_{61} + \Delta l_{62} \quad (3.339)$$

Pentru a spori exactitatea calculelor se poate considera că se activează și rezistența la forfecare a șuruburilor orizontale (P_1). În această situație lungimea L_6 se calculează cu relația:

$$L_6 = \frac{F_6 - P_1}{p' - p} \quad (3.340)$$

Expresiile eforturilor în lungul căii sunt:

$$F_{62} = -P - px + \frac{P}{2l_3} (x - L_3)^2 - F_6 \quad ; \quad x = L_3 \dots L_3 + l_3 \quad (3.341)$$

$$F_{63} = -P - px - F_6 \quad ; \quad x = L_6 \dots L_3 \quad (3.342)$$

$$F_{64} = -P' - p' x \quad ; \quad x = 0 \dots L_6 \quad (3.343)$$

$$F_{65} = -P' - p' x \quad ; \quad x = 0 \dots \frac{l}{2} \quad (3.344)$$

Admițând $P' = P + P_1$ relația 3.337 devine:

$$\Delta l_{61} = \frac{1}{AE} \left[(F_6 - P_1) \frac{l}{2} - \frac{l^2}{8} (p' - p) + \frac{P}{3} l_{51}^2 \right] \quad (3.345)$$

Mărimea rostului format la t_{min} se determină cu relația:

$$\Delta l_6 = \Delta l_5 + \Delta l_{61} + \Delta l_{62} \quad (3.346)$$

Etapa a 7-a:

Temperatura în șină crește de la t_{min} la t_7 , la care se anulează rezistența din eclisaj P (sau P'):

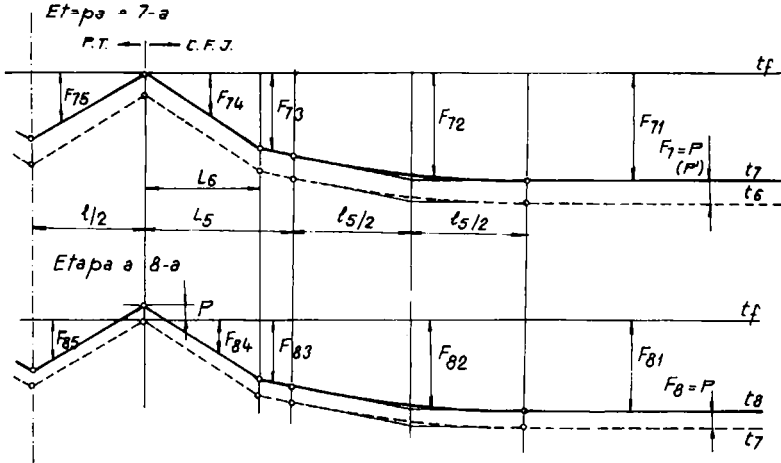


Fig. 3.22 Diagrame de eforturi în etapele a 7-a și a 8-a

$$F_7 = P' ; \Delta t_7 = \frac{P'}{AE\alpha} ; \Delta l_7 = 0 \quad (3.347)$$

$$F_{71} = F_{61} + P' ; x > L_5 + l_5 \quad (3.348)$$

$$F_{72} = F_{62} + P' = -px + \frac{p}{2l_5}(x - L_5)^2 - F_6 ; x = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad (3.349)$$

$$F_{73} = F_{63} + P' = -px - F_6 ; x = L_6 \dots L_5 \quad (3.350)$$

$$F_{74} = F_{64} + P' = -p'x ; x = 0 \dots L_6 \quad (3.351)$$

$$F_{75} = F_{65} + P' = -p'x ; x = 0 \dots \frac{l}{2} \quad (3.352)$$

Etapa a 8-a:

Temperatura în șină urcă la t_8 cu $\Delta t_8 = \Delta t_7$. Reapare rezistența de eclisaj P care se opune dilatării celor două bare (P.T. și C.F.J.).

$$F_8 = P ; \Delta t_8 = \Delta t_7 = \frac{P}{AE\alpha} ; \Delta l_8 = 0 \quad (3.353)$$

$$F_{81} = F_{71} + P = F_{61} + P' + P ; x > L_5 + l_5 \quad (3.354)$$

$$F_{82} = F_{72} + P = P - px + \frac{P}{2l_5}(x - L_5)^2 - F_6 \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_5 \quad (3.355)$$

$$F_{83} = F_{73} + P = P - px - F_6 \quad ; \quad x = L_6 \dots L_5 \quad (3.356)$$

$$F_{84} = F_{74} + P = P - p'x \quad ; \quad x = 0 \dots L_6 \quad (3.357)$$

$$F_{85} = F_{75} + P = P - p'x \quad ; \quad x = 0 \dots \frac{l}{2} \quad (3.358)$$

Etapa a 9-a:

Temperatura în șină crește de la t_8 la $t_9 = t_{dezghet}$ care în calcule este considerată -5°C .

Se admite că rezistența p' este constantă în lungul zonelor de respirație formate. Diagramele de eforturi sunt prezentate în figura 3.23.

Etapele a 9-a și a 10-a

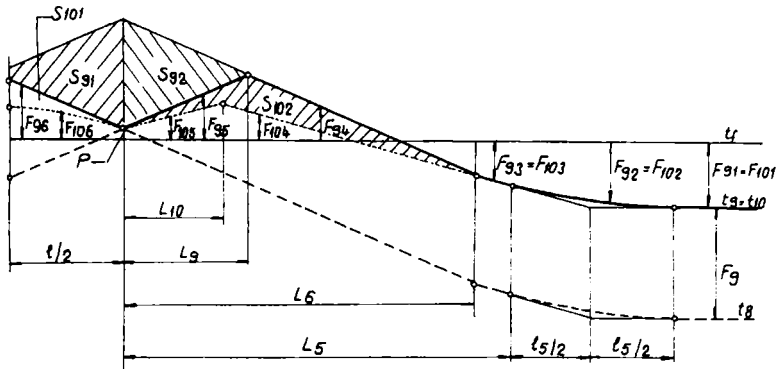


Fig. 3.23 Diagramele de eforturi în etapele a 9-a și a 10-a

$$F_9 = AE\Delta t_9 \quad ; \quad \Delta t_9 = t_9 - t_8 = t_{dezghet} - t_8 \quad (3.359)$$

$$L_{10} = \frac{F_9}{2p'} \quad (3.360)$$

$$\Delta l_{92} = \frac{S_{92}}{AE} = \frac{F_9 L_9}{2AE} \quad (3.361)$$

$$\Delta l_{91} = \frac{S_{91}}{AE}$$

$$S_{91} = \int_0^{l/2} [(P + F_9 - p'x) - (P + p'x)] dx = F_9 \frac{l}{2} - p' \frac{l^2}{4}$$

$$\Delta l_{91} = \frac{2F_9 l - p' l^2}{4AE} \quad (3.362)$$

În urma dilatării P.T. și C.F.J. cu Δl_{91} și Δl_{92} , rămâne restul:

$$\Delta l_9 = \Delta l_6 - \Delta l_{91} - \Delta l_{92} \quad (3.363)$$

Eforturile în lungul liniei vor fi:

$$F_{91} = F_{81} + F_9 \quad ; \quad x > L_5 + l_3 \quad (3.364)$$

$$F_{92} = F_{82} + F_9 = P + F_9 - F_6 - px + \frac{P}{2l_3}(x - L_5)^2 \quad ; \quad x = L_5 \dots L_5 + l_3 \quad (3.365)$$

$$F_{93} = F_{83} + F_9 = P + F_9 - F_6 - px \quad ; \quad x = L_6 \dots L_5 \quad (3.366)$$

$$F_{94} = F_{84} + F_9 = P + F_9 - p'x \quad ; \quad x = 0 \dots L_6 \quad (3.367)$$

$$F_{95} = F_{85} + F_9 = P - F_9 p'x \quad ; \quad x = 0 \dots \frac{l}{2} \quad (3.368)$$

Etapa a 10-a:

La temperatura în șină $t_{10} = t_9$ se produce detenta din dezgheț iar P.T. și C.F.J. se alungesc cu Δl_{101} respectiv Δl_{102} . Eforturile în lungul liniei se calculează cu relațiile:

$$F_{101} = F_{91} \quad ; \quad F_{102} = F_{92} \quad ; \quad F_{103} = F_{93} \quad (3.369)$$

$$F_{104} = P + 2pL_{10} - px \quad ; \quad x = L_{10} \dots L_6 \quad (3.370)$$

$$F_{105} = P + px \quad ; \quad x = 0 \dots L_{10} \quad (3.371)$$

$$F_{106} = P + px \quad ; \quad x = 0 \dots \frac{l}{2} \quad (3.372)$$

Lungimea de respirație L_{10} se calculează cu relația 3.287:

$$L_{10} = \frac{F_9 - (p' - p)L_6}{2p}$$

Alungirea (detenta) corespunzătoare panoului tampon este:

$$\Delta l_{101} = \frac{S_{101}}{AE} = \frac{1}{AE} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{l}{2} \cdot (p' - p) \cdot \frac{l}{2}$$

$$\Delta l_{101} = \frac{(p' - p)l^2}{8AE} \quad (3.373)$$

$$\Delta l_{102} = \frac{S_{102}}{AE} = \frac{1}{AE} \left[-pL_{10}^2 - p'L_9^2 + \frac{p' - p}{2} L_6^2 + 2p'L_9 L_{10} - (p' - p)L_6 L_{10} \right] \quad (3.374)$$

$$\Delta l_{10} = \Delta l_9 - \Delta l_{101} \Delta l_{102} \quad (3.375)$$

Etapa a 11-a:

Temperatura în șină crește până la t_{11} la care se încheie rostul de dilatație Δl_{10} . Pentru calculul eforturilor și a deplasărilor se utilizează notațiile din figura 3.24.

$$F_{11} = AE\alpha\Delta t_{11} \quad ; \quad \Delta t_{11} = t_{11} - t_{10} \quad (3.376)$$

Folosind notațiile din figura 3.24, eforturile în lungul liniei se calculează cu următoarele relații:

$$F_{111} = F_{101} + F_{11} \quad ; \quad x > L_5 + l_5 \quad (3.377)$$

$$F_{112} = P + 2pL_{10} + F_{11} - px + \frac{p}{2l_5}(x - L_5)^2 \quad ; \quad x = L_{11} + l_{11} \dots L_5 + l_5 \quad (3.378)$$

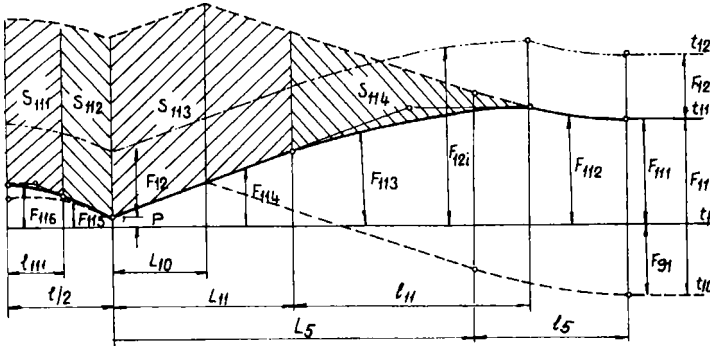


Fig. 3.24 Diagramele de eforturi în etapele a 11-a și a 12-a

$$F_{113} = P + px - \frac{p}{2l_{11}}(x - L_{11})^2 \quad ; \quad x = L_{11} \dots L_{11} + l_{11} \quad (3.379)$$

$$F_{114} = P + px \quad ; \quad x = 0 \dots L_{11} \quad (3.380)$$

$$F_{115} = P + px \quad ; \quad x = 0 \dots \frac{l}{2} - l_{111} \quad (3.381)$$

$$F_{116} = P + px - \frac{p}{2l_{111}}\left(x - \frac{l}{2} + l_{111}\right)^2 \quad ; \quad x = \frac{l}{2} - l_{111} \dots \frac{l}{2} \quad (3.382)$$

Pentru determinarea necunoscutelor F_{11} , L_{11} , l_{11} și l_{111} se consideră următoarele:

- în punctul de intersecție A diagrama de eforturi corespunzătoare etapei a 11-a și cea corespunzătoare etapei a 10-a traslatată în sus cu F_{11} au aceeași ordonată;
- suprafețele S_{111} și S_{114} corespund deplasării λ ;
- deplasarea totală a celor două capete de linie de cale ferată este până la limita închiderii rostului Δl_{10} ($\Delta l_{11} = \Delta l_{10}$).

Rezultă următoarele ecuații:

$$F_{112} = F_{113} \quad , \text{dacă} \quad x = L_{11} + l_{11}$$

$$P + p(L_{11} + l_{11}) - \frac{p}{2l_{11}}l_{11}^2 = P + 2pL_{10} + F_{11} - p(L_{11} + l_{11}) + \frac{p}{2l_5}(L_{11} + l_{11} - L_5)^2$$

$$2p(L_{11} + l_{11}) - \frac{p}{2}l_{11} - 2pL_{10} - F_{11} - \frac{p}{2l_5}(L_{11} + l_{11} - L_5)^2 = 0 \quad (3.383)$$

$$\frac{S_{111}}{AE} = \lambda$$

$$\begin{aligned} S_1 &= \int_{\frac{l}{2}-l_{11}}^l \left\{ \left(P + F_{11} + px - \frac{px^2}{l} \right) - \left[P + px - \frac{P}{l_{11}} \left(x - \frac{l}{2} + l_{11} \right)^2 \right] \right\} dx = \\ &= F_{11} \left(\frac{l}{2} - \frac{l}{2} + l_{11} \right) - \frac{P}{3l} \cdot \frac{l^3}{8} + \frac{P}{3l} \left(\frac{l}{2} - l_{11} \right)^3 + \frac{P}{3l_{11}} \cdot l_{11}^3 = \\ &= F_{11} l_{11} - \frac{P}{24} l^2 + \frac{P}{3l} \left(\frac{l^3}{8} - \frac{3l^2}{4} l_{11} + \frac{3l}{2} l_{11}^2 - l_{11}^3 \right) + \frac{P}{3} l_{11}^3 = AE\lambda \end{aligned}$$

$$F_{11} l_{11} - \frac{Pl}{4} l_{11} + \frac{5P}{6} l_{11}^2 - \frac{P}{3l} l_{11}^3 - AE\lambda = 0 \quad (3.384)$$

$$\frac{S_{114}}{AE} = \lambda$$

$$\begin{aligned} S_{114} &= \int_{L_5}^{L_5} \left\{ \left(P + 2pL_{10} + F_{11} - px \right) - \left[P + px - \frac{P}{2l_{11}} (x - L_{11})^2 \right] \right\} dx + \\ &+ \int_{L_5}^{L_{11}+L_5} \left\{ P + 2pL_{10} + F_{11} - px + \frac{P}{2L_5} (x - L_5)^2 - \left[P + px - \frac{P}{2l_{11}} (x - L_{11})^2 \right] \right\} dx = \\ &= 2pL_{10} (L_{11} + l_{11} - L_{11}) + F_{11} (L_{11} + l_{11} - L_{11}) - p(L_{11} + l_{11})^2 + pL_{11}^2 + \\ &+ \frac{P}{6L_5} (L_{11} + l_{11} - L_5)^3 + \frac{P}{6l_{11}} l_{11}^3 = AE\lambda \end{aligned}$$

$$2pL_{10} l_{11} + F_{11} l_{11} - p(L_{11} + l_{11})^2 + pL_{11}^2 + \frac{P}{6L_5} (L_{11} + l_{11} - L_5)^3 + \frac{P}{6} l_{11}^3 - AE\lambda = 0 \quad (3.385)$$

$$\frac{S_{11}}{AE} = \frac{S_{111} + S_{112} + S_{113} + S_{114}}{AE} = \Delta l_{11} = \Delta l_{10}$$

$$\frac{S_{112} + S_{113}}{AE} = \Delta l_{11} - 2\lambda \quad (3.386)$$

$$S_{112} = \int_0^{l-l_{11}} \left[\left(P + F_{11} + px - \frac{px^2}{l} \right) - (P + px) \right] dx = F_{11} \frac{l}{2} - F_{11} l_{11} - \frac{P}{3l} \left(\frac{l}{2} - l_{11} \right)^3$$

$$\begin{aligned} S_{113} &= \int_0^{L_{10}} \left[(P + px + F_{11}) - (P + px) \right] dx + \int_{L_{10}}^{L_{11}} \left[(P + 2pL_{10} + F_{11} - px) - (P + px) \right] dx = \\ &= F_{11} L_{10} + 2pL_{10} L_{11} - 2pL_{10}^2 + F_{11} L_{11} - F_{11} L_{10} - pL_{11}^2 + pL_{10}^2 = \\ &= 2pL_{10} L_{11} + F_{11} L_{11} - pL_{11}^2 - pL_{10}^2 \end{aligned}$$

$$\frac{1}{AE} \sum_{i=1}^4 S_{11} i =$$

$$= 2\lambda + \frac{1}{AE} \left[F_{11} \frac{l}{2} - F_{11} l_{111} - \frac{p}{3l} \left(\frac{l}{2} - l_{111} \right)^3 + 2pL_{10}L_{11} - F_{11}L_{11} - pL_{11}^2 - pL_{10}^2 \right] = \Delta l_{11}$$

$$F_{11} \frac{l}{2} - F_{11} l_{111} - \frac{p}{3l} \left(\frac{l}{2} - l_{111} \right)^3 + 2pL_{10}L_{11} + F_{11}L_{11} - pL_{11}^2 - pL_{10}^2 - (\Delta l_{11} - 2\lambda)AE = 0$$

(3.387)

Mărimile F_{11} , L_{11} , l_{11} și l_{111} se obțin prin rezolvarea sistemului de ecuații 3.383, 3.384, 3.385 și 3.387. Folosind programul de calcul *MATHCAD 6.0* pentru $p=14 \text{ daN/cm}$, $L_{10}=904 \text{ cm}$, $L_5=3\,249 \text{ cm}$, $l=2\,500 \text{ cm}$, $A=125 \text{ cm}^2$, $E=2\,100\,000 \text{ daN/cm}^2$, $\lambda=0.25 \text{ cm}$, $\Delta l_{11}=1.54 \text{ cm}$ și $l_5=5\,012 \text{ cm}$ s-au obținut: $F_{11}=8\,8920 \text{ daN}$, $L_{11}=2\,101 \text{ cm}$, $l_{11}=2\,826 \text{ cm}$ și $l_{111}=747\,068 \text{ cm}$.

Temperatura la care se produce închiderea rostului Δl_{11} se determină cu relația:

$$\Delta l_{11} = \frac{F_{11}}{AE\alpha} \quad ; \quad t_{11} = t_{10} + \Delta t_{11} \quad (3.388)$$

Etapa a 11-a:

Temperatura în șină crește până la $t_{12}=t_{\max}=60 \text{ } ^\circ\text{C}$. În această etapă crește forța de compresiune pe toată lungimea liniei.

$$F_{12} = AE\Delta l_{12} \quad ; \quad \Delta l_{12} = t_{12} - t_{11} = t_{\max} - t_{11} \quad ; \quad \Delta l_{12} = 0 \quad (3.389)$$

$$F_{12i} = F_{11} + F_{12} \quad (i=1 \dots 6) \quad (3.390)$$

Deplasarea capetelor P.T. și C.F.J. este nulă, rostul fiind închis.

Tabelul 3.12

A (cm ²)	temp (°C)	F13 (daN/cm ²)	λ=0,20										
			p=5			p=6							
			l ₁	l ₂	l ₃	l ₁	l ₂	l ₃					
62,97	25	38018,1375	4786,8527	2.822*10 ³	1.6886*10 ³	5142,7036	3765,0045	2.5715*10 ³	1.2395*10 ³	4781,2183	3050,5633	282,07055	2.5076*10 ³
	30	45621,765	6307,5782	316,968	4.4322*10 ³		5032,2757	2.5965*10 ³	1.8689*10 ³		4136,7658	282,4653	3.0784*10 ³
76,86	25	46404,225	6168,8746	338,248	4.4619*10 ³	5681,6547	4893,2102	317,8871	3.6650*10 ³	5260,1901	3869,0799	2.6301*10 ³	1.342*10 ³
	30	56695,07	8025,0436	3.2817*10 ³	3.202*10 ³	6440,0177	2.9191*10 ³	2.4971*10 ³			5324,9149	2.664*10 ³	2.00025*10 ³
82,56	25	49846,6	6450,6000	3.2780*10 ³	2.5579*10 ³	5888,5652	5363,3174	325,6888	3.9589*10 ³	5461,7520	4394,9240	2.7274*10 ³	1.5159*10 ³
	30	58814,72	8737,6440	3.4464*10 ³	3.5184*10 ³	7024,8374	3.0525*10 ³	2.7577*10 ³			5819,0840	2.7773*10 ³	2.2204*10 ³

A (cm ²)	temp (°C)	F13 (daN/cm ²)	λ=0,25											
			p=5			p=6								
			l ₁	l ₂	l ₃	l ₁	l ₂	l ₃						
62,97	25	38018,1375	6298,4698	4454,3776	340,2012	3.5969*10 ³	5749,7174	3461,4976	319,9725	2.9301*10 ³	5323,2039	2769,5905	303,87407	2.4876*10 ³
	30	45621,765		5975,1031	3.1725*10 ³	2.1973*10 ³		4728,7688	320,306688	3.59068*10 ³		3855,7930	2.6619*10 ³	1.2624*10 ³
76,86	25	46404,225	6658,5774	5801,5563	3.4838*10 ³	2.0304*10 ³	6352,2831	4557,8980	342,157088	3.6241*10 ³	5881,0713	3688,6393	324,8615	3.0744*10 ³
	30	56695,07		7667,7253	364,8663	5.4207*10 ³		6104,7036	3.2026*10 ³	2.2549*10 ³		5014,4743	325,258058	3.76658*10 ³
82,56	25	49846,6	7211,9600	6383,1250	3.6178*10 ³	2.2787*10 ³	6693,6160	5015,7920	350,5187	3.9124*10 ³	6095,2440	4073,1780	3.0514*10 ³	1.2744*10 ³
	30	58814,72		8366,9460	373,1579	5.8575*10 ³		6677,3120	3.3348*10 ³	2.5097*10 ³		5497,3380	333,266033	4.07149*10 ³

Tabelele au fost completate în urma rezolvării cu ajutorul programului MATHCAD 6.0 a următoarelor sisteme de ecuații:

$$\begin{cases}
 \text{I} \left\{ \begin{aligned}
 &F_{13}l_2 - p(L_2 + l_2)^2 + pl_2^2 + \frac{p}{6}l_2^2 + \frac{p}{6l_1}(L_2 + l_2 - L_1)^3 - Af_1\lambda = 0 \\
 &2pl_2 + \frac{3p}{2}l_2 - \frac{p}{2l_1}(L_2 + l_2 - L_1)^2 - F_{13} = 0
 \end{aligned} \right. \\
 \text{II} \left\{ \begin{aligned}
 &F_{13}l_2 - p(L_2 + l_2)^2 + pL_2^2 + \frac{p}{6}l_2^2 - AE\lambda = 0 \\
 &2pl_2 + \frac{3p}{2}l_2 - \frac{p}{2l_1}(L_2 + l_2 - L_1)^2 - F_{13} = 0
 \end{aligned} \right.
 \end{cases}$$

CAP. IV DETENSIONARE, PRETENSIONARE ȘI RUPERI DE ȘINĂ LA C.F.J.

Detensionarea C.F.J. este operația prin care, la o anumită temperatură, tronsoanele de șină sunt eliberate total sau parțial de eforturi [115]. Detensionarea poate fi obișnuită cu eliberare totală sau parțială de eforturi și reținută.

Pretensionarea C.F.J. este operația prin care cu ajutorul unor dispozitive sau procedee speciale (dispozitive de tracțiune sau prin încălzire) șina se alungește cu o cantitate corespunzătoare creșterii temperaturii cu un număr de grade.

Uniformizarea eforturilor în C.F.J. este operația prin care două sau mai multe tronsoane vecine, fixate la temperaturi diferite, sunt aduse la aceeași temperatură de fixare și capătă același efort.

1 Detensionare obișnuită cu eliberare totală de eforturi

Se consideră o C.F.J. având $t_f = 17 \dots 27 \text{ }^\circ\text{C}$. Temperatura șinei în ziua detensionării este $t_d > 27 \text{ }^\circ\text{C}$. Se poate considera și situația $t_f < 17 \text{ }^\circ\text{C}$ și $t_d = 17 \dots 27 \text{ }^\circ\text{C}$ sau, în general, $t_f < t_d$.

În cadrul detensionării obișnuite cu eliberare totală de eforturi șina este suspendată în cabluri.

Se analizează mai întâi situația în care $t_d = \text{const.}$ pe lungimea afectată de detensionare. Calculul modificării lungimii C.F.J. (a alungirii, în cazul prezentat) și a lungimilor de respirație formate se face în trei variante: după instrucția de specialitate [115], după literatura de specialitate [50; 51] și după metoda propusă de autor.

După [115] $\Delta l = \alpha l \Delta t$, unde l este lungimea tronsonului detensionat și $\Delta t = t_d - t_f$. În [115] nu se amintește de zonele de respirație dar se arată că după o astfel de detensionare șina capătă lungimea corespunzătoare temperaturii din timpul detensionării.

În realitate la orice detensionare se formează zone de respirație la capetele tronsonului. Admițând că detensionarea obișnuită cu eliberare totală de eforturi se face în zona centrală a C.F.J. și că t_f este constantă pe lungimea tronsonului detensionat se obțin diagramele de eforturi din figura 4.1:

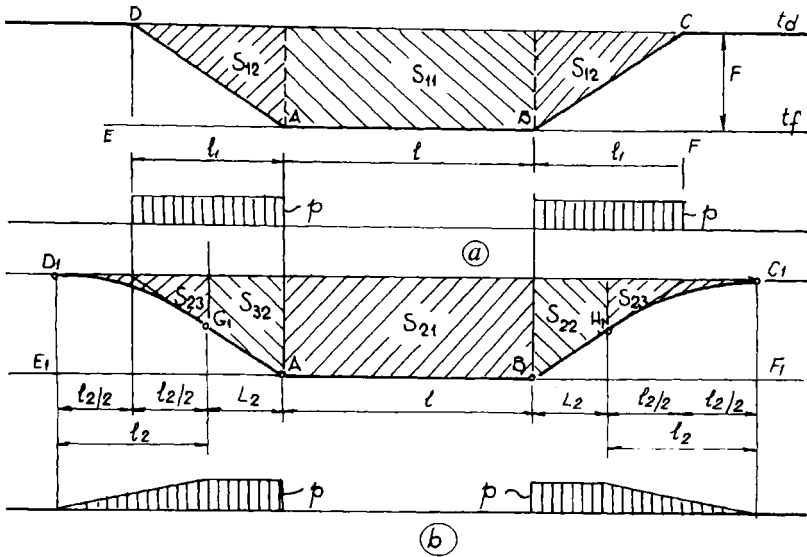


Fig. 4.1 Diagrame de eforturi la detensionarea obișnuită cu eliberare totală de eforturi

Pentru rezistența $p = const.$ diagrama de eforturi este arătată în figura 4.1a. Alungirea (sau scurtarea) suplimentară față de relația din [115] este

$$\Delta l_{12} = 2 \cdot \frac{S_{12}}{AE} = \frac{Fl_1}{AE} = \frac{AE\alpha^2 \Delta t^2}{p} \quad (4.1)$$

Alungirea (scurtarea) totală este :

$$\Delta l_1 = \Delta l + \Delta l_{12} = \frac{S_{11} + 2S_{12}}{AE}$$

$$\Delta l_1 = \alpha \Delta t + \frac{AE\alpha \Delta t}{AE} \cdot l_1$$

$$\Delta l_1 = \alpha \Delta t (l + l_1) \quad (4.2)$$

$$\frac{\Delta l_1}{\Delta l} = \frac{l + l_1}{l} = 1 + \frac{l_1}{l} \quad (4.3)$$

Sporul de alungire (scurtare) în procente este :

$$\frac{\Delta l_{12}}{\Delta l} \cdot 100 = \frac{l_1}{l} \cdot 100 \quad [\%] \quad (4.4)$$

Se observă că acest spor este direct proporțional cu diferența de temperatură (Δt), aria secțiunii transversale a șinei (A) și invers proporțional cu rezistența p și cu lungimea tronsonului detensionat (l).

Autorul admite că în zonele de respirație formate rezistența p are variația biliniară, iar diagrama de eforturi va arăta ca în fig.4.1.b. Lungimile de respirație sporesc cu ΔL :

$$L_2 + l_2 = l_1 + \frac{l_2}{2} = l_1 + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{6AE\lambda}{p}}$$

$$\Delta L = L_2 + l_2 - l_1 = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{6AE\lambda}{p}} \quad (4.5)$$

Sporul de alungire (scurtare) se poate calcula astfel :

$$2(\Delta l_{22} + \Delta l_{23}) = \frac{2}{AE} (S_{22} + S_{23}) = \frac{2}{AE} \int_0^{l_2} (F - px) dx + 2\lambda$$

$$2(\Delta l_{22} + \Delta l_{23}) = \frac{1}{AE} \left[2F(L_2 + l_2) - p(L_2 + l_2)^2 + \frac{p}{3} l_2^2 \right] \quad (4.6)$$

Se poate demonstra că alungirea (scurtarea) corespunzătoare diagramei din figura 4.1.b crește foarte puțin față de cea corespunzătoare diagramei din figura 4.1.a.

$$\Delta \Delta l = 2 \frac{S_{22} + S_{23}}{AE} - 2 \frac{S_{12}}{AE} = \frac{2}{AE} \left[F(L_2 + l_2) - \frac{p}{2} (L_2 + l_2)^2 + \frac{p}{6} l_2^2 - \frac{F}{2} \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right) \right] =$$

$$= \frac{2}{AE} \left[F \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right) + F \frac{l_2}{2} - \frac{p}{2} \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right)^2 - \frac{p}{2} \cdot \frac{l_2^2}{4} - p \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right) \frac{l_2}{2} + \frac{p}{6} l_2^2 - \frac{F}{2} \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right) \right] =$$

$$= \frac{2}{AE} \left[F \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right) + F \frac{l_2}{2} - \frac{F}{2} \left(L_2 + \frac{l_2}{2} \right) - \frac{pl_2^2}{8} - F \frac{l_2}{2} + \frac{pl_2^2}{6} \right] = \frac{2}{AE} pl_2^2 \left(\frac{1}{6} - \frac{1}{8} \right) = \frac{pl_2^2}{12AE}$$

dar $l_2^2 = \frac{6AE\lambda}{p}$ și rezultă : $\Delta \Delta l = \frac{\lambda}{2}$

$$\Delta l_2 = \Delta l_1 + \Delta \Delta l = \Delta l_1 + \frac{\lambda}{2} \quad (4.7)$$

În tabelul 4.1 sunt prezentate lungimile zonelor de respirație formate la detensionarea unei C.F.J. având $t_f = 20^\circ C$ la $t_d = 45^\circ C$. S-a considerat că $p = 7 \text{ daN/cm}$ fir iar calculele au fost efectuate separat pentru suprastructuri tip 49; 60 și 65 admitând $\lambda = 0,25 \text{ cm}$. În tabelul 4.2 sunt prezentate alungirile calculate în aceleași condiții luând $l = 200 \text{ m}$.

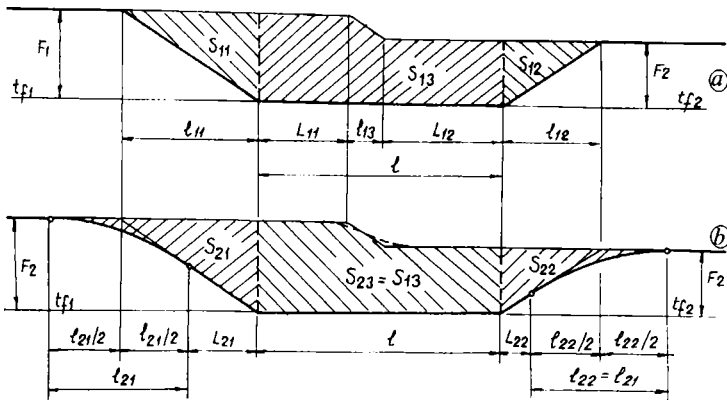
Tabelul 4.1

Tip șină	F [daN]	l ₁ [cm]	l ₂ [cm]	L ₂ [cm]	L ₂ +l ₂ [cm]	$\frac{l_2 + l_2}{l_1} \cdot 100$ [%]	Observații
49	38 018	5 431	5 323	2 770	8 093	149,0	$\Delta t = 25^\circ C$ $p = 7 \text{ daN/cm fir}$ $\lambda = 0,25 \text{ cm}$
60	46 404	6 629	5 881	3 689	9 570	144,4	
65	49 846	7 121	6 095	4 073	10 168	142,8	

Tabelul 4.2

Tip șină	F [daN]	Δl [cm]	Δl_1 [cm]	$\frac{\Delta l_1}{\Delta l} 100$ [%]	Δl_2 [cm]	$\frac{\Delta l_2}{\Delta l} 100$ [%]	Observații
49	38 018	5,75	7,31	127,2	7,43	129,2	$\Delta t = 25^\circ C$ $p = 7 \text{ daN/cm fir}$ $\lambda = 0,25 \text{ cm} ; l = 200 \text{ m}$
60	46 404	5,75	7,66	133,1	7,78	135,3	
65	49 846	5,75	7,80	135,6	7,92	137,7	

În cazul în care temperatura de fixare nu este constantă în lungul tronsonului detensionat (figura 4.2) se utilizează aceleași relații de calcul dar la cele două capete ale tronsonului lungimile zonelor de respirație vor fi diferite.

Fig. 4.2 Detensionare obișnuită cu eliberare totală de eforturi dacă $t_{f1} \neq t_{f2}$

Aplicând relațiile 4.1 ... 4.7 și datele inițiale de la completarea tabelor 4.1 și 4.2 cu excepția temperaturilor de fixare ($t_{f1} = 20^\circ C$; $t_{f2} = 25^\circ C$) se obțin rezultatele prezentate în tablele 4.3 și 4.4 .

Tabelul 4.3

Tip șină	F ₁ [cm]	F ₂ [cm]	l ₁₁ [cm]	l ₁₂ [cm]	l ₂₁ [cm]	L ₂₁ [cm]	$\frac{l_{21} + l_{11}}{l} 100$ [%]	l ₂₂ [cm]	L ₂₂ [cm]	$\frac{L_{22} + l_{11}}{l} 100$ [%]
49	38 018	30 415	5 431	4 345	5 323	2 770	149,0	5 323	1 684	161,3
60	46 404	37 123	6 629	5 303	5 881	3 689	144,4	5 881	2 363	155,4
65	49 846	39 877	7 121	5 697	6 095	4 073	142,8	6 095	2 650	153,5

Cu ajutorul valorilor prezentate în tablele 4.2 și 4.4 se poate determina temperatura reală de fixare care diferă față de cea calculată după [115]. Se utilizează notațiile din figurile 4.1 și 4.3.

Tabelul 4.4

Tip șină	$\Delta l = \frac{S_{21}}{AE}$ [cm]	$\Delta l_1 = \frac{\sum_1^3 S_{2i}}{AE}$ [cm]	$\frac{\Delta l_1}{\Delta l} \cdot 100$ [%]	$\Delta l_2 = \frac{\sum_1^3 S_{2i}}{AE}$ [cm]	$\frac{\Delta l_2}{\Delta l_1} \cdot 100$ [%]	Observații
49	5,18	6,46	124,7	6,58	127,0	$t_{f1} = 20^\circ C$; $t_{f2} = 25^\circ C$
60	5,18	6,75	130,2	6,87	132,6	$p = 7 \text{ daN/cm}$; $\lambda = 0,25 \text{ cm}$
65	5,18	6,86	132,5	6,98	134,7	$l = 200 \text{ m}$; $l_{13} = (F1-F2)/p$; $L_{11} = L_{12}$

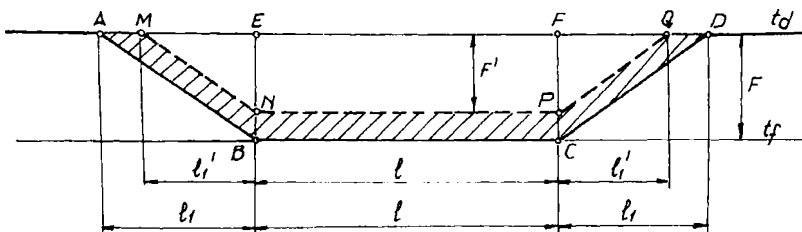


Fig. 4.3 Determinarea temperaturii de fixare

$$S_{MNPQ} = S_{11} = AE\Delta l = S_1 = F'(l + l') \quad (4.8)$$

$$S_{ABCD} = S_{11} + 2S_{12} = AE\Delta l_1 = S_2 = F(l + l_1) \quad (4.9)$$

$$\frac{S_2 - S_1}{AE} = \frac{1}{AE} \cdot AE\alpha \left(l\Delta t + \frac{AE\Delta t^2}{p} - l\Delta t' - \frac{AE\alpha\Delta t'^2}{p} \right) =$$

$$= -\frac{AE\alpha^2}{p} \Delta t'^2 - \alpha l\Delta t' + \alpha l\Delta t + \frac{AE\alpha^2}{p} \Delta t^2 = \Delta l_1 - \Delta l$$

$$\frac{AE\alpha^2}{p} \Delta t'^2 + \alpha l\Delta t' - \alpha l\Delta t - \frac{AE\alpha^2}{p} \Delta t^2 + \Delta l_1 - \Delta l = 0$$

$$\frac{AE\alpha^2}{p} \Delta t'^2 + \alpha l\Delta t' - \Delta l = 0 \quad (4.10)$$

Rezultă că în cazul alungirii șinei C.F.J. cu Δl calculată după [115] pentru $\Delta t = t_d - t_f$, în realitate se obține o temperatură nouă de fixare egală cu:

$$t'_f = t_f + \Delta t' \quad (4.11)$$

unde $\Delta t'$ este o soluție a ecuației (4.10).

Exemplificând, cu datele din tabellele 4.1 și 4.2 se obțin rezultatele prezentate în tabelul

4.5:

Tip șină	Δt [°C]	l [cm]	$\Delta l_1 - \Delta l$ [cm]	$\Delta t'$ [°C]	t'_f [°C]	$\Delta t - \Delta t'$ [°C]	Observații
49	25	20 000	1,56	20,5	40,5	4,5	$p = 7 \text{ daN/cm}$ $t_f = 20^\circ\text{C}$
60	25	20 000	1,91	19,8	39,8	5,2	
65	25	20 000	2,05	19,4	39,4	5,6	$p = \text{const.}$

2. Detensionare obișnuită cu eliberare parțială de eforturi

Se consideră că detensionarea C.F.J. este obișnuită cu eliberare parțială de eforturi dacă, după desfacerea prinderilor, șina se ridică pe role sau bile puse între talpa șinei și placa suport și apoi se vibrează. În acest caz la dilatarea sau contractia liberă a șinei pe lungimea detensionată se opun frecările dintre șină și suportul pe care aceasta se mișcă în timpul vibrații.

Pentru analiză se admite situația prezentată la cap. 4.1. Calculul modificării lungimii tronsonului detensionat și a lungimii zonelor de respirație formate se face după literatura de specialitate [50] și după metoda propusă de autor.

Admițând că pe lungimea tronsonului detensionat (l) temperatura de fixare (t_f) este constantă, se obțin diagramele de eforturi din figura 4.4.

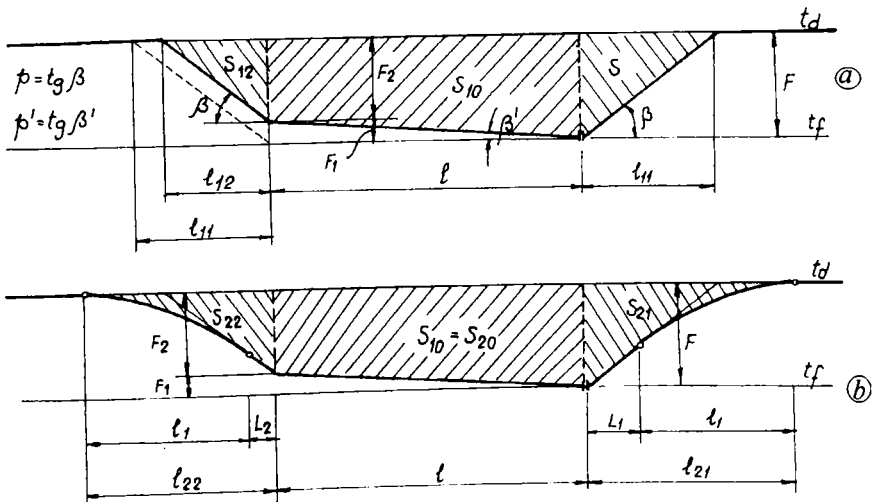


Fig. 4.4 Diagrame de eforturi la detensionarea obișnuită cu eliberare parțială de eforturi

Pentru rezistența p' se pot considera următoarele valori [50] :

- $p' = 0,2 \text{ daN/cm}$ fir, pentru șine tip 49 și 54 pe bile ;

- $p' = 0,3 \text{ daN/cm fir}$, pentru șine tip 60 și 65 pe bile .

Rezistența p' se poate considera constantă pe toată lungimea tronsonului detensionat.

Folosind notațiile din figura 4.4.a rezultă următoarele relații :

$$F = AE\alpha\Delta t \quad ; \quad F_1 = pl' \quad ; \quad F_2 = F - F_1 \quad (4.12)$$

$$l_{11} = \frac{F}{p} \quad ; \quad l_{12} = \frac{F - F_1}{p} \quad (4.13)$$

$$\Delta l_1 = \Delta l_{10} + \Delta l_{11} + \Delta l_{12} \quad (4.14)$$

$$\Delta l_{10} = \frac{S_{10}}{AE} = (F - \frac{F_1 \cdot l}{2}) \cdot \frac{1}{AE} = \frac{2F - F_1}{2AE} \cdot l \quad (4.15)$$

$$\Delta l_{11} = \frac{S_{11}}{AE} = \frac{F \cdot l_{11}}{2AE} = \frac{F^2}{2pAE} \quad (4.16)$$

$$\Delta l_{12} = \frac{S_{12}}{AE} = \frac{(F - F_1) \cdot l_{12}}{2AE} = \frac{(F - F_1)^2}{2pAE} \quad (4.17)$$

Dacă se admite că în zonele de respirație formate rezistența p are variație biliniară, diagrama de eforturi va arăta ca în figura 4.4.b. Lungimile de respirație sporesc cu Δl care se calculează cu relația (4.5). Alungirea (scurtarea) suplimentară față de situația în care rezistența p se consideră constantă pe toată lungimea liniei se determină cu relația (4.7) , deci : $\Delta\Delta l = \lambda/2$ și $\Delta l_2 = \Delta l_1 + \lambda/2$.

În tabelul 4.6 sunt prezentate modificarea lungimii tronsonului detensionat și lungimile de respirație formate pentru suprapstructuri tip 49; 60 și 65 considerând : $t_f = 20^\circ\text{C}$; $t_d = 45^\circ\text{C}$; $\Delta t = 25^\circ\text{C}$; $p = 7 \text{ daN/cm fir}$; $p' = 0,25 \text{ daN/cm fir}$; $\lambda = 0,25 \text{ cm}$; $l = 200 \text{ m}$.

Tabelul 4.6

Tip șină	F [daN]	F ₁ [daN]	l ₁₁ [cm]	l ₁₂ [cm]	Δl ₁ [cm]	l ₂₁ [cm]	l ₂₂ [cm]	Δl ₂ [cm]
49	38 018	5 000	5 431	4 717	6,74	8 093	7 379	6,86
60	46 404	5 000	6 629	5 915	7,15	9 570	8 856	7,27
65	49 846	5 000	7 121	6 407	7,31	10 168	9 454	7,43

Dacă temperatura de fixare nu este constantă în lungul tronsonului detensionat (figura 4.5) se utilizează aceleași relații de calcul adaptate pentru noua situație.

Aplicând datele inițiale de la completarea tabelului 4.6. cu excepția temperaturilor de fixare ($t_{f1} = 21^\circ\text{C}$; $t_{f2} = 25^\circ\text{C}$) , folosind notațiile din figura 4.5. se obțin rezultatele prezentate în tabelul 4.7 :

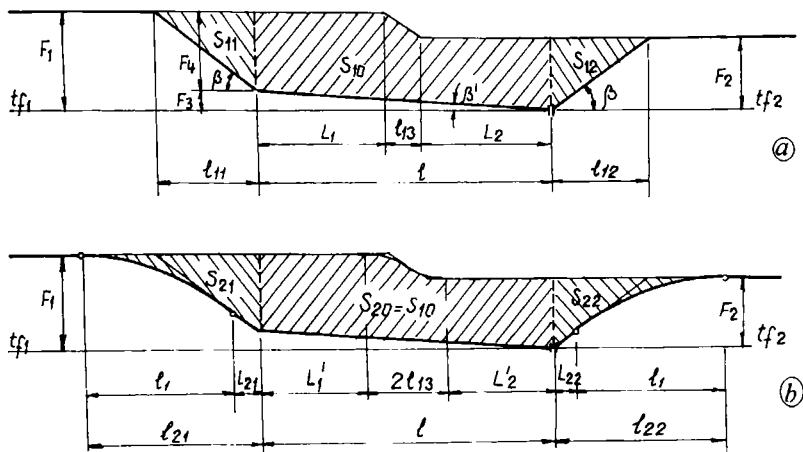


Fig. 4.5. Detensionare obișnuită cu eliberare parțială de eforturi dacă $t_f \neq t_d$

Tabelul 4.7

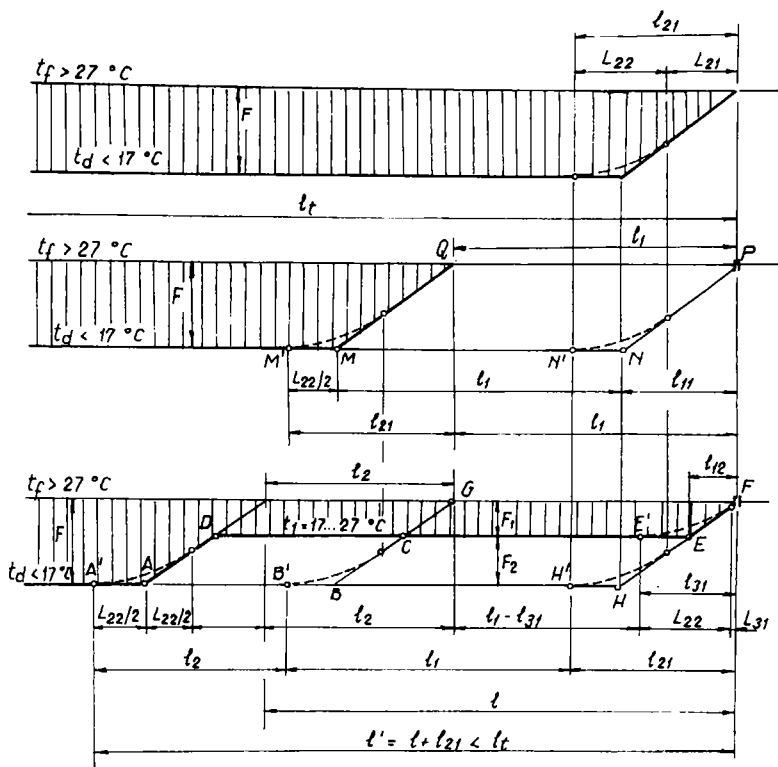
Tip șină	F_1 [daN]	F_2 [daN]	F_3 [daN]	l_{11} [cm]	l_{12} [cm]	Δl_1 [cm]	l_{21} [cm]	l_{22} [cm]	Δl_2 [cm]
49	38 018	30 415	5 000	4 717	4 345	5,89	7 379	7 007	6,01
60	46 404	37 123	5 000	5 915	5 303	6,24	8 856	8 244	6,36
65	49 846	39 877	5 000	6 407	5 697	6,38	9 454	8 744	6,50

3. Detensionarea reținută

Detensionarea reținută se execută la fel ca detensionarea obișnuită, cu deosebirea că variația lungimii (Δl) se oprește la valoarea corespunzătoare unei anumite temperaturi de fixare dinainte calculată [115]. Acest tip de detensionare se aplică în următoarele cazuri:

- fixarea definitivă a unui tronson înaintea introducerii în cale a tronsonului următor, când $t_f > 27^\circ\text{C}$ și $t_d > 17^\circ\text{C}$;
- fixarea definitivă a tronsoanelor cu lungimea maximă de 1000 m, cu panouri tampon provizorii între ele, când $\frac{\sum t_{fi} \cdot l_i}{\sum l_i} > 27^\circ\text{C}$ și $t_d < 17^\circ\text{C}$ sau $t_f > 27^\circ\text{C}$ și $t_d < 17^\circ\text{C}$.

În continuare se analizează cazul fixării definitive a unui tronson având $t_f > 27^\circ\text{C}$, înaintea introducerii în cale a tronsonului următor la temperatura $t_d < 17^\circ\text{C}$ când lungimea tronsonului detensionat (l) este mai mică decât lungimea totală având $t_f > 27^\circ\text{C}$ (l_i). Pe lungimea detensionării reținute temperatura de fixare devine t'_f (figura 4.6) cu $t_f > 27^\circ\text{C} > t'_f > 17^\circ\text{C} > t_d$.



Legendă:
 ————— *p* este constant
 - - - - - *p* are variația biliniară

Fig. 4.6 Detensionare reținută

În figura 4.6 cu linie punctată sunt desenate diagramele de eforturi în cazul rezistenței p cu variație biliniară în lungul căii. Într-o primă etapă se execută detensionarea obișnuită cu eliberare totală de eforturi pe o lungime l_1 măsurată de la joantă iar șina se scurtează cu Δl_1 :

$$\Delta l_1 = \frac{S_{MNPQ}}{AE} = \frac{S_{M'N'P'Q'}}{AE} \quad (4.18)$$

În etapa a doua se detensionează următorul tronson (cu eliberare totală de eforturi) astfel încât alungirea totală a tronsonului de lungime $l_1 + l_2$ să fie Δl_1 iar în urma detensionării reținute în șine să rămână un efort de întindere (F_1) corespunzătoare unei temperaturi de fixare dinainte stabilite (t_1). Rezultă astfel egalitatea suprafețelor:

$$S_{ABCD} = S_{CEFG} \quad ; \quad S_{A'B'C'D} = S_{CE'FG} \quad (4.19)$$

Cunoscând t_f , t_d , l_1 , l și t_1 se poate determina:

$$F = AE\alpha\Delta t = AE\alpha(t_f - t_d) \quad ; \quad l_{11} = \frac{F}{p} \quad ; \quad l_{21} = L_{21} + L_{22} \quad (4.20)$$

$$F_1 = AE\alpha\Delta t_1 = AE\alpha(t_f - t_1) \quad ; \quad l_{12} = \frac{F_1}{p} \quad (4.21)$$

Necunoscutele l_1 și l_2 se determină astfel :

$$\begin{aligned} l_1 F_1 = l_2 F_2 &\Rightarrow \frac{l_1}{l_2} = \frac{F_2}{F_1} \Rightarrow \frac{l_1 + l_2}{l_2} = \frac{F_1 + F_2}{F_1} \Rightarrow \frac{l}{l_2} = \frac{F}{F_1} \Rightarrow \frac{l}{l_2} = \frac{AE\alpha\Delta t}{AE\alpha\Delta t_1} = \frac{\Delta t}{\Delta t_1} \\ &\Rightarrow l_2 = \frac{\Delta t_1}{\Delta t} \cdot l \end{aligned} \quad (4.22)$$

Similar se poate calcula :

$$l_1 = \frac{\Delta t_2}{\Delta t} \cdot l \quad (4.23)$$

Se observă că lungimile l_1 și l_2 sunt independente de tipul de suprastructură și de mărimea rezistenței p . Totodată, admitând pentru p variația biliniară, relațiile (4.22) și (4.23) rămân valabile.

În cazul în care $l' = l + l_2 > l_1$ relațiile (4.18) ... (4.21) rămân valabile iar determinarea lungimilor l_1 și l_2 se face în funcție de forma concretă a suprafeței ABCD. O astfel de problemă este prezentată în [49] pentru o C.F.J. tip 49 având temperatura în șină de 47°C . Temperatura de fixare a tronsonului ce urmează a fi detensionat este $t_f = 7^\circ\text{C}$ iar cele corespunzătoare tronsoanelor adiacente sunt $t_{f1} = 20^\circ\text{C}$ și $t_{f2} = 27^\circ\text{C}$.

Diagrama de eforturi inițială și cea obținută după efectuarea detensionării sunt prezentate în figura 4.7:

Pentru $l = 500\text{ m}$ se obțin următoarele rezultate :

$$F_1 = 41\,060\text{ daN} \quad ; \quad F_2 = 60\,829\text{ daN} \quad ; \quad F_3 = 30\,415\text{ daN} \quad ;$$

$$S_1 = S_{ABCDEF} = (l_x + l_3)F_2 \quad (\text{figura 4.7 a})$$

$$l_3 = \frac{F_3}{p} = 4\,345\text{ cm} \quad ; \quad l_1 = \frac{F_2 - F_1}{p} = 2\,824\text{ cm} \quad ; \quad l_2 = \frac{F_2 - F_3}{p} = 4\,345\text{ cm} \quad ;$$

$$S_2 = S_{ABCL} = (l_x + l_3)F_3 \quad ; \quad S_3 = S_{MLFG} = \frac{l_7 + l_4 - l_5}{2}(F_2 - F_3) = (l_2 + l_4 - l_3)(F_2 - F_3)$$

$$l_4 = l - (l_1 + l_2) = 42\,831\text{ cm} \quad ; \quad l_5 = l_x + l_3 = l_x + 4\,345 \quad [\text{cm}] \quad ;$$

$$l_6 = \frac{F_1 - F_3}{p} = 1\,521\text{ cm} \quad ; \quad l_7 = (l_4 - l_5) + 2l_2 = 47\,176 - l_x \quad [\text{cm}] \quad ;$$

$$S_2 = S_3 \Rightarrow (l_x + l_3)F_3 = (l_2 + l_4 - l_x - l_3)(F_2 - F_3) \Rightarrow l_x = 19\,242\text{ cm} \quad ;$$

$$\Delta l_1 = \frac{S_1}{AE} = 10,85 \text{ cm}$$

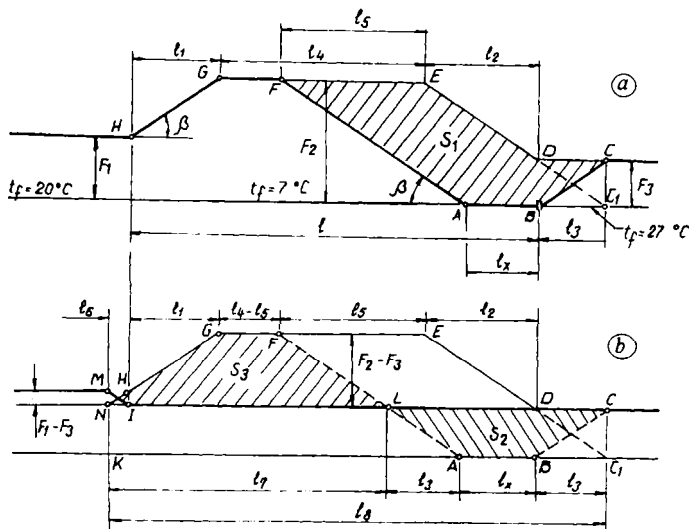


Fig. 4.7 Exemplu de detensionare reținută

În concluzie detensionarea obișnuită cu eliberare totală de eforturi se face pe lungimea $l_x = 192,42 \text{ m}$ scurtând șina cu 10,85 cm. Se obține diagrama de eforturi HGFABC. După sudarea rostului B se execută uniformizarea de eforturi pe lungimea $KB = l$ obținându-se diagrama de eforturi MILDC. Se menționează că în acest caz influența considerării rezistenței p după o variație biliniară nu aduce modificări importante ale mărimei Δl_1 deoarece această modificare este compensată de contracția la sudură (1 mm în cazul sudurii aluminotermice).

4. Pretensionarea C.F.J.

Pretensionarea C.F.J. [115] este operația prin care șina se alungește cu o cantitate corespunzătoare creșterii temperaturii cu un număr de grade. Alungirea șinei se obține de obicei cu ajutorul unor dispozitive speciale și mai rar prin încălzire . După obținerea acestei alungiri ,se strâng toate prinderile și se înlătură mijlocul de alungire . În șină rămâne o forță de întindere care se micșorează până la anulare , pe măsură ce temperatura crește .

După [115] , unei alungiri cu Δl prin pretensionarea șinei de lungime l suspendată în cablurile macaralelor la temperatura t_1 , îi corespunde o temperatură de fixare care se determină cu relația :

$$t_f = t_i + \Delta t = t_i + \frac{\Delta l}{\alpha l} \quad (4.24)$$

În cazul șinelor așezate pe bile , role etc. determinarea temperaturii de fixare se face ținând seama de rezistența liniară p' dată de existența suporturilor .

Se observă că în relația (4.24) nu se ține seama de lungimile de respirație formate . Din această cauză temperaturile de fixare reale diferă față de cele determinate cu relația (4.24) .

În figura 4.8 se prezintă diagramele de eforturi în cazul pretensionării unui tronson de lungime l considerând rezistența p constantă (figura 4.8.c) respectiv cu variație biliniară (figura 4.8.d) .

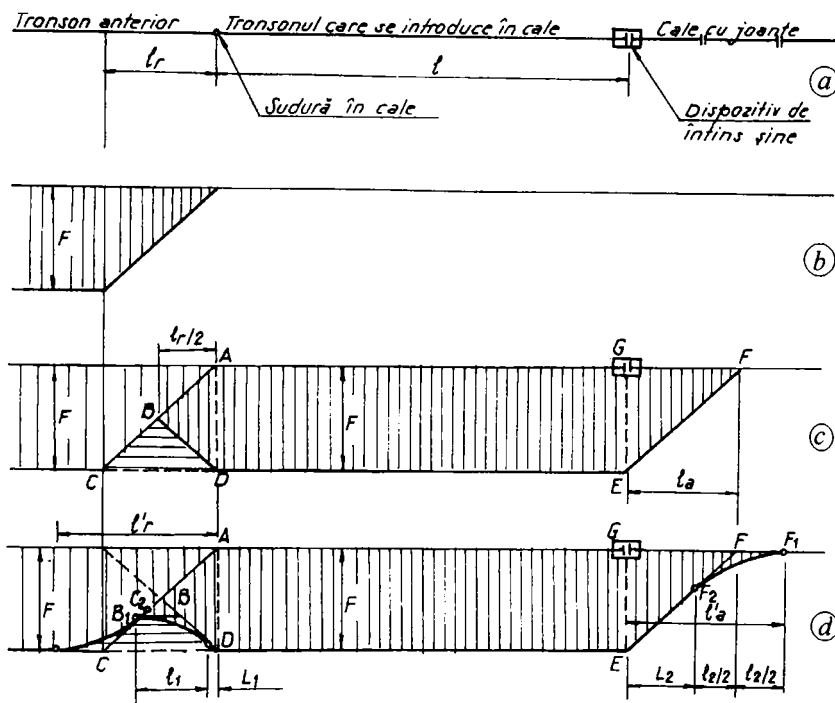


Fig. 4.8 Diagrame de eforturi la pretensionarea C.F.J.

În fig.4.8.a. este indicat sensul de lucru , lungimea de respirație (l_r) formată pe tronsonul anterior și locul unde se amplasează dispozitivul de întins șine. În fig 4.8.b. se arată diagrama de eforturi înainte de introducerea tronsonului de lungime l . În fig. 4.8.c. apare diagrama de eforturi la pretensionare considerând rezistența $p = const.$, iar în fig. 4.8.d. aceeași diagramă este prezentată în ipoteza că rezistența p are variație biliniară.

Exemplificând pentru o C.F.J. tip 60, $l = 300$ m, $t_{fa} = t_f \cdot 25$ °C pentru temperatura de lucru $t_l < t_f$ și $p = constant$ se aplică relațiile :

$$F = AE\alpha(t_f - t_1) \quad ; \quad l_r = \frac{F}{p} = l_a \quad ; \quad \Delta l = \frac{1}{AE} S_{ABCDEFG} .$$

Pentru $t_{11} = 0^\circ\text{C}$; $t_{12} = 5^\circ\text{C}$ și $t_{13} = 10^\circ\text{C}$ se obțin rezultatele din tabelul 4.8 :

Tabelul 4.8

t_{1i} [$^\circ\text{C}$]	0	5	10
F [daN]	46 404	37 123	27 862
$l_r = l_a$ [cm]	6 629	5 303	3 978
Δl [cm]	13,15	8,12	5,86

Dacă se admite pentru rezistența p variația biliniară (fig.4.8.d.) și $\lambda = 2,5 \text{ mm}$ pentru exemplul anterior se obțin rezultate din tabelul 4.9 :

Tabelul 4.9

t_{1i} [$^\circ\text{C}$]	0	5	10
F [daN]	46 404	37 123	27 862
$l_r = l_a$ [cm]	9 570	8 244	6 919
$\Delta l'$ [cm]	13,27	8,24	5,98

Diferențe semnificative apar la lungimile de respirație respectiv lungimile de ancorare (de la 44% la 74%). Alungirile necesare ale șinei (Δl respectiv $\Delta l'$) sunt apropiate.

Se menționează că pe porțiunile CD respectiv C,D eforturile de întindere se uniformizează.

După scoaterea dispozitivului de întins șină diagramele de eforturi se modifică așa cum sunt ele prezentate în figura 4.9 :

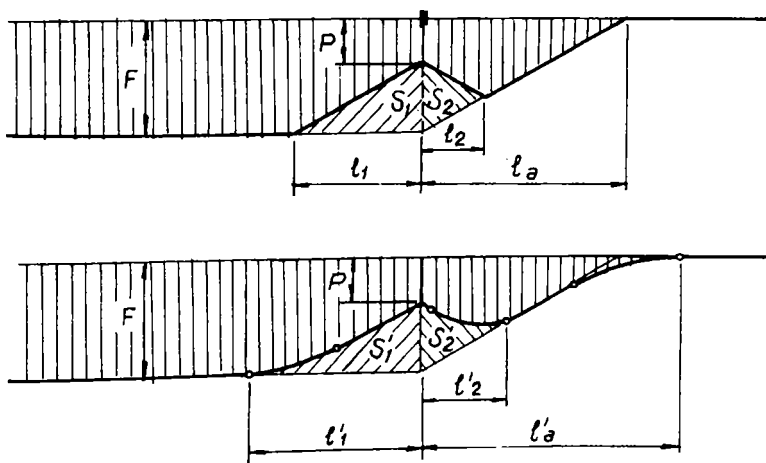


Fig. 4.9 Diagrame de eforturi după scoaterea dispozitivului de întins șină

În figura 4.9 se presupune că pe lungimea la ($l'a$) tronsonul este sudat sau joantele sunt blocate. După scoaterea dispozitivului de întins șină se formează un rost Δl_r ($\Delta l_r'$) care se calculează astfel :

$$\Delta l_r = \frac{S_1 + S_2}{AE} \quad ; \quad \Delta l_r' = \frac{S_1' + S_2'}{AE} \quad (4.25)$$

Mărimea rostului format este direct proporțională cu pătratul forței de pretensionare (F) și invers proporțională cu rezistența longitudinală p . Rostul este cu atât mai mare cu cât rezistența de eclisaj P este mai mică.

Pentru eliminarea neajunsurilor legate de diagramele de eforturi după scoaterea dispozitivului de întins șine se propune ca acesta să fie utilizat în aceeași secțiune pentru două tronsoane vecine după care rostul să fie sudat iar pe lungimea zonelor de respirație formate să se uniformizeze eforturile.

5. Ruperi de șină la C.F.J.

Ruperea șinei se produce de obicei la temperaturi scăzute când forțele de întindere sunt mari. După rupere rostul format poate atinge valori care să pericliteze siguranța circulației. După descoperirea unei șine rupte circulația este întreruptă și se execută restabilirea provizorie a liniei cu eclise (obișnuite sau curbate), cu menghine sau prin tăierea șinei de o parte și alta a ruperii și introducerea unui cupon de șină care este eclisat în mod obișnuit. Acest provizorat trebuie eliminat ulterior prin sudură.

Admițând că ruperea se produce în zona centrală a C.F.J., efortul de întindere în șină în momentul ruperii este:

$$F_r = AE\alpha(t_f - t_r) \quad (4.26)$$

unde t_r este temperatura la care s-a produs ruperea șinei.

După rupere, de o parte și de alta a rostului format se formează zone de respirație (figura 4.10).

În figura 4.10.a este prezentată diagrama de eforturi imediat după ruperea șinei, în ipoteza rezistenței longitudinale (p sau p') uniform distribuite. Rezultă pentru lungimea de respirație:

$$l_r = \frac{F_r}{p} = \frac{AE\alpha(t_f - t_r)}{p} \quad (4.27)$$

$$\text{sau} \quad l_r = \frac{F_r}{p'} = \frac{AE\alpha(t_f - t_r)}{p'} \quad (4.28)$$

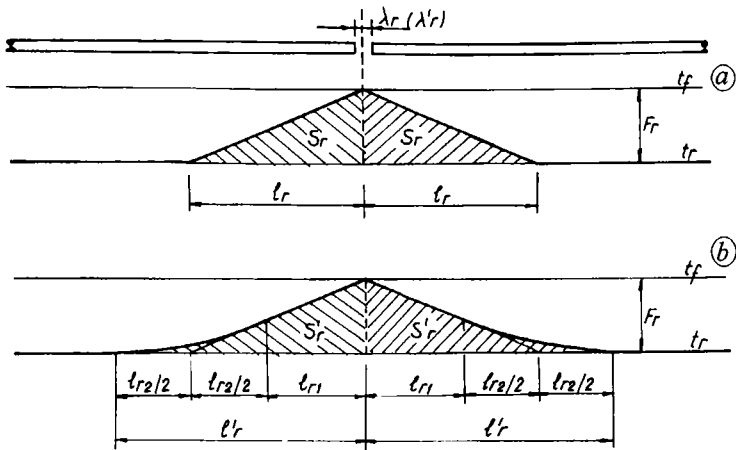


Fig. 4.10 Formarea zonelor de respirație la ruperea șinei

Rostul format are mărimea:

$$\lambda_r = \frac{2S_r}{AE} = \frac{F_r l_r}{AE} = \frac{F_r^2}{AE p} \quad \text{sau} \quad \lambda_r = \frac{F_r^2}{AE p'} \quad (4.29)$$

În relațiile 4.28 și 4.29 p' reprezintă rezistența uniform distribuită în lungul șinei în cazul prismei de piatră spartă înghețată ($t_r < -10^\circ\text{C}$).

Dacă temperatura șinei în momentul ruperii nu se cunoaște, având mărimea rostului format (λ_r) se poate calcula lungimea de respirație:

$$l_r = \sqrt{\frac{AE \lambda_r}{p}} \quad \text{sau} \quad l_r = \sqrt{\frac{AE \lambda_r}{p'}} \quad (4.30)$$

Admițând că rezistența p variază liniar pentru deplasări $\lambda \leq 2 \dots 3 \text{ mm}$, diagrama de eforturi și zonele de respirație formate sunt prezentate în figura 4.10.b. În acest caz sunt valabile următoarele relații:

$$l'_r = l_{r1} + l_{r2} \quad ; \quad l_{r1} + \frac{l_{r2}}{2} = \frac{F_r}{p} \quad ; \quad l_{r2} = \sqrt{\frac{6AE\lambda}{p}} \quad ;$$

$$l'_r = \frac{F_r}{p} + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{6AE\lambda}{p}} = l_r + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{6AE\lambda}{p}} \quad (4.31)$$

$$\lambda'_r = \frac{2S'_r}{AE} = \lambda_r + \frac{\lambda}{2} \quad (4.32)$$

Exemplificând pentru o C.F.J. tip 65, având $t_f = 25^\circ\text{C}$ și $p = 7 \text{ daN/cm fir}$, se obțin rezultatele din tabelul 4.10.

t_r [°C]	Δt [°C]	l_r [cm]	l_{r1} [cm]	l_{r2} [cm]	l'_r [cm]	$\frac{l_r}{l_r} \cdot 100$ [%]	λ_r [mm]	λ'_r [mm]	$\frac{\lambda_r}{\lambda_r} \cdot 100$ [%]
0	25	7 121	4 073	6 095	10 168	142,8	20,5	21,8	106,3
-5	30	8 545	5 497	6 095	11 592	135,7	29,5	30,8	104,4
-10	35	9 969	6 921	6 095	13 016	130,6	40,1	41,4	103,2

Reparația definitivă în cazul ruperii șinei C.F.J. constă în eliminarea joantelor prin sudură. Este deosebit de important ca după sudură uniformizarea de eforturi să se realizeze pe porțiuni corespunzătoare, ținând seama de lungimile de respirație l_r (a se vedea cap. 4.8).

Trebuie acordată atenție deosebită eforturilor de contracție care apar după sudura capetelor de șină. În cazul sudurii aluminotermice, valoarea contracțiilor în primele 3 ore după realizarea sudurii se prezintă ca în figura 4.11.

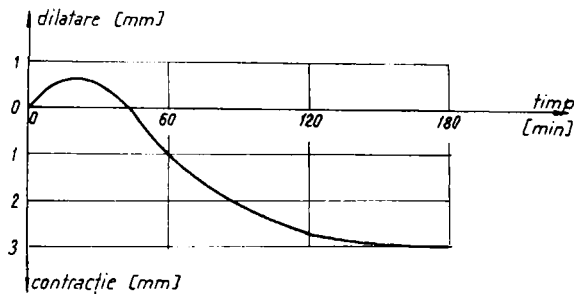


Fig. 4.11 Contractia după sudura capetelor de șină

Contractia se poate asimila cu o ipotetică apropiere a capetelor de șină cu $\lambda_c = 3 \text{ mm}$, datorită căreia de o parte și de alta a sudurii apar două zone de respirație având lungimea l_c , în ipoteza rezistenței p constante (figura 4.12.a). Dacă se admite că p are variație biliniară, lungimea de respirație l'_c este cea din figura 4.12.b.

Ținând seama de mărimea reală a contracției din sudură care nu depășește 3 mm, rezultă că deplasarea ipotetică a fiecărui capăt de șină sudat este în domeniul elastic deoarece:

$$\frac{\lambda_{c \max}}{2} = 1,5 \text{ mm} < \lambda = 2 \dots 3 \text{ mm} \quad (4.33)$$

În această ipoteză diagrama de eforturi este cea din figura 4.12.c. Folosind notațiile din figura 4.12 rezultă relațiile:

$$l_c = \frac{F_c}{p} = \sqrt{\frac{AE\lambda_c}{p}} \quad ; \quad F_c = pl_c = \sqrt{Al_p\lambda_c} \quad (4.34)$$

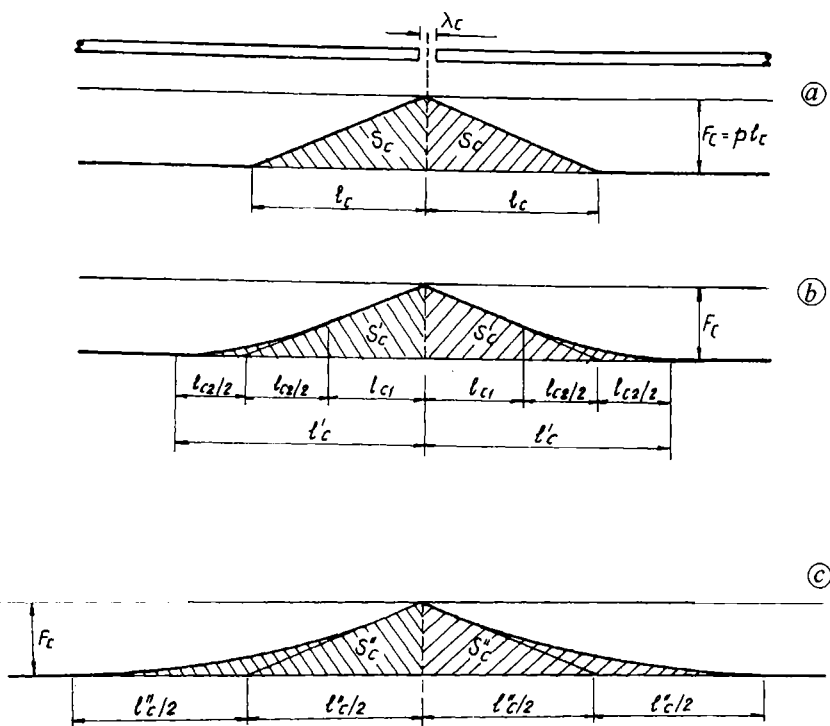


Fig. 4.12 Diagrame de eforturi la contracția din sudură

$$l_c'' = \sqrt{\frac{3AE\lambda_c}{p}} \quad ; \quad F_c = p \frac{l_c''}{2} = \sqrt{\frac{3}{4}} AE p \lambda_c \quad (4.35)$$

$$S_c'' = \int_0^{l_c''} \frac{p}{2l_c''} x^2 dx = \frac{p l_c''^3}{6}$$

$$\lambda_c = \frac{2S_c''}{AE} = \frac{p l_c''^3}{3AE} \quad (4.36)$$

Pentru reducerea eforturilor de contracție se execută uniformizarea eforturilor.

6. Determinarea temperaturii de rupere a șinei

Ruperile de șine se produc de obicei la temperaturi scăzute când eforturile axiale de întindere sunt mari. Față de cele prezentate în [47] în practică foarte rar se poate măsura rostul format la rupere exact la temperatura de rupere a șinei. Din această cauză analiza diagramelor de eforturi axiale și a zonelor de respirație formate nu se face cu exactitatea dorită deși se respectă prevederile din literatura de specialitate [115].

Temperatura (t_m) la care se măsoară rostul format la ruperea șinei poate fi mai mică sau mai mare față de temperatura reală de rupere (t_r). În calculele ce urmează rezistența p opusă de prisma de piatră spartă este constantă și are aceeași valoare la cele două temperaturi (t_r și t_m). Dacă $t_m < t_r$, nu se poate determina matematic temperatura reală de rupere (t_r) dar se poate calcula exact lungimea zonelor de respirație (l_r) cu relația (4.27). Se poate determina și rezistența p cu relația:

$$p = \frac{AE\alpha^2 \Delta t^2}{\lambda} \quad ; \quad \Delta t = t_f - t_m \quad (4.37)$$

Pentru determinarea temperaturii reale de rupere (t_r) când $t_m > t_r$ se folosesc notațiile din figura 4.13

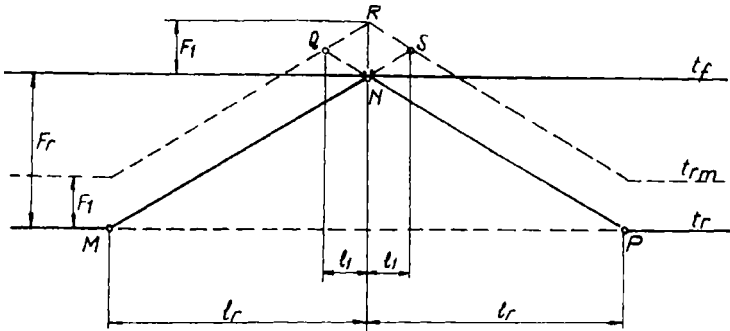


Fig.4.13 Diagrama de eforturi pentru determinarea temperaturii reale de rupere

$$\lambda_r = \frac{S_{MNP}}{AE} = \frac{F_r \cdot l_r}{AE} = \frac{AE\alpha^2 \Delta t_r^2}{p} \quad ; \quad \Delta t_1 = t_f - t_r \quad (4.38)$$

unde λ_r este rostul format la temperatura de rupere (t_r).

$$\lambda_r = \frac{AE\alpha^2 (t_f - t_r)^2}{p} \quad (4.39)$$

Dacă temperatura crește de la t_r la t_m cu $\Delta t_1 = t_m - t_r$, rostul inițial λ_r se închide cu Δl_1 care se calculează astfel :

$$\Delta l_1 = \frac{S_{NQRS}}{AE} = \frac{AE\alpha^2 \Delta t^2}{2p} = \frac{AE\alpha^2 (t_m - t_r)^2}{2p} \quad (4.40)$$

Notând cu λ_m mărimea rostului măsurat la temperatura t_m se obține :

$$\begin{aligned} \lambda_m &= \lambda_r - \Delta l_1 \quad \Rightarrow \\ \Rightarrow \quad \frac{AE\alpha^2}{p} (t_f - t_r)^2 - \frac{AE\alpha^2}{2p} (t_m - t_r)^2 - \lambda_m &= 0 \quad (4.41) \end{aligned}$$

În ecuația de gradul II (4.41) necunoscuta este temperatura t_r , deci una din soluțiile ecuației este tocmai temperatura reală de rupere a șinei.

Exemplificând pentru o C.F.J. tip 65 având temperatura de fixare (t_f) de $20\text{ }^\circ\text{C}$ și rezistența $p = 6\text{ daN/cm}$ și admitând că la $t_m = 0\text{ }^\circ\text{C}$ rostul măsurat este $\lambda_m = 3,2\text{ cm}$ rezultă ecuația:

$$\frac{82,56 \cdot 2,1 \cdot 10^6 \cdot 1,15^2 \cdot 10^{-10}}{6} (20 - t_r)^2 - \frac{82,56 \cdot 2,1 \cdot 10^6 \cdot 1,15^2 \cdot 10^{-10}}{12} (0 - t_r)^2 - 3,2 = 0 \quad (4.42)$$

având soluțiile

- $t_{r1} = 89,75\text{ }^\circ\text{C}$ (soluție inacceptabilă) ;
- $t_{r2} = -9,75\text{ }^\circ\text{C}$ (soluție bună) .

Deci ruperea s-a produs la $t_r = -9,75\text{ }^\circ\text{C}$. Se poate determina în continuare și lungimea de respirație (l_r) formată:

$$l_r = \frac{F_r}{p} = \frac{AE\alpha(t_f - t_r)}{p} = 9\,886\text{ cm} = 98,86\text{ m}$$

7. Analiza unor greșeli de execuție care periclitează stabilitatea C.F.J.

O cale fără joante corect realizată și bine întreținută este stabilă chiar și la temperatura maximă în șină deci nici cele mai mari forțe de compresiune în șinele C.F.J. nu vor provoca deriparea sau șerpuirea căii.

Pentru a se produce deriparea sau șerpuirea căii trebuie îndeplinite de obicei cel puțin două din următoarele condiții:

- prisma de piatră spartă afânată, neburată respectiv colmatată ;
- piatra spartă în cantitate insuficientă respectiv de calitate necorespunzătoare ;
- reducerea rigidității cadrului șine-traverse prin slăbirea prinderilor șinei de traverse sau prin degradarea traverselor ;
- deformații ale nivelului și / sau ale direcției C.F.J. cauzate de lipsa evacuării apei de pe platforma căii, terasamentul căii executat necorespunzător, colmatarea prisme de piatră spartă și a stratului de repartitie, defecte la nivelul suprafețelor de rulare ale șinelor care duc la apariția unor solicitări dinamice puternice (șocuri) transmise C.F.J. de materialul rulant ;
- coturi în șine în dreptul cordoanelor de sudură datorită realizării incorecte a sudurii cap la cap a șinelor ;

- introducerea șinelor cu deformații remanente în cale ;
- temperatura de fixare a C.F.J. scăzută ;
- forțe orizontal - transversale transmise de materialul rulant căii (forța de ghidare, forța centrifugă, forța dată de mișcarea de șerpuire a vehiculelor) .

Cea mai importantă forță care se opune deplasării laterale a C.F.J. este dată de rezistența q a prisme de piatră spartă. Rigiditatea cadrului șine-traverse în plan orizontal are ponderea mai mică și poate fi asigurată relativ ușor prin strângerea corespunzătoare a șuruburilor verticale și menținerea în cale numai a traverselor corespunzătoare calitativ.

La temperaturi ridicate rezistența q dată de prisma de piatră spartă afânată, necompactată, nestabilizată nu asigură stabilitatea C.F.J. Rezistența q ajunge la valoarea optimă numai în timp, stabilizându-se prin acțiunea dinamică a vehiculelor de cale ferată, după trecerea a min. 2,5 milioane tone brute pe sectorul de C.F.J. slăbit. În figura 2.28 din cap. 3.6 este prezentată influența unor lucrări de întreținere asupra rezistenței q iar în figura 2.29 din același capitol se prezintă influența traficului asupra acestei rezistențe.

Din cele prezentate rezultă că este necesară limitarea vitezei maxime de circulație atât la introducerea șinelor lungi sudate în cale cât și la terminarea unor lucrări de întreținere prin care este atinsă integritatea prisme de piatră spartă . Limitarea de viteză trebuie menținută până la consolidarea liniei.

Utilizarea stabilizatorului dinamic echivalează cu derularea unui trafic de cca. 70000 tone brute, ceea ce poate duce la micșorarea sau chiar anularea trepte și duratei limitării de viteză.

Alegerea corectă a temperaturii neutre previne apariția unor forțe orizontal transversale periculoase la temperaturi mari în șină. Astfel de forțe (H) mari apar dacă deformațiile liniei în plan orizontal sunt importante (figura 4.14).

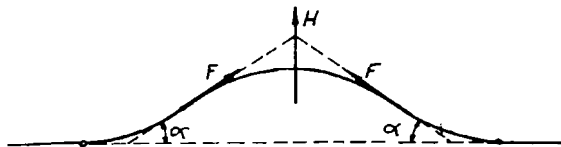


Fig. 4.14 Descompunerea vectorială a forței axiale

$$H = 2F \sin \alpha \quad (4.43)$$

Pentru a limita valoarea maximă a componentei H din relația (4.43) cea mai mică temperatură de fixare este de $17\text{ }^{\circ}\text{C}$ deoarece în acest fel se poate limita și valoarea maximă a forței axiale ($F_{max} = A\bar{\epsilon}\alpha\Delta t_{max}$; $\Delta t_{max} \leq 43\text{ }^{\circ}\text{C}$). Componenta H se poate micșora și prin

limitarea unghiului α , deci prin acceptarea în cale a unor deformații care să nu depășească toleranțele admise [114].

În cazul unei infrastructuri insuficient compactate sau instabile precum și în cazul prisme colmatate sau noroioase apar deformații ale geometriei căii în perioada temperaturilor ridicate. Dacă aceste deformații nu sunt remediate, ele pot cauza deriparea sau șerpuirea C.F.J. Dacă aceste deformații sunt eliminate, lucrările de buraj și ripare duc la diminuarea rezistenței prisme de piatră spartă (q și p) cu până la 50 % micșorându-se astfel stabilitatea căii. Dacă nu este eliminată cauza deformațiilor căii acestea reapar înainte de a se produce stabilizarea prisme de piatră spartă. În acest fel situația inițială se agravează deoarece pe lângă aceleași deformații ale C.F.J. rezistențele q și p sunt sensibil mai mici. În aceste situații se recomandă limitarea vitezei maxime doar în orele cu temperatura ridicată.

Se atrage atenția asupra faptului că deși unele lucrări de întreținere a C.F.J. se execută la temperaturi admise [115], creșterea temperaturii în șine se poate produce imediat după terminarea acestora sau în zilele următoare, când prisma încă nu este stabilizată.

Deosebit de periculoasă este situația în care pe lângă prisma de piatră spartă nestabilizată apar lăsături oarbe sau prinderi slăbite. O asemenea situație poate să apară la remedierea unor denivelări când travelele adiacente celor ridicate cu vinciuri nu sunt burate.

Rezultă deci că din punct de vedere al asigurării stabilității este deosebit de periculoasă o C.F.J. unde se observă frecvența ridicată a deformațiilor geometriei căii (în special denivelări și deripări) cu toate că lucrările de întreținere pentru eliminarea acestora sunt deosebit de frecvente. Recomand pentru asemenea porțiuni de C.F.J. ori ridicarea temperaturii de fixare (pentru micșorarea forțelor de compresiune maxime) ori transformarea ei în cale cu joante.

Analizând cauzele deripărilor sau șerpuirilor produse la S.N.C.F.R. se observă că în toate cazurile rezistența dată de prisma de piatră spartă a fost insuficientă, de cele mai multe ori din cauza unor lucrări de întreținere dar și datorită cantității insuficiente a pietrei sparte.

Pericolul pierderii stabilității C.F.J. firesc este și mai mare în timpul executării unor lucrări de întreținere a liniei.

La ridicarea liniei cu vinciuri, cricuri, prese sau utilaje grele de cale sunt săltate și travelele vecine pe o lungime cu atât mai mare cu cât mai mare este ridicarea. Astfel pe o porțiune importantă a C.F.J. dispăre frecarea între talpa travelei și piatra spartă iar celelalte componente ale rezistenței q se micșorează. Din acest motiv temperaturile maxime de lucru în funcție de temperaturile de fixare sunt limitate pentru diferite tipuri de lucrări de întreținere și reparații ale C.F.J. [115].

Ciuruirea prisme de piatră spartă duce la anularea rezistențelor p și q drept pentru care trebuie acordată atenție deosebită temperaturii de lucru. Pericolul pierderii stabilității C.F.J. este mai mare toamna când există tendința de a nu modifica temperatura de fixare.

Este deosebit de important ca rosturile formate cu ocazia modificării temperaturii de fixare sau la transformarea căii fără joante în cale cu joante să fie sudate la noua temperatură de lucru. Din cauza rezistenței p diminuate de lucrările de întreținere, noaptea (când temperatura șinei scade mult) aceste rosturi se deschid iar temperatura de fixare coboară mult în zonele de respirație formate. La creșterea temperaturii în șine, în zonele de respirație efortul de compresiune devine mai mare decât în zonele centrale rămase. O exemplificare a fenomenului este prezentată în figura 4.15, considerându-se rezistența p constantă.

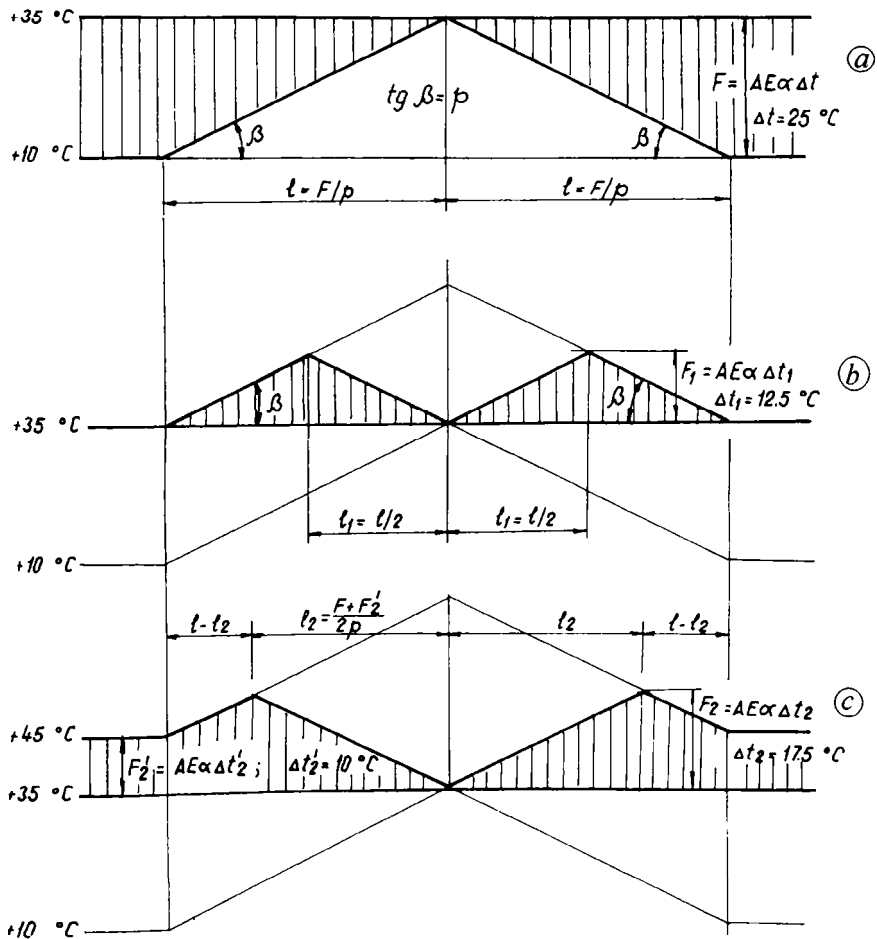


Fig. 4.15 Evoluția eforturilor axiale în jurul unui rost creat în C.F.J. dacă p const. și $P=0$

În exemplul prezentat detensionarea C.F.J. tip 49 s-a realizat la 35 °C menținându-se în cale un rost de dilatație. Noaptea temperatura șinei a coborât la 10 °C (figura 4.15.a) iar a doua zi a crescut din nou la 35 °C. La această temperatură în zonele centrale ale C.F.J. nu există eforturi axiale, dar la mijlocul zonelor de respirație apare efort de compresiune corespunzător unei creșteri de temperatură în șină de 12,5 °C (figura 4.15.b) echivalentă unei temperaturi fictive de 47,5 °C. Dacă temperatura în șină crește la 45 °C efortul de compresiune în zonele de respirație poate crește până la o valoare corespunzând unei temperaturi fictive de 52,5 °C (figura 4.15.c).

În figura 4.16 este prezentat același exemplu luându-se în considerare și rezistența P dată de eclisaj. În figura 4.16.a se observă că lungimea de respirație s-a redus față de cea din figura 4.15.a. Cu toate că forma diagramelor din figurile 4.16.b și 4.16.c este diferită față de cele din figurile 4.15.b și 4.15.c se arată că valoarea maximă a eforturilor de compresiune la 35 °C nu se modifică față de exemplul precedent.

Dacă se admite că rezistența p are variație biliniară în condițiile prezentate în cap. II.4, diagramele din figura 4.15 se modifică. Noile diagrame de eforturi sunt prezentate în figura 4.17.

În zona de respirație formată (figura 4.17.a) având lungimea $L_1 + l_1$ eforturile de întindere se determină cu relațiile:

$$F_{11} = -px \quad ; \quad F_{12} = -px + \frac{p}{2l_1}(x - l_1)^2 \quad (4.44)$$

$$F_{13} = AE\alpha\Delta t_1 \quad ; \quad \Delta t_1 = t_1 - t_2 \quad ; \quad F_{13} = p\left(L_1 + \frac{l_2}{2}\right) \quad ; \quad l_1 = \sqrt{\frac{6AE\lambda}{p}}$$

Când temperatura în șină urcă de la t_2 la t_1 apar următoarele eforturi de compresiune:

$$F_{21} = px \quad ; \quad F_{22} = px - \frac{p}{2l_2}(x - l_2)^2 \quad (4.45)$$

Pentru determinarea noilor lungimi de respirație $L_2 + l_2$ (figura 4.17 b), adică abscisele punctelor A de intersecție, se procedează astfel:

$$F_{12}^A + F_{13} = F_{22}^A \quad ; \quad x_A = L_2 + l_2 \quad (4.46)$$

$$-p(L_2 + l_2) + \frac{p}{2l_1}(L_2 + l_2 - l_1)^2 + F_{13} = p\left(L_2 + \frac{l_2}{2}\right) \quad (4.47)$$

$$\frac{S_{21}}{AE} = \lambda$$

$$\begin{aligned}
 S_{21} &= \int_{L_2}^{L_1} \left\{ (F_{13} - px) - \left[px - \frac{P}{2l_2} (x - L_2)^2 \right] \right\} dx + \\
 &\quad + \int_{L_1}^{L_2+l_2} \left\{ \left[F_{13} - px + \frac{P}{2l_1} (x - L_1)^2 \right] - \left[px - \frac{P}{2l_2} (x - L_2)^2 \right] \right\} dx = \\
 &= F_{13}(L_2 + l_2 - L_2) - p \left[(L_2 + l_2)^2 - L_2^2 \right] + \frac{P}{6l_2} l_2^3 + \frac{P}{6l_1} (L_2 + l_2 - L_1)^3 = AE\lambda \\
 F_{13} l_2 - p(L_2 + l_2)^2 + pL_2^2 + \frac{P}{6} l_2^3 + \frac{P}{6l_1} (L_2 + l_2 - L_1)^3 - AE\lambda &= 0 \quad (4.48)
 \end{aligned}$$

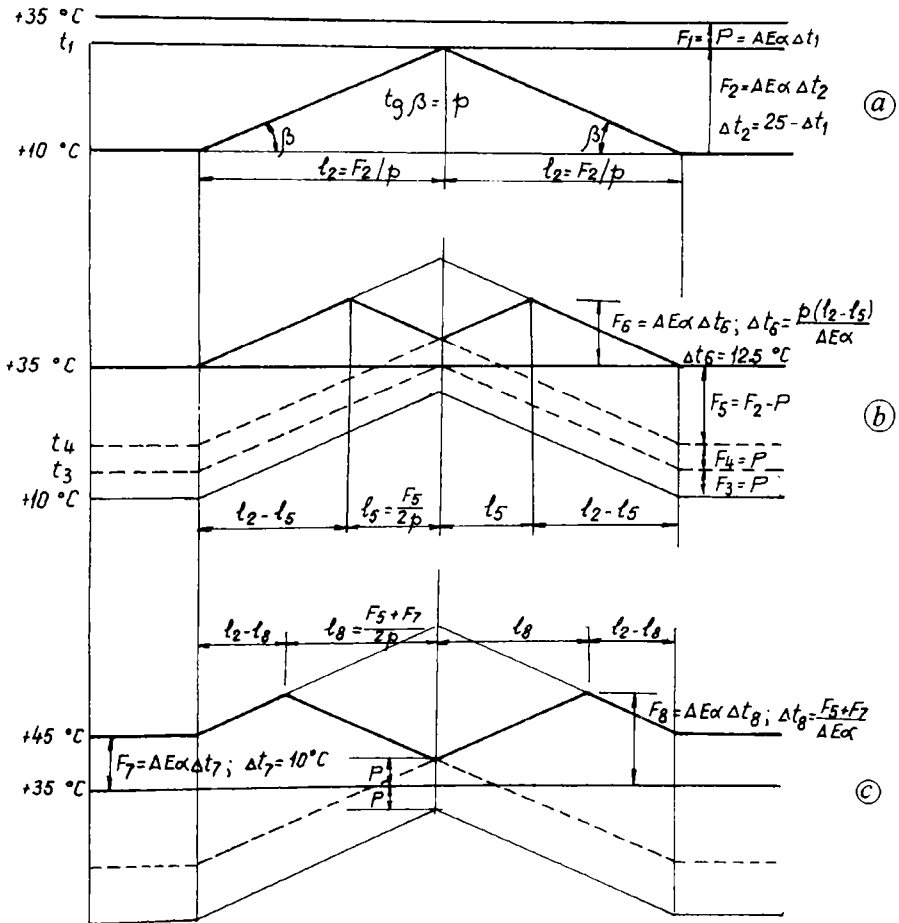


Fig. 4.16 Evoluția eforturilor axiale în jurul unui rost creat în C.F.J. dacă $p = \text{const.}$ și $P \neq 0$

Folosind notațiile: $L_2 + l_2 = x$; $l_2 = y$; $L_2 = x - y$ și $L_2 + \frac{l_2}{2} = x - \frac{y}{2}$, din ecuațiile 4.47

și 4.48 se obține sistemul de ecuații:

$$\left. \begin{aligned} \frac{p}{2l_1}(x - L_1)^2 - 2px + \frac{p}{2}y + F_{13} &= 0 \\ \frac{p}{6l_1}(x - L_1)^3 - px^2 + \frac{p}{6}y^2 + F_{13}y + p(x - y)^2 - AE\lambda &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (4.49)$$

Forța maximă de compresie în zona de respirație este:

$$F_{2\max} = F_A = p\left(L_2 + \frac{l_2}{2}\right) \quad (4.50)$$

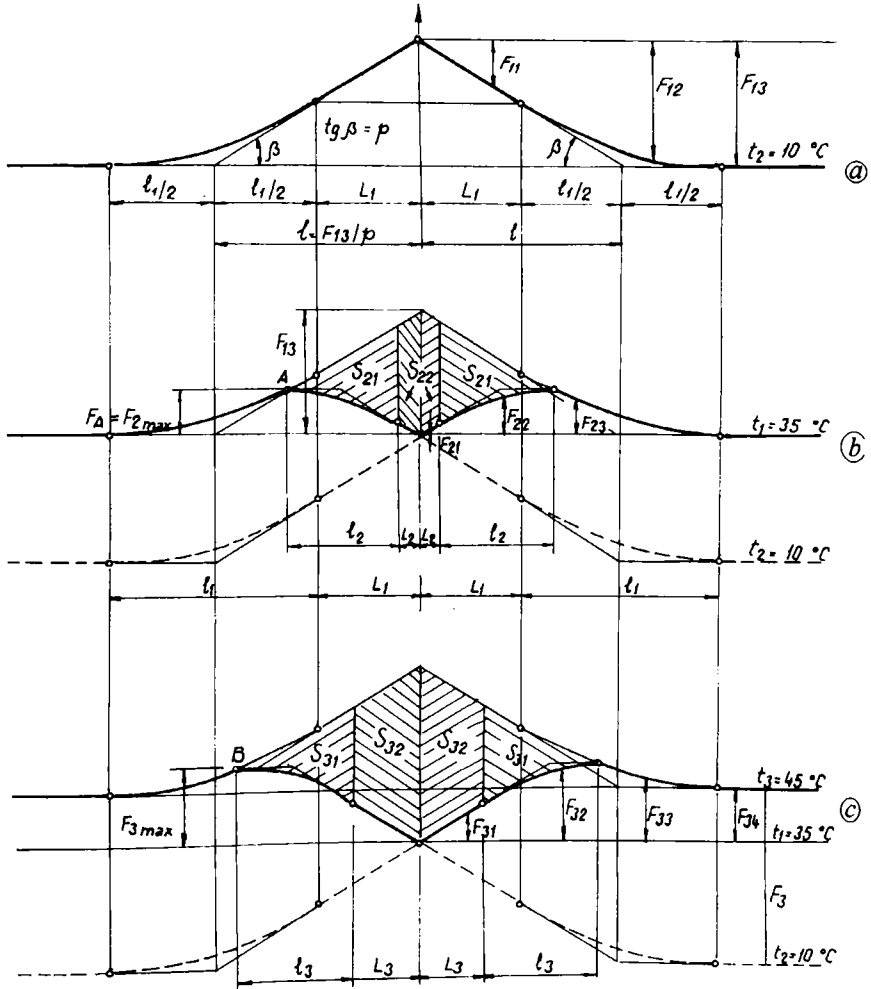


Fig. 4.17 Evoluția eforturilor axiale în jurul unui rost creat în C.F.J. dacă p este bilinear și $P=0$

Aceeași situație periculoasă poate să apară în perioada realizării C.F.J. în special dacă nici prisma de piatră spartă nu este stabilizată și în cantitate suficientă.

Deformații ale nivelului și direcției C.F.J. apar și din cauza solicitărilor suplimentare (șocurilor) transmise de materialul rulant căii în cazul șinelor deformate, a porțiunilor plane în bandaj. Aceste porțiuni de linie trebuie eliminate prin corectarea nivelului căii și polizarea corespunzătoare a suprafețelor deformate (figura 4.18).

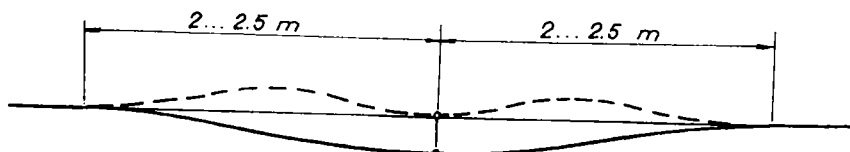


Fig. 4.18 Corectarea nivelului șinelor deformate

Verificarea suprafețelor trebuie făcută cu un fir întins de 5 ... 6 m. Pentru a preveni formarea unor forțe laterale periculoase nu trebuie menținute în cale șinele curbate sau cu coturi.

La fel de periculoasă este și păstrarea în cale a traverselor uzate sau defecte care nu asigură nici prinderea corectă șinei de traverse și nici rigiditatea căii. Calitatea prinderii șinelor de traverse trebuie să asigure rigiditatea cadrului șine-traverse, deci șuruburile verticale trebuie menținute în cale numai bine strânse.

Autorul prezintă în continuare câteva greșeli constatate în activitatea practică a unităților de sudură și întreținere linii de cale ferată prin care temperatura de fixare reală a pus în pericol stabilitatea C.F.J.

Una din greșelile constatate este aceea că la capătul provizoriu al C.F.J. nu este detensionată zona de respirație (având temperatura neutră modificată din cauza variației de temperatură în șină de la o zi la alta) înainte de realizarea sudurii capătului C.F.J. Pentru exemplificare un tronson de C.F.J. tip 65 este fixat toamna la temperatura de 20 °C. Până la fixarea următorului tronson (la aceeași temperatură de 20 °C), noaptea temperatura coboară la -5 °C. Se formează astfel o zonă de respirație (fig. 4.19.a).

În zona de respirație formată cea mai scăzută temperatură de fixare va fi $20\text{ }^{\circ}\text{C} - \Delta t_1 = 7,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ (fig. 4.19.b). Dacă înainte de sudarea celor două tronsoane nu este detensionat primul tronson, temperatura de fixare pe acesta va rămâne de 7,5 °C. În zona cordonului de sudură sporul de temperatură de fixare provine de la contracția la răcire a porțiunii încălzite cu arc electric (fig. 4.19.c). Dacă eforturile suplimentare rezultate din contracția la sudură sunt

uniformizate, situația generală va fi mai favorabilă dar temperatura de fixare va fi mai mică pe toată lungimea tronsonului cu eforturile uniformizate. Rezultă din exemplul arătat că nu este permis ca la sudarea cap la cap a șinelor a două tronsoane consecutive de C.F.J. să nu se detensioneze capătul primului tronson de C.F.J. pe o lungime corespunzătoare. În cazul fixării tronsoanelor vara o greșeală asemănătoare duce la temperatura de fixare sporită pe lungimile de respirație formate.

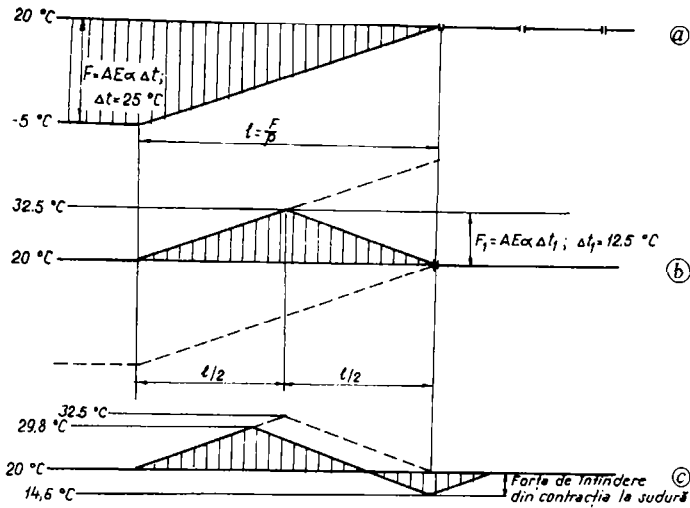


Fig. 4.19 Fixarea tronsoanelor de C.F.J.

O greșeală asemănătoare se face atunci când detensionarea capătului ultimului tronson de C.F.J. se face pe lungimea prescrisă (l_d) dar această lucrare începe la o temperatură mai mică decât temperatura de fixare corespunzătoare tronsonului detensionat ($+20^\circ\text{C}$ în exemplul anterior). Slăbirea șuruburilor verticale începe la o temperatură mai mică de 20°C iar zona de respirație (l_r) apare între porțiunea detensionată și zona centrală a primului tronson (fig. 4.20).

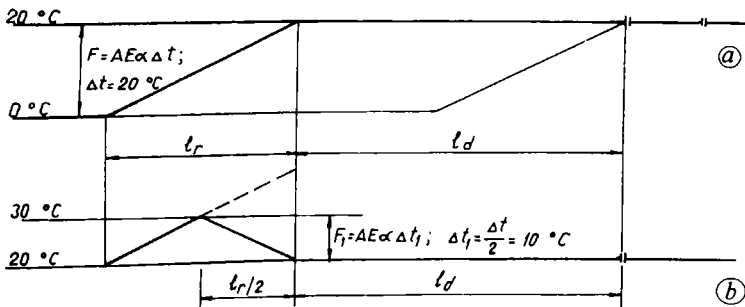


Fig. 4.20 Diagrame de eforturi la detensionarea unui tronson de C.F.J. la $t_d < t_f$

În figura 4.20.a se admite că detensionarea începe la $t_d = 0\text{ }^\circ\text{C}$. În figura 4.20.b se arată diagrama de eforturi în zona de respirație formată neglijându-se rezistența la eclisaj. Rezultă că detensionarea se poate face doar la o temperatură $t_d \approx t_r$.

Una din greșelile care pot periclită stabilitatea C.F.J. este aceea că deși detensionarea capătului ultimului tronson fixat se face la o temperatură și pe o lungime corespunzătoare (l), șuruburile verticale nu sunt bine strânse pe această lungime în ideea că oricum acestea urmează a fi slăbite la uniformizarea eforturilor. În această situație zona de respirație (l_r) se formează de la capătul porțiunii având șuruburile verticale bine strânse și va avea același efect ca și când detensionarea nu s-ar fi executat. Singura diferență față de exemplul anterior este aceea că temperatura reală de fixare se formează de la capătul porțiunii de C.F.J. având șuruburile verticale bine strânse (fig. 4.21).

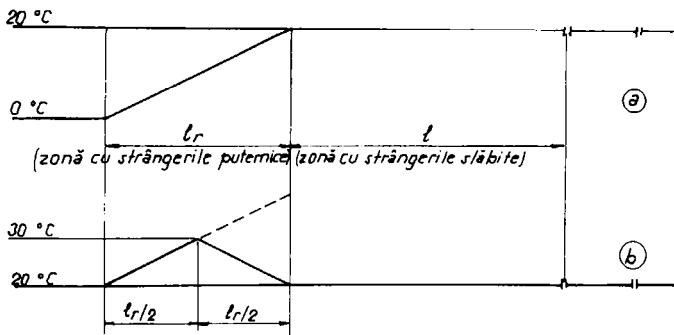


Fig. 4.21 Efectul strângerii incomplete a șuruburilor verticale

În exemplele prezentate în figurile 4.21.a și 4.21.b temperatura neutră rămâne micșorată chiar dacă se uniformizează eforturile rezultate din contracția la sudură.

O situație și mai grea apare dacă șuruburile verticale nu sunt bine strânse pe toată lungimea tronsonului de C.F.J. În acest caz noaptea, la scăderea temperaturii în șine, temperatura neutră coboară pe o lungime mult mai mare decât lungimea de detensionare (l_d). Această greșeală nu se poate corecta prin detensionarea tronsonului pe lungimea l_d ci numai prin detensionarea întregului tronson de C.F.J. Pentru a evita o asemenea situație neplăcută se recomandă strângerea corespunzătoare (24 daNm) a șuruburilor verticale pe toată lungimea tronsonului sudat.

Greșeli grave pot avea loc și în cazul lucrărilor de pretensionare în vederea asigurării unei temperaturi de fixare corecte dacă nu se măsoară deplasarea exactă a capătului tronsonului de C.F.J. fixat iar alungirea Δl nu este calculată corect și în funcție de această deplasare. Prezintă în continuare două exemple concrete pentru justificarea celor arătate.

Se pretensionează un tronson de C.F.J. având lungimea l la t_1 [°C] în vederea obținerii temperaturii de fixare de t_f [°C]. Alungirea necesară după [115] este:

$$\Delta l = l\alpha\Delta t \quad ; \quad \Delta t = t_f - t_1 \quad (4.51)$$

Alungirea efectivă cu aparatul de pretensionat șine este cea calculată și se ține seama și de contracția la sudură de 2 ... 3 mm, dar nu se ține seama de deplasările efective (Δl_1) ale capetelor zonelor de respirație (l_2). Șina suspendată în cablurile macaralelor sau așezată pe bile sau role prezintă deformații (unde) longitudinale care se elimină prin pretensionare datorită îndreptării șinei. Aceasta reprezintă o alungire fictivă $\lambda \approx 1,5$ cm. Rezultă că cele două capete de șină se apropie cu 4,6 cm pentru $l = 200$ m, din care $2\Delta l_1$ datorită zonelor de respirație formate iar λ din cauza îndreptării șinei suspendate. Admițând un tronson de C.F.J. având lungimea de 200 m rezultă diagrama de eforturi la pretensionare ca în figura 4.22.

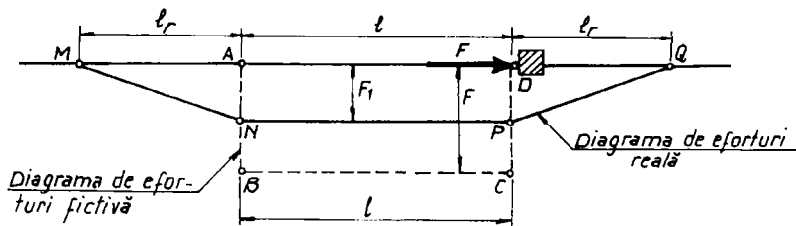


Fig. 4.22 Diagrame de eforturi la pretensionare

În figura 4.22 dreptunghiul ANPD reprezintă diagrama de eforturi la pretensionare așa cum este prezentată în instrucția 341 pentru alcătuirea, întreținerea și supravegherea căii fără joante, art. 10, iar trapezul isoscel MNPQ reprezintă diagrama de eforturi reală.

Cu datele prezentate mai sus temperatura reală de fixare se calculează după cum urmează:

$$F_1 l + 2 \frac{F_1 \cdot l_2}{2} = F_1 \left(l + \frac{F_1}{p} \right) = AE(\Delta l - \lambda)$$

$$F_1^2 + F_1 p l - AE p (\Delta l - \lambda) = 0 \quad (4.52)$$

$$\Delta t_1 = \frac{F_1}{AE\alpha} \quad ; \quad t_{f,real} = t_1 + \Delta t_1 < t_f \quad (4.53)$$

Exemplificând pentru un tronson de C.F.J. tip 49 având o lungime fixată la $t_1 = 0$ °C și pretensionată pentru a obține o temperatură de fixare $t_f = 20$ °C, considerând rezistența p uniform distribuită și având valoarea $p = 14$ daN/cm cale iar $\lambda = 1,5$ cm se obțin următoarele:

$$\Delta l = 20\,000 \cdot 1,15 \cdot 10^{-5} \cdot 20 = 4,6 \text{ cm} \quad ; \quad F_1 = 36\,047 \text{ daN} \quad ;$$

$$\Delta t_1 = 11,94 \text{ °C} \quad ; \quad t_{f,real} = 0 + 11,94 = 11,94 \text{ °C} < t_f = 20 \text{ °C}$$

Dacă prin tehnologia de pretensionare utilizată se elimină alungirea fictivă ($\lambda = 0$), în cazul suprastructurii prezentate rezultă $\Delta t_f = 16,92^\circ\text{C} < t_f = 20^\circ\text{C}$.

Dacă șina nu este suspendată în lungul căii va acționa o rezistență p' considerată uniform distribuită pe lungimea l de pretensionare. Diagrama de eforturi reală pentru această situație este prezentată în figura 4.23.

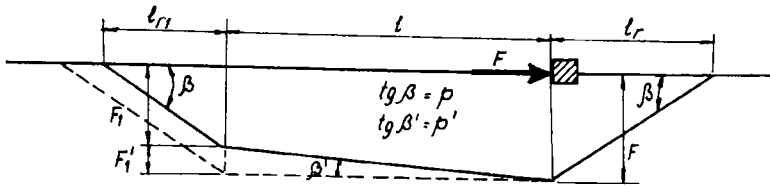


Fig. 4.23 Diagrame de eforturi la pretensionare cu șinele așezate pe plăci

Cu notațiile din figura 4.23 temperatura reală de fixare se va calcula astfel:

$$F_1' = p'l \quad ; \quad F_1 = F - F_1' = F - p'l \quad (4.54)$$

$$l_{r1} = \frac{F_1}{p} \quad ; \quad l_r = \frac{F}{p} \quad (4.55)$$

$$\frac{l_{r1} \cdot F_1}{2} + \frac{F_1 + F}{2}l + \frac{Fl_r}{2} = AE\Delta l \quad (4.56)$$

$$\frac{l_{r1}(F - p'l)}{2} + \frac{2F - p'l}{2}l + \frac{Fl_r}{2} = AE\Delta l \quad (4.57)$$

$$\Delta t = \frac{F}{AE\alpha} \quad ; \quad \Delta t_1 = \frac{F_1}{AE\alpha} \quad (4.58)$$

$$t_f = t_1 + \Delta t \quad ; \quad t_{f1} = t_1 + \Delta t_1 \quad (4.59)$$

Exemplificând pentru același tronson de C.F.J. și considerând $p' = 0,4 \text{ daN/cm}$ se obțin următoarele rezultate:

$$F = 55\,020 \text{ daN} \quad ; \quad \Delta t = 18,22^\circ\text{C} = t_f \quad ; \quad l_r = 3\,930 \text{ cm} \quad ;$$

$$F_1 = 47\,020 \text{ daN} \quad ; \quad \Delta t_1 = 15,57^\circ\text{C} = t_{f1} \quad ; \quad l_{r1} = 3\,359 \text{ cm} \quad ;$$

Se observă că influența zonelor de respirație formate este cu atât mai mare cu cât scade lungimea tronsonului pretensionat, deci odată cu scăderea lungimii tronsonului pretensionat după prescripțiile din literatura de specialitate [115], scade și temperatura reală de fixare. Situația poate să fie și mai periculoasă dacă prinderile șinei de traverse sunt slăbite, deoarece scade mult rezistența p , cresc lungimile de respirație formate iar temperatura reală de fixare scade. Rezultă încă o dată obligativitatea strângerii șuruburilor verticale.

Un alt exemplu de pretensionare greșit executată se prezintă în continuare. Un tronson de C.F.J. de lungimea l și cu temperatura de fixare t_f' este pretensionat în vederea obținerii unei

alte temperaturi de fixare $t_f = t'_f + \Delta t$. Șina este suspendată în cabluri sau așezată pe bile (role). Se calculează cu formula din [35] art.10 lungimea cu care trebuie întinse șinele ($\Delta l = l\alpha\Delta t$). La începutul pretensionării șina cade pe plăci pe o lungime l_1 (fig. 4.24). Pe această lungime apare reacțiunea $p' = tg\beta'$, considerată uniform distribuită, care se opune alungirii șinei.

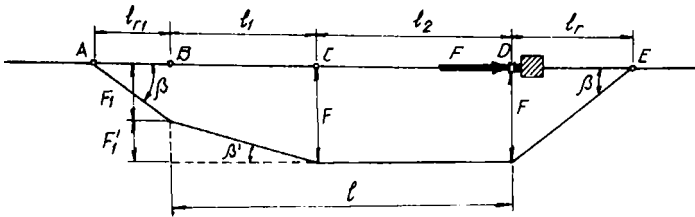


Fig. 4.24 Diagrame de eforturi la pretensionare dacă pe lungimea l_1 șinele cad pe plăcile suport

Determinarea temperaturilor de fixare obținute după pretensionare se face astfel:

$$F_1 = F - F'_1 = F - p'l_1 \quad (4.60)$$

$$\frac{(F - p'l_1)^2}{2p} + \frac{(2F - p'l_1)l_1}{2} + Fl_2 + \frac{F^2}{2p} = AE\Delta l \quad (4.61)$$

$$\Delta t = \frac{F}{AE\alpha} \quad ; \quad t_f = t'_f + \Delta t \quad (4.62)$$

$$\Delta t_1 = \frac{F_1}{AE\alpha} \quad ; \quad t_{f1} = t'_f + \Delta t_1 \quad (4.63)$$

Exemplificând pentru un tronson de C.F.J. tip 49 de 500 m lungime, având $t_f = 0^\circ C$, t_f cerut $20^\circ C$, $tg\beta = p = 14 \text{ daN/cm cale}$, $tg\beta' = p' = 1 \text{ daN/cm cale}$, $l_1 = 200 \text{ m}$, $l_2 = 300 \text{ m}$, $\Delta l = 11,5 \text{ cm}$. Rezultă $F = 60\,582 \text{ daN}$, $t_f = 20,07^\circ C$, $F_1 = 40\,582 \text{ daN}$, $t_{f1} = 13,44^\circ C$.

Dacă pe porțiunea l_1 șina căzută este înțepenită în rebordurile plăcilor suport rezistența p' devine p (fig. 4.25).

Determinarea temperaturilor reale de fixare se face după cum urmează:

$$F \left(l_2 + \frac{F}{p} \right) = AE\Delta l \quad (4.64)$$

$$\Delta t = \frac{F}{AE\alpha} \quad ; \quad t_f = t'_f + \Delta t \quad (4.65)$$

Exemplificând cu datele problemei anterioare, dar $p' = p = 14 \text{ daN/cm cale}$, se obține $F = 71\,460 \text{ daN}$, $t_f = 23,67^\circ C$, $l_r = 51,04 \text{ m}$. Se observă că pe lungimea $l_2 = 300 \text{ m}$ temperatura de fixare obținută este $23,67^\circ C$ dar pe lungimea $l_1 = 148,96 \text{ m}$ temperatura de fixare este în continuare $0^\circ C$.

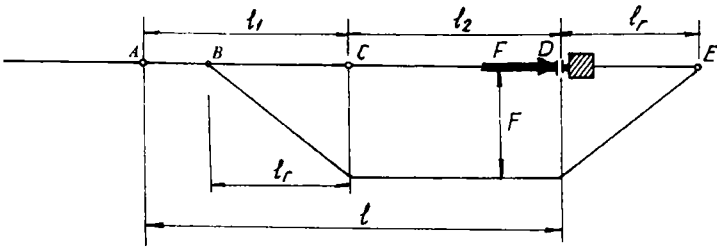


Fig. 4.25 Diagrame de eforturi la pretensionarea C.F.J. dacă șinele înțepenesc între reborduri

În cazul ruperilor de șine se formează zone de respirație așa cum s-a prezentat în figura 4.19 cu diferența că respirația șinei se manifestă în ambele părți ale ruperii (fig. 4.26.a)

În figura 4.26.b se prezintă diagrama de eforturi axiale în zona de eclisare a căii la temperatura t_f (făcându-se abstracție de rezistența dată de eclisaj). În figura 4.26.c se arată diagrama de eforturi axiale la introducerea în cale la temperatura t_f , în zona ruperii, a unei șine de lungime l_s . Dacă la refacerea continuității căii șinele nu sunt detensionate pe zonele de respirație formate, temperatura de fixare va fi în continuare diminuată pe aceste zone (fig. 4.26.d) chiar dacă situația este îmbunătățită prin contracția (λ_c) la sudură.

Folosind notațiile din figura 4.26 eforturile axiale și temperaturile de fixare reale se calculează astfel:

$$F_r = AE\alpha\Delta t_r \quad ; \quad \Delta t_r = t_f - t_r \quad ; \quad l_r = \frac{F_r}{p} \quad (4.66)$$

$$t_{fA} = t_f - \frac{\Delta t_r}{2} \quad (4.67)$$

$$l_1 = l_r - \frac{l_s}{2} \quad ; \quad F_1 = pl_1 \quad ; \quad \Delta t_1 = \frac{pl_1}{AE\alpha} \quad (4.68)$$

$$t_{fB} = t_f - \Delta t_1 \quad (4.69)$$

$$\frac{F_s^2}{4p} + \frac{F_s \cdot l_1}{2} - \frac{F_s^2}{2p} = AE\lambda_c$$

$$\frac{1}{4p} F_s^2 - \frac{l_1}{2} F_s + AE\lambda_c = 0 \quad \Rightarrow \quad F_s \quad (4.70)$$

$$l_s - l_2 = \frac{F_s}{p} \quad \Rightarrow \quad l_2 = l_1 - \frac{F_s}{p} \quad (4.71)$$

$$\Delta t_s = -\frac{F_s}{AE\alpha} \quad ; \quad t_3 = t_f - \Delta t_s \quad ; \quad t_{fD} = t_f + \Delta t_s \quad (4.72)$$

$$F_2 = p \frac{l_2}{2} = p \left(\frac{l_1}{2} - \frac{F_1}{2p} \right) ; \Delta t_2 = \frac{F_2}{AE\alpha} \quad (4.73)$$

$$t_2 = t_f + \Delta t_2 ; t_{rc} = t_f - \Delta t_2 \quad (4.74)$$

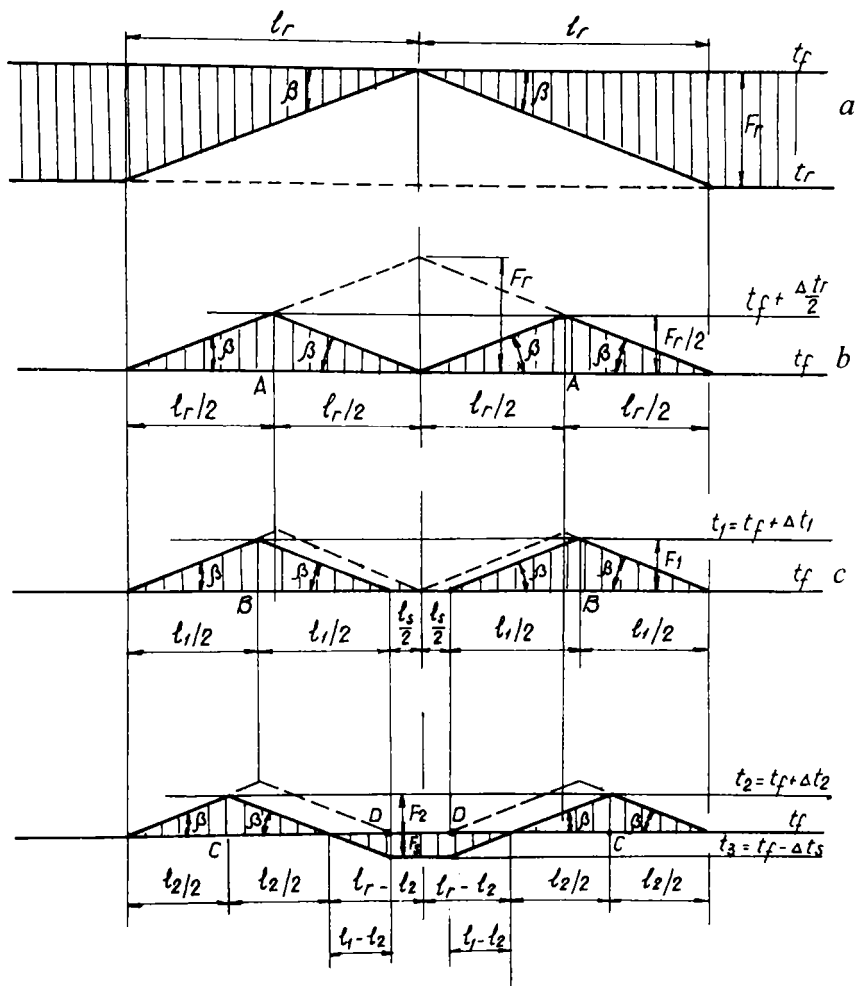


Fig. 4.26 Diagrame de eforturi la refacerea continuității șinei rupte la C.F.J.

Exemplificând pentru o șină tip 65 a unei C.F.J. având $t_f = 20^\circ\text{C}$ și $p = 6 \text{ daN/cm fir}$, pentru $t_r = -10^\circ\text{C}$ și $\lambda_c = 0,2 \text{ cm}$ se obțin următoarele rezultate: $F_r = 59\,820 \text{ daN}$; $l_r = 9\,970 \text{ cm}$; $t_{fa} = 5^\circ\text{C}$; $l_1 = 9\,470 \text{ cm}$ ($l_s = 1\,000 \text{ cm}$); $F_1 = 2\,840 \text{ daN}$; $\Delta t_1 = 14,25^\circ\text{C}$; $\lambda_c = 0,2 \text{ cm}$; $F_s = 7\,867 \text{ daN}$; $\Delta t_s = -3,94^\circ\text{C}$; $t_3 = 16,06^\circ\text{C}$; $t_{fd} = 23,94^\circ\text{C}$; $l_2 = 8\,158 \text{ cm}$; $F_2 = 24\,474 \text{ daN}$; $\Delta t_2 = 12,27^\circ\text{C}$; $t_2 = 32,27^\circ\text{C}$; $t_{rc} = 7,73^\circ\text{C}$.

Se observă că prin introducerea panoului (l_s) sau prin refacerea continuității liniei temperatura reală de fixare rămâne mult mai mică decât cea dinaintea ruperii șinei. Eliminarea acestor vârfuri se poate face numai prin detensionare la temperatura t_f înainte de executarea sudurilor în punctele D.

CAP. V. STABILITATEA CĂII FĂRĂ JOANTE

Cadrul șine-traverse așezat (rezemat), fără a fi fixat, pe platformă prin intermediul prisme de piatră spartă având proprietăți elasto-plactice, este supus la solicitări mari atât din cauza variației temperaturii în șine cât și din cauza materialului rulant. Creșterea temperaturii în șine mult peste temperatura neutră poate să deranjeze stabilitatea căii, ceea ce se manifestă prin flambarea cadrului șine-traverse în planul care opune cea mai mică rezistență.

Determinarea condiției de stabilitate a C.F.J. este foarte complicată datorită complexității construcției și a parametrilor numeroși care trebuie luați în considerare. Pierderea stabilității C.F.J. poate avea loc în plan vertical (foarte rar) sau în plan orizontal (în majoritatea cazurilor). Prezenta lucrare se ocupă de pierderea stabilității în plan orizontal.

Parametrii care condiționează stabilitatea C.F.J. în plan orizontal sunt :

- rigiditatea căii în plan orizontal ;
- rezistența p a prisme de piatră spartă la deplasarea în lung a cadrului șine-traverse ;
- rezistența q a prisme de piatră spartă la deplasarea laterală a cadrului șine-traverse ;
- solicitările dinamice transmise de materialul rulant ;
- deformațiile căii (deformatele de așezare și deformațiile sub acțiunea materialului rulant) ;
- geometria liniei în plan orizontal (aliniamente și curbe) ;
- calitatea lucrărilor de întreținere a liniei .

În ultima jumătate de secol stabilitatea C.F.J. a fost cercetată de Albrecht [1], Bartlett [7], Birmann [8; 9; 10; 11], Bromberg [12; 13], Chatkeo [15], Einsenmann [20; 21; 22; 23; 24; 25; 26; 27; 28; 29; 30; 31; 32; 33; 34; 35], Engel [36; 37; 38], Gerlich [42], Horvath [52], Kaes [59], Kerkapoly [62], Nemesdy [82], Petz [87], Vcelar [107] etc. Cercetătorii susamintiți au utilizat următoarele metode de calcul:

- metoda ecuațiilor diferențiale ale echilibrului ;
- metoda energetică ;
- metoda de calcul a stabilității în mediu elastic .

În general, cadrul șine-traverse în calcule se înlocuiește cu o grindă având rigiditatea egală cu cea a cadrului. Rezistența prisme de piatră spartă la deplasarea laterală a cadrului (q)

se consideră uniform distribuită. Se consideră că în momentul pierderii stabilității C.F.J. tensiunile interioare nu depășesc limita de elasticitate a oțelului din șine.

Sunt prezentate în continuare câteva metode cunoscute pentru calculul forței critice de pierdere a stabilității C.F.J.

1. Metode de calcul ale forței critice

Sunt prezentate în continuare pe scurt următoarele metode de calcul ale forței critice de pierdere a stabilității C.F.J. :

- metoda ecuațiilor diferențiale ale echilibrului ;
- metoda energetică ;
- metoda de calcul a stabilității C.F.J. în mediu elastic ;
- metoda de calcul propusă de Prud'homme, A. și Janin, G. ;
- metoda de calcul propusă de Nemesdy, E. ;
- metoda de calcul propusă de Hermann Meier ;
- metode de calcul propuse de A. Horvath .

1.1 Metoda ecuațiilor diferențiale ale echilibrului [94]

Presupunând o grindă de lungime l , solicitată de forța de compresiune F (datorită creșterii temperaturii în șinele C.F.J.) valoarea momentului încovoietor (M_x) în grindă este:

$$M_x = F \cdot y - \frac{1}{2} \cdot q \cdot x \cdot (l - x) \quad (5.1)$$

unde:

- q este rezistența uniform distribuită care se opune deformării grinzii ;
- x și y - coordonatele secțiunii grinzii .

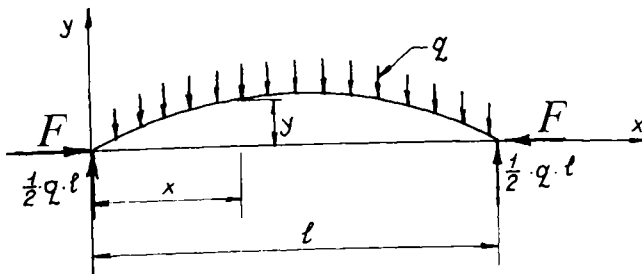


Fig. 5.1 Grinda deformată datorită compresiunii axiale F

Pornind de la relația cunoscută:

$$E \cdot I \cdot y'' = -M_x \quad (5.2)$$

și folosind notația:

$$\frac{F}{E \cdot I} = \beta^2 \quad (5.3)$$

se obține relația:

$$y = -\frac{E \cdot I \cdot q}{F^2} \left(\lg \frac{\beta \cdot l}{2} \cdot \sin \beta x + \cos \beta x - 1 \right) + \frac{q \cdot x}{2F} (l - x) \quad (5.4)$$

Se obține, în final, relația care exprimă condiția de echilibru ($F = F_{min}$):

$$F_{min} = 9,87 \frac{E \cdot I}{l^2} \quad (5.5)$$

cea ce reprezintă tocmai valoarea forței critice de flambaj a lui Euler pentru o bară sollicitată la compresiune axială.

Această metodă prezintă o serie de deficiențe, deoarece :

- nu se ia în considerare scăderea efortului de compresiune datorită deformării barei ;
- se omite deplasarea porțiunilor rectilinii ale barei, vecine cu zona deformată ;
- se consideră că lungimea barei este identică cu mărimea (lungimea) undeii .

1.2 Metoda energetică [94]

Această metodă cuprinde mai exact fenomenul pierderii stabilității C.F.J. Metoda energetică ia în considerare faptul că energia totală (E) a unui sistem elastic care se deformează (f), înainte de a intra într-o poziție de echilibru, variază (figura 5.2):

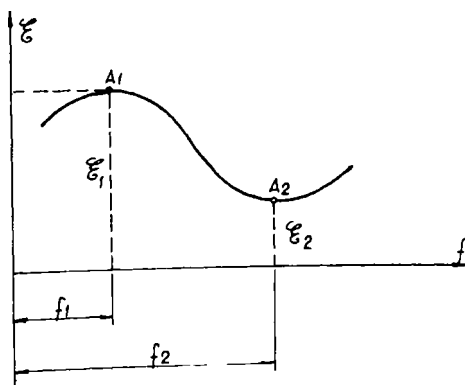


Fig. 5.2 Variația energiei sistemului în raport cu f

Punctul A_1 corespunde unei poziții de echilibru nestabil iar punctul A_2 unei poziții de echilibru stabil. Condiția de echilibru a forțelor interioare și exterioare care acționează asupra sistemului elastic se determină cu relația:

$$dE = 0 \quad (5.6)$$

Trecerea cadrului șine-traverse în poziția deformată este reprezentată în figura 5.3. Energia totală a sistemului, care corespunde poziției deformată a grinzii, este :

$$E = L_1 + L_2 + L_3 + L_4 \quad (5.7)$$

unde :

- L_1 este lucrul mecanic produs de forța de compresiune variabilă pe porțiunile AA'_1 și BB'_1 ;
- L_2 - lucrul mecanic produs prin deformarea părții încovoiate a grinzii, datorită micșorării forței de compresiune de la F la F_d (datorită sporirii lungimii grinzii prin încovoiere) ;
- L_3 - lucrul mecanic produs prin încovoierea grinzii ;
- L_4 - lucrul mecanic produs de forțele care se opun deformării grinzii .

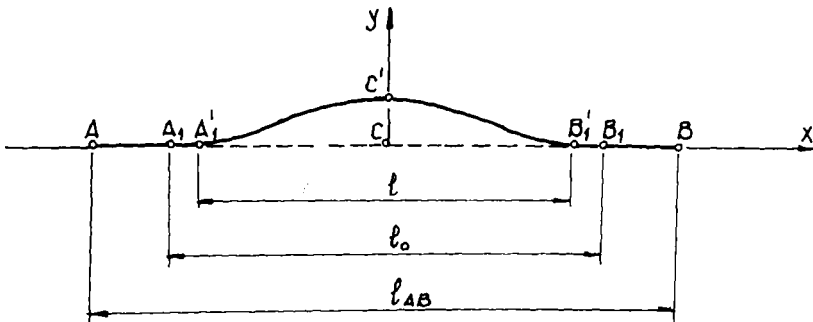


Fig. 5.3 Trecerea C.F.J. în poziția deformată

Forma reală a căii deformată se poate exprima analitic prin relația :

$$y = \varphi(f, l) \quad (5.8)$$

unde f și l sunt variabile independente. În aceste condiții relația 5.6 se mai poate scrie astfel :

$$\frac{\delta E}{\delta f} \cdot df + \frac{\delta E}{\delta l} \cdot dl = 0 \quad (5.9)$$

Rezultă :

$$\frac{\delta E}{\delta f} = 0 \quad \text{și} \quad \frac{\delta E}{\delta l} = 0 \quad (5.10)$$

Se obțin ecuații de forma :

$$\varphi_1 (l, f, F, K) = 0 \quad ; \quad \varphi_2 (l, f, F, K) = 0 \quad (5.11)$$

unde K este un coeficient care este în funcție de caracteristicile constructive ale căii.

Luând diferite valori pentru f , se poate reprezenta variația lui F și l (figura 5.4). Pentru fiecare valoare F corespund două poziții de echilibru. Unei singure valori ($F = F_f$) îi corespunde o singură poziție de echilibru (stabil). Valoarea F_f se numește forța critică de flambaj.

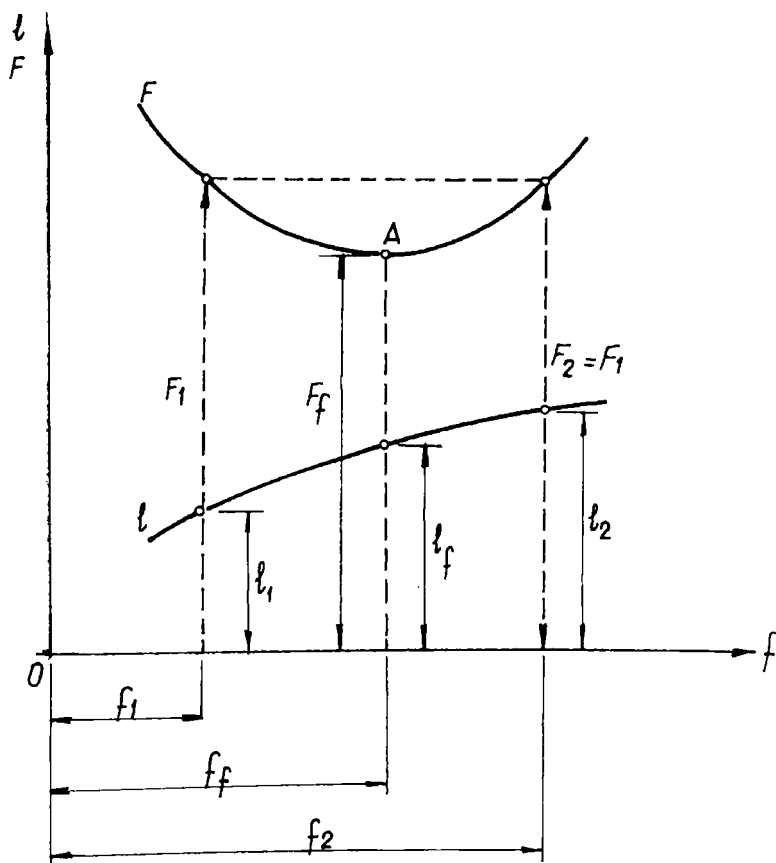


Fig. 5.4 Variația forței F și a lungimii l în raport cu săgeata f

1.3 Metoda de calcul a stabilității C.F.J. în mediu elastic [94]

Această metodă ia în considerare proprietatea deformării elastice a prisme de piatră spartă pentru deformații mici ($f < 1 \text{ cm}$). Modulul de elasticitate a pietrei sparte se notează cu $U (q = U \cdot y)$.

Ecuția lucrului mecanic total produs de forțele exterioare și interioare se poate scrie astfel :

$$\frac{F}{2} \int_0^l (y')^2 \cdot dx - \frac{U}{2} \int_0^l y^2 \cdot dx = \frac{E \cdot I_0}{2} \int_0^l (y'')^2 \cdot dx \quad (5.12)$$

Se obține pentru săgeata de deformare a barei o expresie de forma :

$$y = \sum_1^n f_n \cdot \sin \frac{n \cdot \pi \cdot x}{l} \quad (5.13)$$

unde f_i sunt coeficienții termenilor seriei Fourier.

Pentru poziția de echilibru a barei deformate se obține valoarea lui F prin introducerea expresiei 5.13 în relația 5.12 :

$$F = \frac{E \cdot I_0 \cdot \sum_1^n f_n^2 \cdot \left(\frac{n \cdot \pi}{l}\right)^4 + U \cdot \sum_1^n f_n^2}{\sum_1^n f_n^2 \cdot \left(\frac{n \cdot \pi}{l}\right)^2} \quad (5.14)$$

Valoarea minimă a lui F se obține atunci când toți coeficienții f_i , în afară de unul, se anulează. După efectuarea calculelor se obține relația :

$$F_{min} = 2 \cdot \sqrt{U \cdot E \cdot I_0} \quad (5.15)$$

Relația 5.15 dă valori prea mari pentru F_{min} , valori care nu au fost confirmate de experimentări.

1.4 Metoda de calcul propusă de PRUD'HOMME A. și JANIN G. (Franța) [90;91]

Cei doi autori analizează problemele stabilității C.F.J. sub efectul variației temperaturii în șine atât pe calea neîncărcată cât și pe cea încărcată. În ambele ipoteze sunt analizate :

- eforturile longitudinale ;
- deplasările longitudinale ;
- stabilitatea în plan vertical ;
- stabilitatea în plan orizontal .

1.4.1. Stabilitatea C.F.J. în plan vertical

Stabilitatea C.F.J. neîncărcate, în sens vertical, se analizează cu ajutorul ecuației diferențiale de echilibru :

$$E \cdot I_x \cdot \frac{d^4 z}{dx^4} + F \cdot \frac{d^2 z}{dx^2} + (\varpi - r) = 0 \quad (5.16)$$

unde :

- ϖ este greutatea proprie (liniară) a căii pe fir de șină ;
- $E I_x$ - rigiditatea șinei în sens vertical ;
- F - efortul de compresiune în șină ;
- r - reacția (rezistența) liniară a pietrei sparte în plan vertical.

Se consideră că defectul de nivel în formă de sinusoidă are forma :

$$z = b \cdot \cos(\omega_v \cdot x) \quad (5.17)$$

unde $\omega_v = \frac{2\pi}{\lambda_v}$, λ_v fiind lungimea de undă a defectului. Cu aceste relații se deduce valoarea

reacției liniare verticale (r) în vârful cocoșei :

$$r = \varpi + E \cdot I_x \cdot b \cdot \frac{16 \cdot \pi^4}{\lambda_v^4} - F \cdot b \cdot \frac{4 \cdot \pi^2}{\lambda_v^2} \quad (5.18)$$

Valoarea critică a lungimii de undă (r având o valoare minimă pentru o forță de compresiune F dată) este :

$$L_v = 8,87 \sqrt{\frac{E \cdot I_x}{F}} \quad (5.19)$$

iar reacția liniară r este :

$$r = \varpi - b \cdot \frac{F^2}{4 \cdot E \cdot I_x} \quad (5.20)$$

În cazul creșterii temperaturii în șină cu 45 °C peste temperatura neutră, precum și pentru defecte de nivel de valoarea $2b = L_v : 1000$, pe lungimea critică L_v reducerea relativă aparentă a greutateii căii este indicată în tabelul 5.1 :

Tabelul 5.1

Tipul liniei c.f.	L_v	$2b$	$\frac{b \cdot \frac{F^2}{4 \cdot E \cdot I_x} \cdot 100}{\varpi}$
	m	mm	%
49 pe traverse din lemn	~ 21	~ 21	~ 27
60 pe traverse din lemn	~ 24	~ 24	~ 26,5
49 pe traverse din b.a.	~ 21	~ 21	~ 15
60 pe traverse din b.a.	~ 24	~ 24	~ 15

Stabilitatea C.F.J. în plan orizontal se analizează asemănător luând în considerare parametrii corespunzători.

1.5 Metoda de calcul propusă de NEMESDY E. [82]

Stabilitatea C.F.J. este asigurată în special de următorii trei parametri :

- rigiditatea proprie a șinelor (S) ;
- rigiditatea proprie a cadrului șine-traverse (C) ;
- rezistența opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea laterală a căii (q) .

La limită, forța critică de pierdere a stabilității căii (F_{cr}) va fi echilibrată de forțele de rezistență, determinate de rigiditatea proprie a șinelor (F_s), rigiditatea cadrului șine-traverse (F_c) și reacțiunea prismei de balastare (F_q) :

$$F_{cr} = F_s + F_c + F_q \quad (5.21)$$

Se acceptă ideea că niciodată C.F.J. nu este perfectă. Cele mai frecvente deformații (deripări) ale C.F.J. prin realizarea acestora (defecte de așezare) sunt prezentate în cap. II fig. 2.10

În lucrare se arată calculul detaliat al forțelor de rezistență F_s , F_c și F_q pentru defectul de așezare tip A. Pentru alte cazuri sunt prezentate doar formulele de calcul.

1.5.1 Calculul lui F_s

Se presupune că șinele sunt libere (fără a fi fixate pe traverse). Schema de încărcare este prezentată în figura 5.5 :

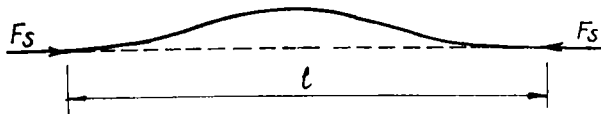


Fig. 5.5 Schema de încărcare a șinelor C.F.J.

În conformitate cu teoria lui Euler privind flambajul ideal :

$$F_{S\ crinc}^A = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{l_f^2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{(0,5 \cdot l)^2} \cong 40 \frac{E \cdot I}{l^2} \quad (5.22)$$

unde :

- E este modulul de elasticitate al oțelului din șină ($2,1 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2$) ;
- I - momentul de inerție al celor două șine ($I = 2I_y$) ;
- l_f - lungimea de flambaj .

Pentru alte două defecte de așezare :

$$F_S^{B \text{ critic}} = 80 \frac{E \cdot I}{l^2} \quad (5.23)$$

$$F_S^{E \text{ critic}} = 10 \frac{E \cdot I}{l^2} \quad (5.24)$$

1.5.2 Calculul lui F_c

Se presupune că pe lungimea defectului de așezare cadrul șine-traverse este liber de orice rezistență cu excepția prinderilor care sunt strânse reglementar. În cazul creșterii temperaturii, cadrul solicitat la eforturi de compresie se va deforma. Deformarea va avea drept efect rotirea șinelor în prinderi și ca atare apariția în fiecare prindere a unui moment rezistent care pentru rotiri mici ($\Delta\varphi < 0,01 \text{ rad}$) poate fi exprimat prin următoarea formulă stabilită pe bază de încercări :

$$M = r \cdot \Delta\varphi \quad (5.25)$$

unde :

- r este constanta de rigiditate a cadrului șine-traverse [daNm] care depinde de tipul prinderii, valoarea momentului de strângere a buloanelor verticale și tirfoanelor, etc ;
- φ - unghiul dintre tangenta la șină deformată, în dreptul prinderii și poziția acesteia înainte de deformare [rad] .

Relația 5.25 se poate scrie și astfel :

$$M = r \cdot y' \quad (5.26)$$

Cu suficientă aproximație momentul repartizat (figura 5.6) se determină astfel:

$$m = \frac{2M}{a} = \frac{2 \cdot r \cdot y'}{a} \quad (5.27)$$

unde a este distanța dintre traverse.

Într-o secțiune oarecare valoarea momentului (M_x) se calculează cu relația :

$$M_x = F \cdot y - \int_0^x m \cdot dx = \left(F - \frac{2 \cdot r}{a} \right) \cdot y \quad (5.28)$$

Ecuția diferențială a deformatiei cadrului va rezulta :

$$y'' = \frac{M_x}{E \cdot I} = - \frac{l}{E \cdot I} \left(N - \frac{2 \cdot r}{a} \right) \cdot y \quad (5.29)$$

Prin integrare se obține :

$$N_{cr}^I = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{l_f^2} + \frac{2 \cdot r}{a} \quad (5.30)$$

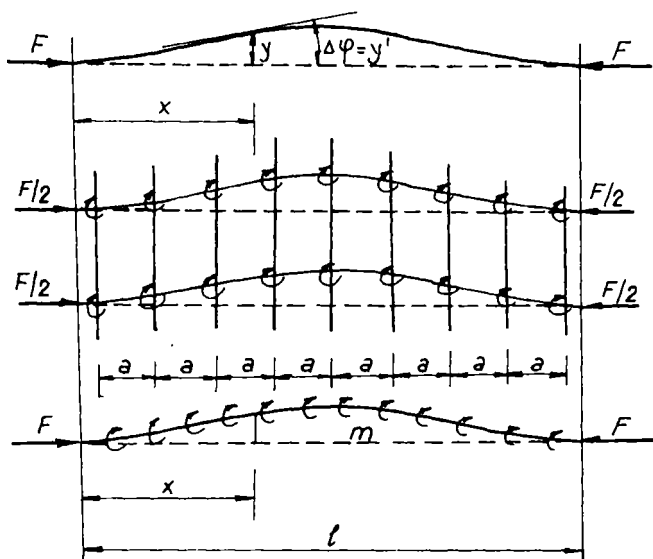


Fig. 5.6 Momentul rezistent și momentul repartizat

Se observă că primul termen din relația 5.30 reprezintă valoarea critică determinată la punctul 1.5.1 (relația 5.22). Al doilea termen exprimă valoric participarea rigidității cadrului ca factor de stabilitate, deci :

$$F_c = \frac{2r}{a} \quad (5.31)$$

Relația 5.31 este valabilă pentru toate tipurile de defecte de așezare.

1.5.3 Calculul lui F_q

Reacțiunea balastului la deplasarea laterală a căii este cel mai important factor de stabilitate a C.F.J. Se consideră că unele defectelor de așezare sunt arce de parabolă și că reacțiunile transversale ale prisme de piatră spartă acționează doar pe acea porțiune a unde defectului a cărei deplasare mobilizează valoarea maximă a lui q (figura 5.7).

La limita pierderii stabilității se obține :

$$R = Q \quad (5.32)$$

Se consideră că F_q acționează după direcția tangentei la unda deformată în punctul unde înclinarea acesteia este maximă.

$$R = 2 \cdot F_q \cdot \sin\alpha \cong 2 \cdot F_q \cdot \operatorname{tg}\alpha = Q$$

$$F_q = \frac{Q}{2 \cdot \operatorname{tg}\alpha} \quad (5.33)$$

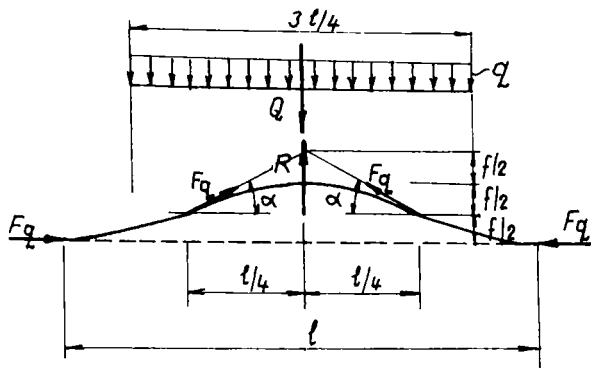


Fig. 5.7 Calculul forței F_q

$$F_q^A = \frac{q \cdot \frac{3}{4} \cdot l}{2 \cdot \frac{f}{l:4}} \cong \frac{l}{10} \cdot l^2 \cdot \frac{q}{f} \quad (5.34)$$

Pentru celelalte două tipuri de defecte de așezare se obține :

$$F_q^B = \frac{l^2 \cdot q}{39 \cdot f} \quad (5.35)$$

$$F_q^E = \frac{l^2 \cdot q}{8 \cdot f} \quad (5.36)$$

Ținând cont de relațiile obținute (5.22, 5.23, 5.24, 5.31, 5.34, 5.35 și 5.36) se poate calcula :

$$F_{cr} = C_1 \cdot \frac{E \cdot I}{l^2} + \frac{2 \cdot r}{a} + \frac{l^2 \cdot q}{C_2 \cdot f} \quad (5.37)$$

unde C_1 și C_2 sunt constante care depind de forma deformată de așezare.

Formula 5.37 are importanță deosebită nu numai pentru faptul că asigură calculul forței critice de pierdere a stabilității C.F.J., ci și pentru posibilitatea de stabilire a relației între cauză și efect. Prin aceasta este posibilă, în caz de nevoie, să se ia cele mai potrivite măsuri pentru prevenirea șerpuirii căii.

Dacă temperatura (deci și efortul de compresiune) în șină crește și se observă deja o deformație de lungime l și săgeată f , prima măsură este majorarea valorilor din partea a doua a relației 5.37 :

- r crește prin strângerea corespunzătoare a șuruburilor verticale ;
- q crește prin compactarea prisme de piatră spartă .

O altă posibilitate de a majora valoarea din partea dreaptă a relației 5.37 este și reducerea prin ripare a săgeților liniei deformată (f). Aceasta însă implică slăbirea frecărilor între traversă și piatra spartă, deci și a rezistenței q . Din această cauză eliminarea defectului de direcție se va face numai când temperatura în șină a scăzut și este apropiată de temperatura de fixare. Dacă și după această situație apare fenomenul de deripare, atunci șinele trebuie detensionate.

Problemele arătate au importanță deosebită în cadrul lucrărilor efectuate cu mașinile grele de cale, pentru că în mod inevitabil va fi micșorată valoarea rezistenței q și deci a rezistenței căii. Pentru evitarea acestui fenomen, înainte de a executa orice fel de lucrare de buraj, ripare, ciuruire, etc. la C.F.J. când temperatura în șină este ridicată, se vor strânge șuruburile verticale și se va completa prisma de piatră spartă. După terminarea lucrărilor se va asigura obligatoriu gradul de compactare a prisme de piatră spartă.

1.6 Metoda de calcul propusă de Hermann Meier [74; 45]

Prof.dr. H. Meier a stabilit mărimile critice ale săgeții (f_{cr}) deformată de așezare, lungimii (l_{cr}) acesteia și a creșterii de temperatură (Δt_{cr}) în șine prin metoda energetică atât pentru C.F.J. în aliniamente cât și pentru curbe. Astfel pentru o C.F.J. în aliniament a obținut relațiile:

$$f_{cr} = 8,7q \frac{EI_0}{F^2} \quad [mm] \quad (5.38)$$

$$l_{cr} = 3\pi \sqrt{\frac{2EI_0}{F}} \quad [m] \quad (5.39)$$

$$\Delta t_{cr} = \sqrt{\frac{8,7qI_0}{\alpha^2 A^2 Ef}} \quad [^\circ C] \quad (5.40)$$

Pentru o C.F.J. într-o curbă circulară având raza R se dau următoarele relații :

$$f_{cr} = \left(q - \frac{F}{R} \right) \frac{16EI_0}{F^2} \quad [mm] \quad (5.41)$$

$$l_{cr} = 2\pi \sqrt{\frac{2EI_0}{F}} \quad [m] \quad (5.42)$$

$$\Delta t_{cr} = -\frac{8I_0}{ARf} + \sqrt{\left(\frac{8I_0}{\alpha ARf} \right)^2 + \frac{16I_0q}{\alpha^2 A^2 Ef}} \quad [^\circ C] \quad (5.43)$$

H. Meyer a considerat în stabilirea relațiilor 5.38 - 5.43 următoarele forme ale defectului de așezare :

- defect de tip B în aliniament ;
- defect de tip A în curbă .

Defectele de așezare au fost descrise cu funcții trigonometrice (cosinusoide).

1.7 Metode propuse de A. Horvath [52]

Prof.dr. A. Horvath a propus două metode pentru calculul forței critice de pierdere a stabilității C.F.J. :

- metoda de calcul liniară ;
- metoda de calcul neliniară .

În metoda de calcul liniară parametrii care asigură stabilitatea C.F.J. au fost considerați că având o comportare elasto-plastică. Calculele au fost efectuate pentru C.F.J. în aliniament respectiv în curbă, luându-se în considerare valorile activate ale rezistențelor care se opun pierderii stabilității C.F.J. Calculele de stabilitate s-au concretizat în relațiile prezentate în tabelul 5.2.

În metoda de calcul neliniară rezistența q dată de prisma de piatră spartă și rezistența M la rotire a șinelor pe traverse au variația descrisă cu funcții polinomiale (parabole de gradul 3) așa cum sunt prezentate în figura 5.8 :

Forța critică de pierdere a stabilității (F_{cr}) și lungimea critică (l_{cr}) a deformatiei de așezare au fost calculate cu relațiile :

$$F_{max} = F_{cr} - \frac{3}{2} \sqrt{F_{max}^2 \left(f^2 \frac{C_1}{2} + \frac{2r_n C_1^3}{9q^2} + \frac{3C_2}{4r_n} + \frac{2C_2^3}{9m_0^2 r_n} \right)} \quad [N] \quad (5.44)$$

$$l_{cr} = \pi \sqrt{r_n} \quad [m] \quad (5.45)$$

unde :

$$r_n = \sqrt{\frac{EI_y}{C_1}} \quad ; \quad F_{cr} = 2\sqrt{C_1 EI_y + C_2} \quad (5.46)$$

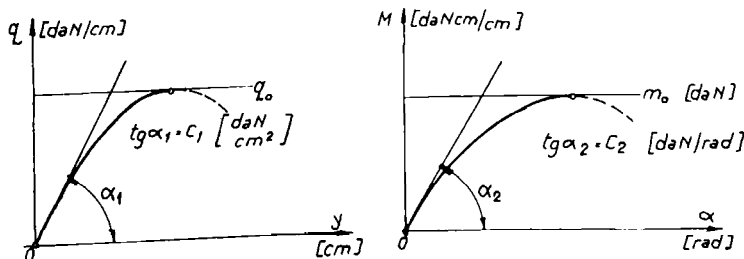


Fig. 5.8 Diagramele rezistențelor q și M

Tabelul 5.2

Parametrii C.F.J.		prisma căii	C.F.J. în aliniament	C.F.J. în curbă
șină	prindere			
$M = EI_y''$	$m = \mu y'$	$q = cy$	$y = f \sin \frac{\pi x}{l}$ $F_{cr} = \frac{\pi^2 EI_y}{l^2} + cl^2 + \mu$	$y = (f_0 + \Delta f) \sin \frac{\pi x}{l}$ $F_{cr} = \frac{\Delta f}{f_0 + \Delta f} \left[\frac{\pi^2 EI_y}{l^2} + \frac{cl^2}{\pi^2} + \mu \right]$
$M = EI_y''$	$m = \text{const.}$	$q = cy$	$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI_y}{l^2} + \frac{cl^2}{\pi^2} + \frac{1}{f} \frac{4l^2}{\pi^2} m$	$F_{cr} = \frac{1}{f_0 + \Delta f} \left[\frac{\pi^2 EI_y}{l^2} + \frac{cl^2}{\pi^2} + \frac{4l^2}{\pi^2} m \right]$
$M = EI_y''$	$m = \mu y'$	$q = cy$	$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI_y}{l^2} + \mu + \frac{1}{f} \frac{4l^2}{\pi^3} q$	$F_{cr} = \frac{1}{f_0 + \Delta f} \left[\frac{\pi^2 EI_y}{l^2} + \mu + \frac{4l^2}{\pi^3} q \right]$
$M = EI_y''$	$m = \text{const.}$	$q = \text{const.}$	$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI_y}{l^2} + \frac{1}{f} \left(\frac{4l}{\pi^2} m + \frac{4l^2}{\pi^3} q \right)$	$F_{cr} = \frac{1}{f_0 + \Delta f} \left(\frac{\pi^2 EI_y}{l^2} + \frac{4l}{\pi^2} m + \frac{4l^2}{\pi^3} q \right)$
$M = \text{const.}$	$m = \text{const.}$	$q = \text{const.}$	$F_{cr} = \frac{1}{f} \left(\frac{4M}{\pi} + \frac{4l}{\pi^2} m + \frac{4l^2}{\pi^3} q \right)$	$F_{cr} = \frac{1}{f_0 + \Delta f} \left(\frac{4M}{\pi} + \frac{4l}{\pi^2} m + \frac{4l^2}{\pi^3} q \right)$

1.8 Stabilitatea C.F.J. în curbă după metoda prof. Nemesdy E. [82]

Se consideră că deformata liniei după pierderea stabilității în curbă ia forma unei deripări spre exteriorul curbei (figura 5.9) și este cauzată de regulă de un defect de așezare tip A.

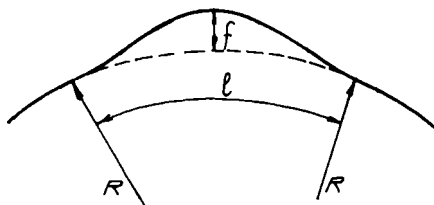


Fig. 5.9 Deformata de așezare tip A în curbă

Forța critică de pierdere a stabilității se calculează deci cu relația :

$$F_{cr} = 40 \cdot \frac{E \cdot I}{l^2} + \frac{2 \cdot r}{a} + \frac{l^2}{10f} \cdot q_r \quad (5.47)$$

Față de relațiile 5.34 și 5.37, în expresia 5.47 în loc de q se introduce q_r , denumită rezistență transversală redusă :

$$q_r = q - q'$$

unde q' este o parte din rezistența q , care se mobilizează datorită creșterii temperaturii în șinele C.F.J., din cauza curbei (figura 5.10).

Se admite o linie curbă de rază R nedeformată. Se neglijează existența curbelor de racordare (figura 5.10). Pentru echilibrarea forțelor de compresiune F ce se dezvoltă în șine, se mobilizează rezistența transversală q' care se opune deplasării căii. Valoarea q' se determină astfel :

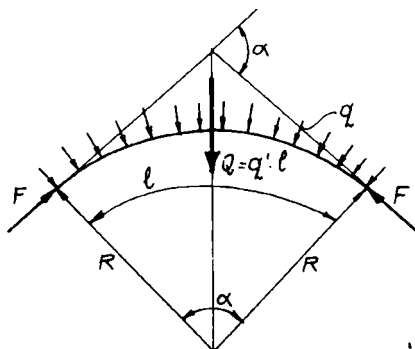


Fig. 5.10 Rezistența q' mobilizată în curbă

$$Q = 2 \cdot N \cdot \sin \frac{\alpha}{2} = q' \cdot l = q' \cdot R \cdot \alpha \quad \Rightarrow$$

$$\Rightarrow \quad q' = \frac{2 \cdot N \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}{R \cdot \alpha} \quad (5.49)$$

Din relațiile 5.48 și 5.49 rezultă:

$$q_r = q - \frac{2 \cdot N \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}{R \cdot \alpha} \quad (5.50)$$

Se observă că participarea balastului la echilibrul static al liniei este cu atât mai mare cu cât raza curbei este mai mică, deci pericolul de pierdere a stabilității crește. Din acest motiv în curbele cu razele sub anumite valori șinele nu se sudează.

La S.N.C.F.R. raza minimă admisă la C.F.J. este de 375 m.

1.9 Stabilitatea C.F.J. în curbe după metoda propusă de Prud'homme, A. și Janin, G [90; 91]

În paragraful 1.4 a fost prezentată metoda de calcul a stabilității C.F.J. în plan vertical.

Stabilitatea în sens transversal se prezintă în continuare. Se pot considera mai multe ipoteze :

- deformația liniei urmează o linie sinusoidală continuă ;
- șinele pot avea sau nu defecte de liniaritate ;
- pot exista defecte unghiulare, adică suduri rău executate ;
- calea este deformată după o linie oarecare .

Stabilitatea C.F.J. în plan orizontal este asigurată de următorii parametri :

- rigiditatea transversală a șinelor (EJ_y) ;
- rezistența oferită de prinderi la rotirea în jurul axei verticale a șinelor la capetele traverselor ; pentru valori mici ale unghiului de rotire (α) al șinei față de traversă există o relație de proporționalitate între cuplul (C) al axei verticale raportat la metrul liniar de șină și unghiul α :

$$C = K \cdot \alpha \quad [N \cdot m / m] \quad (5.51)$$

- rezistența pietrei sparte la deplasarea laterală a căii, care este reprezentată în diagramele din figura 5.11:

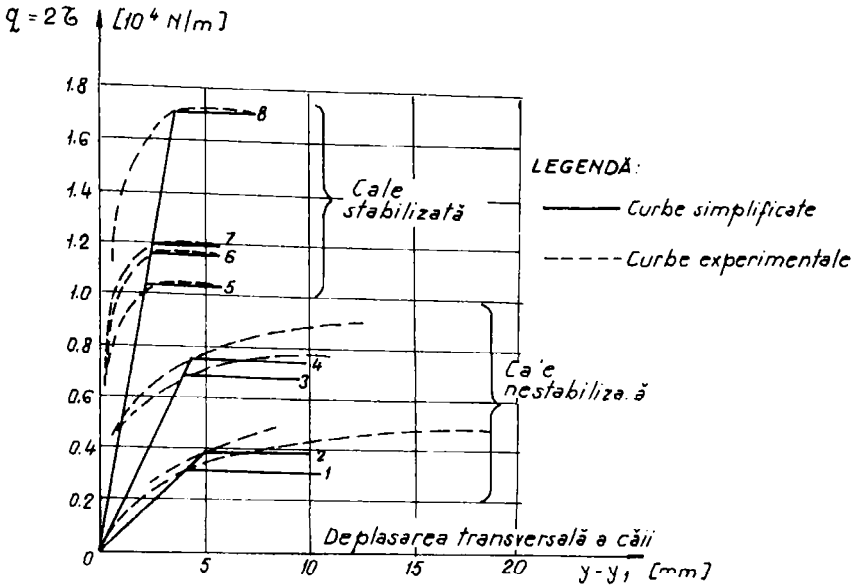


Fig. 5.11 Variația rezistenței q în funcție de deplasarea laterală a căii

Se folosesc notațiile :

- $y_1(x)$ este deformația pentru care $\tau = 0$ pentru $\forall x$ (defect de montare a căii, predeformație) ;
- $y_2(x)$ - deformația pentru care $M = 0$ pentru $\forall x$ (defect de montare a șinei, șină strâmbă) ;
- $y_3(x)$ - deformația pentru care $C = 0$ pentru $\forall x$ (defect de pozare a căii, adică prinderi strânse pe o cale deformată) ;
- $\tau = \frac{q}{2}$ - semirezistența balastului la deplasarea transversală a căii ;
- M - momentul încovoietor în raport cu axa verticală, ce ia naștere în șină ;
- C - cuplul axei verticale, provenit din legătura șină - traversă ;
- x - abscisa măsurată urmând axa longitudinală a liniei .

Se pot scrie următoarele relații :

în domeniul liniar:

$$\tau = K \cdot (y - y_1) \quad (5.52)$$

$$C = K \cdot (y' - y'_3) \quad (5.53)$$

în domeniul plastic:

$$\tau = \text{constant} \quad (5.54)$$

$$C = \text{constant} \quad (5.55)$$

Ecuția diferențială care exprimă echilibrul unui element de șină este :

$$E \cdot I \cdot (y'''' - y_2''') + F \cdot y'' - \frac{dC}{dx} + \tau = 0 \quad (5.56)$$

Dacă linia este în curbă circulară având raza R , în vecinătatea vârfului de undă ales ca origine, aceasta poate fi înlocuită printr-o parabolă oscilatorie. Deformata de așezare a căii se va scrie astfel :

$$y_1 = a_1 \cdot \cos \omega_1 \cdot x - \frac{x^2}{R} \quad (5.57)$$

$$y_2 = 0 \quad (5.58)$$

$$y_3 = -\frac{x^2}{2R} \quad (5.59)$$

și ecuația diferențială devine în faza de comportare liniară a balastului :

$$E \cdot I \cdot \frac{d^4 y}{dx^4} + (F - K) \cdot \frac{d^2 y}{dx^2} + K \cdot y = K \cdot a_1 \cdot \cos \omega_1 \cdot x - \frac{Kx^2}{2 \cdot R} + \frac{K}{R} \quad (5.60)$$

Soluția ecuației diferențiale 5.60, ținând cont de oscilația în jurul curbei principale, este:

$$y_F = a_1 \cdot \varphi(F, \omega) \cdot \cos \omega_1 \cdot x - \frac{x^2}{2 \cdot R} + \frac{F}{K \cdot R} \quad (5.61)$$

unde :

$$\varphi(F, \omega) = \frac{K}{E \cdot I \cdot \omega^4 - (F - K)\omega^2 + K}$$

Efortul exercitat asupra balastului este :

$$\begin{aligned} \tau &= K(y - y_1) \Rightarrow \\ \Rightarrow \tau &= a_1 \cdot K[\varphi(F, \omega) - 1] \cdot \cos \omega \cdot x + \frac{F}{R} \end{aligned} \quad (5.62)$$

unde, dacă se ia ca referință deformarea pentru $F = 0$:

$$\tau = \Phi \cdot a_0 \cdot \cos \omega \cdot x + \frac{F}{R} \quad (5.63)$$

Se poate face deci referire la cazul aliniamentului înlocuind τ prin $\tau - \frac{F}{R}$, deoarece

curburile se pot asimila cu y'' .

Săgeata măsurată pe o coardă de lungime $2c$ are valoarea (cu foarte bună precizie) :

$$f_0 = f_s + f_r \quad (5.64)$$

unde cu f_s se notează săgeata corespunzătoare la linia sinusoidală cu bază liniară și f_r reprezintă săgeata corespunzătoare cercului cu raza R .

Relația 5.63 se mai poate scrie și astfel:

$$\tau - \frac{F}{R} = \Phi \cdot a_0 \cdot \cos \omega \cdot x = \frac{\Phi}{\Psi} \cdot f_s \quad (5.65)$$

$$\tau - \frac{2 \cdot I' \cdot c^2}{2 \cdot c^2 \cdot R} = \frac{\Phi}{\Psi} \cdot f_s \quad (5.66)$$

sau

$$\tau = \frac{\Phi}{\Psi} \cdot f_s + \frac{2 \cdot F \cdot c^2}{2 \cdot c^2 \cdot R} = \frac{\Phi}{\Psi} \cdot f_s + \frac{2 \cdot F}{c^2} \cdot f_r \quad (5.67)$$

Dacă se notează :

$$\varepsilon = \left(\frac{2 \cdot I'}{c^2} - \frac{\Phi}{\Psi} \right) \quad (5.68)$$

se obține:

$$\tau = \frac{\Phi}{\Psi} (f_s + f_r) + \varepsilon \cdot f_r \quad (5.69)$$

Condiția de stabilitate devine :

$$f_0 = \frac{\Psi}{\Phi_M} (\tau_1 - \varepsilon \cdot f_r) \quad (5.70)$$

Termenul corectiv εf_r , funcție de ω , este în general foarte mic.

Săgețile limită, pentru $\tau_1 = 3\,900 \text{ N/m}$:

$$f < \frac{3720}{46} = 81 \text{ mm} \quad \text{pentru } \omega=0$$

$$f < \frac{3855}{55} = 70 \text{ mm} \quad \text{pentru } \omega=0,6$$

2. Metoda propusă de autor

Stabilitatea C.F.J. este asigurată de:

- rigiditatea cadrului șine-traverse ;
- rezistența opusă de prisma de piatră spartă la deplasarea laterală a căii (q) .

La limită, forța critică de pierdere a stabilității C.F.J. (F_{cr}) este echilibrată de forțele de rezistență determinate de rigiditatea cadrului șine-traverse (F_c) și de rezistența q (F_q).

$$F_{cr} = F_c + F_q \quad (5.71)$$

Pentru calculul forței F_c se consideră cadrul șine-traverse ca fiind o grindă având momentul de inerție echivalent I_0 . Spre deosebire de metoda de calcul prezentată la cap. 1.5, autorul consideră că bara având lungimea l (lungimea defectului de așezare) are ambele capete libere (nu încastrate) iar forța de compresiune F_c acționează după direcția axei barei nedefoimate (figura 5.12).

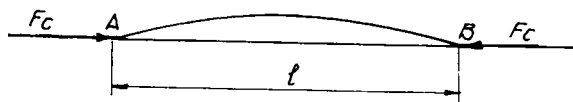


Fig. 5.12 Schema de încărcare a cadrului șine-traverse

Rezultă că se poate aplica cu suficientă precizie formula lui Euler :

$$F_{c \text{ critic}} = \frac{\pi^2 EI_0}{l^2} \quad (5.72)$$

Reacțiunea primei de piatră spartă este cel mai important factor de stabilitate. Autorul consideră că reacțiunea pietrei sparte acționează doar pe porțiunea centrală a deformației de așezare unde deplasarea laterală depășește 2 ... 3 mm, deci mobilizează valoarea maximă a rezistenței \$q\$. Pentru un defect de așezare tip A (figura 5.13) rezultă următoarele relații:

$$R = 2F_q \sin \alpha \approx 2F_q \operatorname{tg} \alpha = Q \Rightarrow F_q = \frac{Q}{2 \operatorname{tg} \alpha} \quad (5.73)$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{f}{l/4} = \frac{4f}{l} ; \quad Q = q \cdot \frac{l}{2}$$

$$F_q = \frac{ql}{2} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{l}{4f} \Rightarrow F_q = \frac{ql^2}{16f} \quad (5.74)$$

Rezultă că forța critică de pierdere a stabilității C.F.J. se poate determina cu relația:

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI_0}{l^2} + \frac{ql^2}{16f} \quad (5.75)$$

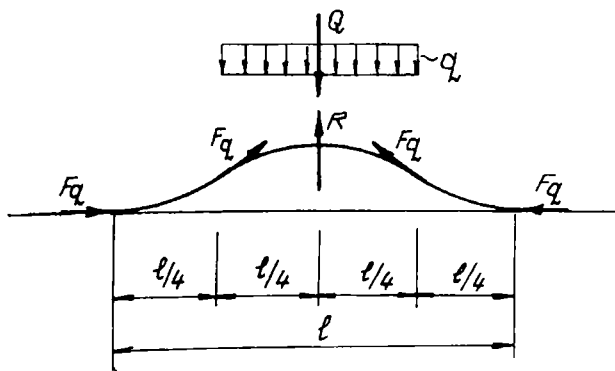


Fig. 5.13 Calculul \$F_q\$

În cazul unei deformații de așezare de tip A date, caracterizată prin lungimea l_1 și săgeata f_1 se determină forța critică minimă de pierdere a stabilității C.F.J. pornind de la panta caracteristică a defectului (figura 5.14) :

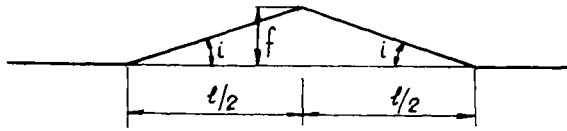


Fig. 5.14 Schema pentru calculul pantei defectului

$$i \equiv \operatorname{tg} i = \frac{2f_1}{l_1} \Rightarrow f_1 = \frac{il_1}{2} \Rightarrow F_{cr} = \frac{\pi^2 EI_0}{l_1^2} + \frac{ql_1}{8i} \quad (5.76)$$

Lungimea l corespunzătoare forței critice minime se calculează din relația:

$$\frac{dF_{cr}}{dl} = \frac{d}{dl} \left(\frac{\pi^2 EI_0}{l^2} + \frac{ql}{8i} \right) = 0 \quad (5.77)$$

Se notează:

$$k_1 = \pi^2 EI_0 \quad \text{și} \quad k_2 = \frac{q}{8i}$$

și se obține lungimea critică a deformației de așezare (l_{cr}) :

$$\frac{dF_{cr}}{dl} = \frac{d}{dl} \left(\frac{k_1}{l^2} + k_2 l \right) = 0 \quad (5.78)$$

$$-2k_1 \frac{1}{l^3} + k_2 = 0 \Rightarrow l_{cr} = \sqrt[3]{\frac{2k_1}{k_2}} \quad (5.79)$$

Rezultă pentru săgeată valoarea critică (f_{cr}) din relația 5.76 :

$$f_{cr} = \frac{i}{2} \sqrt[3]{\frac{2k_1}{k_2}} \quad (5.80)$$

Înlocuind 5.79 și 5.80 în 5.75 se obține :

$$F_{cr \min} = \frac{\pi^2 EI_0}{l_{cr}^2} + \frac{ql_{cr}^2}{16f_{cr}} \quad (5.81)$$

Autorul a comparat rezultatele încercărilor experimentale [14] cu valorile obținute prin utilizarea relației 5.81. Valorile I_0 și q au fost luate în calcul conform celor prezentate în cap. II din prezenta lucrare iar panta i din lucrarea [14]. În tabelul 5.2 sunt prezentate câteva rezultate corespunzătoare unei linii de C.F.J. în aliniament. Temperatura critică ($\Delta t_{cr \min}$) a fost determinată cu relația:

$$\Delta t_{cr \min} = \frac{F_{cr \min}}{AE\alpha} \quad (5.82)$$

Pentru o C.F.J. în curbă calculul s-a făcut asemănător ținând seama de influența geometriei liniei ideale asupra săgeții din relațiile 5.75 și 5.81. Notând cu f_0 săgeata corespunzătoare curbei (asimilată cu un arc de cerc) având lungimea deformată de așezare (l), mărimea săgeții considerată în calcul este (figura 5.15) :

$$f_1 = f_0 + f$$

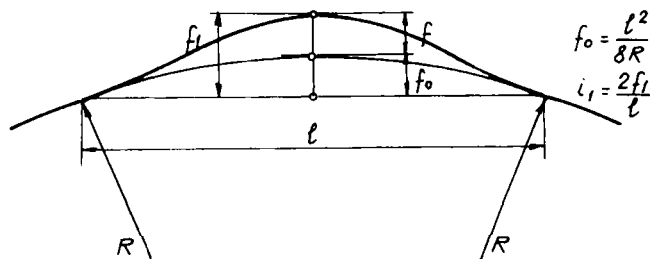


Fig. 5.15 Săgeata într-o curbă deformată

Relația 5.75 devine:

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI_0}{l^2} + \frac{ql^2}{16f_1} \quad (5.83)$$

iar relațiile 5.81 și 5.82 rămân în continuare valabile. Verificarea valabilității relațiilor 5.81 și 5.83 s-a făcut prin compararea rezultatelor cu cele obținute la încercările experimentale [14]. În tabelul 5.3 sunt prezentate câteva asemenea date comparative.

Se observă că rezultatele obținute prin aplicarea relațiilor de calcul propuse de autor (5.81 pentru C.F.J. în aliniament sau 5.83 pentru C.F.J. în curbă) sunt foarte apropiate de cele obținute în cadrul încercărilor experimentale [14], ceea ce le recomandă pentru a fi utilizate în practica inginerescă. Pentru a obține rezultate corecte trebuie aleși corect parametrii I_0 și q , iar panta deformată de așezare (i sau i') trebuie măsurată și calculată exact.

Relațiile 5.81 și 5.83 sunt importante și pentru faptul că arată posibilitățile de sporire a forței critice minime de pierdere a stabilității:

- micșorarea pantei deformată de așezare (i) prin riparea corespunzătoare a liniei ;
- sporirea rigidității cadrului șine-traverse (EI_0) prin strângerea corespunzătoare a șuruburilor verticale ;
- sporirea rezistenței q prin realizarea prisme de piatră spartă la dimensiunile prescrise și bine compactată .

Tabelul 5.3

Nr.crt.	Tip șină	Tip traversa	Poza traverselor [buc/km]	i [%]	I_0 [cm ⁴]	q [daN/cm]	$F_{cr\ min}$ [daN]	$\Delta t_{cr\ min}$ [°C]	F_{cr} [69] [daN]	Δt_{cr} [69] [°C]	$\frac{(8)-(10)}{(8)} \cdot 100$ [%]
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	50	TL	1 840	4,75	1 100	7	173 436	54	182 000	17	5,3
2	50	TL	1 840	3,34	1 000	6	191 798	60	192 000	60	0
3	50	TL	1 840	4,4	1 000	6	162 425	51	167 000	52	1,9
4	50	TB	1 840	3,4	1 000	6	183 517	59	187 000	58	1,7
5	50	TB	1 840	2	800	5	239 037	75	224 000	70	6,7
6	65	TB	1 840	3,8	2 000	6	221 706	55	215 000	13	3,0

Tabelul 5.4

Nr.crt.	Tip șină	Tip traversa	Poza traverselor [buc/km]	i_t [%]	R [m]	I_0 [cm ⁴]	q [daN/cm]	$F_{cr\ min}$ [daN]	$\Delta t_{cr\ min}$ [°C]	F_{cr} [69] [daN]	Δt_{cr} [69] [°C]	$\frac{(9)-(11)}{(9)} \cdot 100$ [%]
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	50	TL	1 840	7,15	800	1 400	7	143 069	45	147 000	46	2,2
2	50	TL	1 840	6,37	800	1 400	7	154 523	48	150 000	47	2,1
3	50	TL	1 840	6,23	600	1 000	4,6	130 619	40	115 000	36	10
4	50	TL	1 840	4,67	600	1 200	6	162 860	51	169 000	53	3,9
5	50	TL	2 000	8	400	1 000	7	118 880	37	124 000	39	5,4
6	50	TL	2 000	5,53	400	1 000	4,6	118 320	37	110 000	34	8,1

3. Program de simulare a pierderii stabilității C.F.J.

Pentru a spori posibilitățile de studiu și analiză a pierderii stabilității C.F.J. din cauza creșterii temperaturii în șine, autorul a conceput și realizat un program de simulare a șerpuirii căii. Față de metodele de calcul obișnuite (din care o parte au fost prezentate în cap. 5.1), modelul prezentat în continuare este superior întrucât renunță la o serie de simplificări care influențează negativ veridicitatea rezultatelor obținute prin metodele cunoscute.

Parametrii care au fost luați în considerare în realizarea modelului de calcul sunt :

- caracteristicile geometrice ale liniei ;
- caracteristicile materialelor (șine, traverse, material mărunț de prindere, piatră spartă) ;
- prinderea șinelor de traverse ;
- rezistența q a prisme de piatră spartă la deplasarea laterală a C.F.J.

3.1 Caracteristicile geometrice ale liniei

Linia C.F.J. (fără deformații) poate fi :

- în aliniament ;
- în curbă .

Pe lungimea analizată curba se consideră circulară. Se acceptă că linia are defecte de așezare (de tip A sau B) caracterizate prin lungimea (l) și săgeata maximă (f) a defectului.

Lungimea totală a tronsonului studiat corespunde numărului maxim de 50 traverse.

3.2 Caracteristicile materialelor din C.F.J.

Modelul este realizat pentru 3 tipuri de șină: 49, 60 și 65.

Șina având secțiunea transversală din figura 5.16-a, a fost echivalată cu secțiunea din figura 5.16.b [17] .

Geometria secțiunii care echivalează secțiunea transversală a șinei propriu-zise, a permis trasarea mai facilă a curbei de solicitare limită. Această curbă este utilizată în program pentru a controla la diversele trepte de încărcare stadiul în care se găsește șina. În cazul în care, ca urmare a creșterii solicitărilor (F și M), în șină s-au produs plasticizări ale secțiunii, reducerea capacității portante se ia în calcul prin reducerea modului de elasticitate al oțelului. S-a admis ipoteza că modulul de elasticitate scade liniar de la valoarea inițială ($2,1 \cdot 10^6$ daN/cm²) corespunzătoare domeniului elastic și valoarea zero corespunzătoare plasticizării totale a secțiunii.

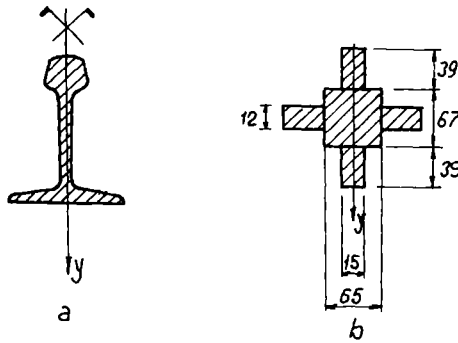


Fig. 5.16 Echivalarea secțiunii șinei

Pentru exemplificare, în tabelul 5.4 se prezintă caracteristicile secționale pentru o șină tip 49 :

Tabelul 5.5

Secțiunea	Caracteristici secționale		
	A [cm ²]	I_y [cm ⁴]	W_y [cm ³]
16.a	62,97	320,00	51,20
16.b	62,45	323,37	51,74

În calcule s-a considerat că limita de curgere tehnică a oțelului din șină (σ_{02}) este 3 600 daN/cm². Pentru stabilirea mai exactă a valorii σ_{02} autorul a prelevat epruvete din șine tip 49 și 60. Încercările pentru determinarea limitei de curgere σ_{02} au fost efectuate la laboratorul de rezistența materialelor din cadrul Facultății de Mecanică Timișoara, rezultatele obținute demonstrând că materialul cercetat a fost puternic ecruizat. S-a optat astfel pentru $\sigma_{02} = 3600$ daN/cm². [94]

Sunt prezentate în continuare una din diagramele σ/ε (R/ε) și câteva valori obținute în urma încercărilor experimentale (figura 5.17 și tabelul 5.6).

Tabelul 5.6

Încercarea	Limite de curgere		Rezistența de rupere		A_0	Alungire	Stricțiune
	F_e [kN]	R_e [Mpa]	F_{max} [kN]	R_m [Mpa]	[mm ²]	δ [%]	z [%]
1	39	496,8	65,3	831,8	78,5	18	17,2
2	46,5	592,4	76,8	978,3	78,5	13	17,2
3	41	522,3	63,5	808,9	78,5	17,6	2,6

Traversele pot fi din lemn sau din beton precomprimat. Pentru tipurile de traverse acceptate au fost determinate modulele de elasticitate aferente (E_{tr}).

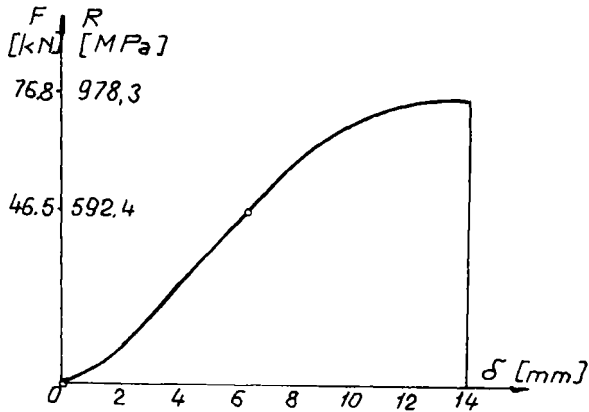


Fig. 5.17 Determinarea lui σ_{02} (R_{02})

Materialul mărunț de cale corespunde sistemului de prindere indirectă a șinei de traverse.

Prisma căii este realizată din piatră spartă.

3.3 Prinderea șinelor de traverse

Modelarea prinderii șinei de traversă s-a făcut prin adaptarea modelului prezentat în [17; 100]

Schema generală este prezentată în figura 5.18.

În figura 5.18 s-a notat rigiditatea k , corespunzătoare legăturii i . Rigiditatea k , poate avea valorile :

$$k_i = 0 \dots \infty$$

Rigiditatea legăturii poate fi exprimată în funcție de gradul de încastrare (coeficient de fixare, factor de fixare) notat cu η .

Introducerea în calcule a coeficientului de fixare η permite corectarea matricii de rigiditate a elementului finit de bară pentru întregul domeniu de legături ale capetelor acestuia cu restul structurii, de la articulație ($\eta = 0$) până la încastrare perfectă ($\eta = 1$).

Relațiile între k și η sunt următoarele :

$$\eta_i = \frac{k_i}{k_i + \frac{AE}{L}} \quad (5.84)$$

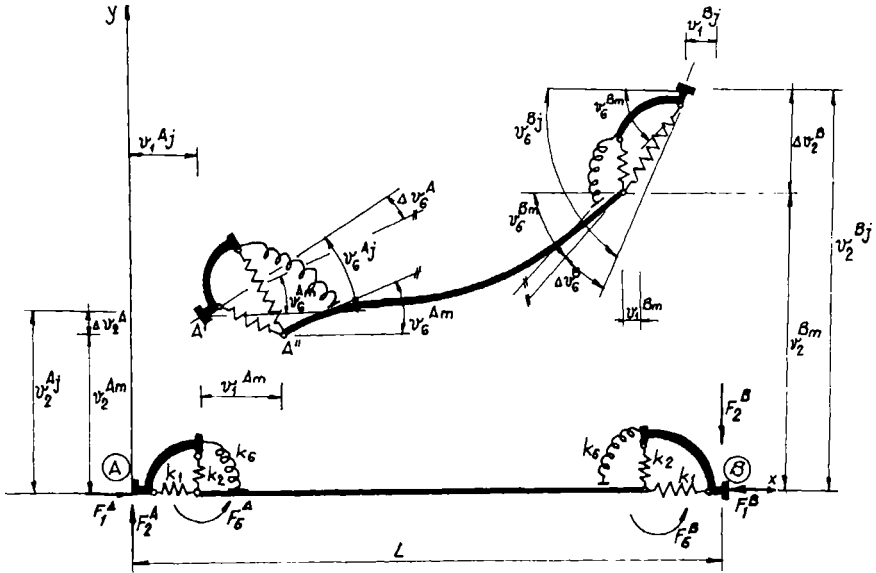


Fig. 5.18 Schema statică generală

$$\eta_2 = \frac{k_2}{k_2 + \frac{12EI_3}{L^3}} \quad (5.85)$$

$$\eta_3 = \frac{k_3}{k_3 + \frac{12EI_2}{L^3}} \quad (5.86)$$

$$\eta_4 = \frac{k_4}{k_4 + \frac{GI_1}{L}} \quad (5.87)$$

$$\eta_5 = \frac{k_5}{k_5 + \frac{4EI_2}{L}} \quad (5.88)$$

$$\eta_6 = \frac{k_6}{k_6 + \frac{4EI_3}{L}} \quad (5.89)$$

Rezultă matricea de rigiditate pentru structura statică generală (structură în spațiu).

Particularizarea structurii spațiale pentru planul orizontal (planul căii) se arată în figura 5.19 .

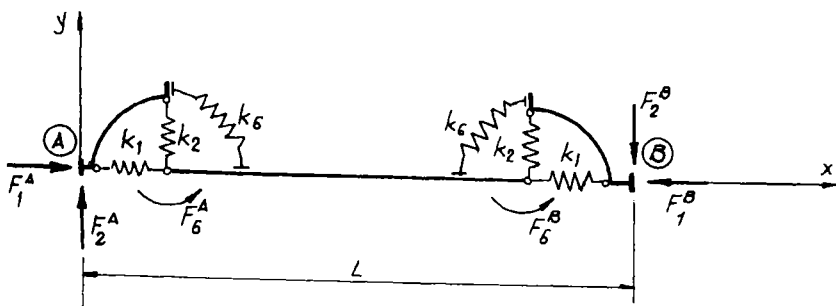


Fig. 5.19 Schema statică în plan

Coeficienții de fixare η pentru structura din figura 5.19 sunt η_1 , η_2 și η_6 și se determină cu relațiile 5.85, 5.86 și 5.89. Matricea de rigiditate corespunzătoare acestei structuri este :

$$|k| = \begin{vmatrix} \frac{AE}{L} \alpha_{11} & 0 & 0 & -\frac{AE}{L} \alpha_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12EI_3}{L^3} C_{4z} & \frac{6EI_3}{L^2} C_{3z}^A & 0 & -\frac{12EI_3}{L^3} C_{4z} & \frac{6EI_3}{L^2} C_{3z}^B \\ 0 & \frac{6EI_3}{L^2} C_{3z}^A & \frac{4EI_3}{L} C_{1z}^A & 0 & -\frac{6EI_3}{L^2} C_{3z}^A & \frac{2EI_3}{L} C_{2z} \\ -\frac{AE}{L} \alpha_{11} & 0 & 0 & \frac{AE}{L} \alpha_{11} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{12EI_3}{L^3} C_{4z} & -\frac{6EI_3}{L^2} C_{3z}^A & 0 & \frac{12EI_3}{L^3} C_{4z} & -\frac{6EI_3}{L^2} C_{3z}^B \\ 0 & \frac{6EI_3}{L^2} C_{3z}^B & \frac{2EI_3}{L} C_{2z} & 0 & -\frac{6EI_3}{L^2} C_{3z}^B & \frac{4EI_3}{L} C_{1z}^B \end{vmatrix}$$

Pentru C.F.J. structura din figura 5.19 a fost particularizată rezultând schema statică din figura 5.20 .

Rigiditatea prinderii șinei de traversă, exprimată în funcție de factorul de fixare η , poate fi diferită la cele două capete ale traversei AB. Factorul η reprezintă raportul între rotația secțiunii de la capătul A, toate celelalte deplasări fiind blocate.

Pentru determinarea gradului de încăstrare η (corespunzătoare legăturii șine-traverse) autorul a prelucrat date din literatura de specialitate [80; 86; 100] precum și cele obținute cu ocazia încercărilor experimentale efectuate la Catedra de Căi Ferate a Facultății de Construcții de la Universitatea Tehnică din Budapesta (1992 ; 1993 ; 1994).

Calculul au fost efectuate cu relația și notațiile din figura 5.21 :

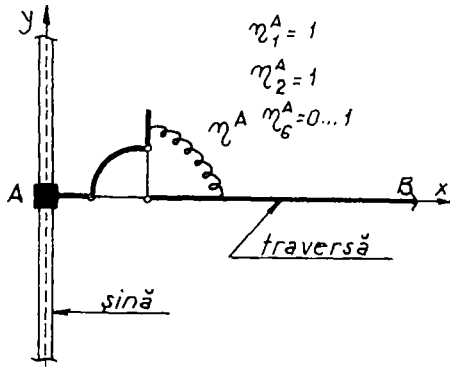


Fig. 5.20 Modelarea prinderii șinei de traversă

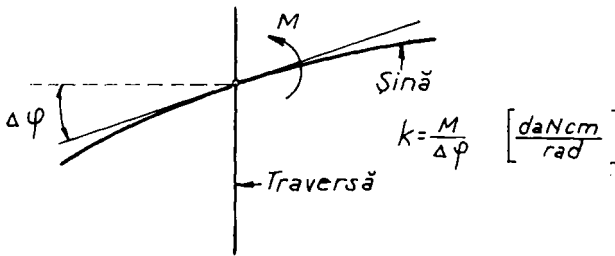


Fig. 5.21 Rotirea șinei pe traverse

Verficările au fost efectuate pentru diferite tipuri de suprastructuri, diferite momente de strângere ale șuruburilor verticale (28 ; 18 și 8 daNm), diferite tipuri de prindere a șinei de traverse și diferite moduri de așezare a tălpii șinei față de rebordurile plăcii.

Câteva din rezultatele obținute sunt prezentate în continuare. Astfel pentru o șină tip 49 așezată înclinat față de rebordurile plăcii, pe traverse din lemn, având prinderile bine strânse, rezultatele sunt prezentate în tabelul 5.7 :

Tabelul 5.7

M [daNm]	4 000	8 000	9 000	10 400	11 000	11 130	11 200	11 700	18 000	22 200
$\Delta\varphi [10^{-3}\text{rad}]$	1	2	3	6	12	18	24	30	32	33
k [daNcm/rad]	$4 \cdot 10^6$	$4 \cdot 10^6$	$3 \cdot 10^6$	$1,73 \cdot 10^3$	$0,92 \cdot 10^3$	$0,62 \cdot 10^3$	$0,47 \cdot 10^3$	$0,39 \cdot 10^3$	$0,56 \cdot 10^3$	$0,67 \cdot 10^3$
$\eta \times 10^{-3}$	66,4	66,4	50,6	29,8	16,1	10,9	8,3	6,9	9,9	11,8

În tabelul 5.8 sunt prezentate rezultatele obținute pentru cazul prezentat mai sus dar cu șuruburile verticale slăbite:

Tabelul 5.8

M [daNm]	500	1 200	1 400	1 500	1 500	1 550	1 600	2 000	4 000	10 000
$\Delta\varphi$ [10^{-3} rad]	1	3	6	9	15	24	30	31,6	32	32,4
k [daNcm/rad]	$0,9 \cdot 10^6$	$0,4 \cdot 10^6$	$0,23 \cdot 10^6$	$0,17 \cdot 10^6$	$0,1 \cdot 10^6$	$0,06 \cdot 10^6$	$0,05 \cdot 10^6$	$0,06 \cdot 10^6$	$0,13 \cdot 10^6$	$0,31 \cdot 10^6$
$\eta \times 10^{-3}$	15,7	7,1	4,1	3,0	1,8	1,1	0,9	1,1	2,3	5,5

În figura 5.22 sunt prezentate câteva diagrame privind variația gradului de încăstrare η în funcție de coeficientul de rigiditate k determinat prin încercări experimentale, corespunzătoare unei suprastructuri pe traverse din lemn.

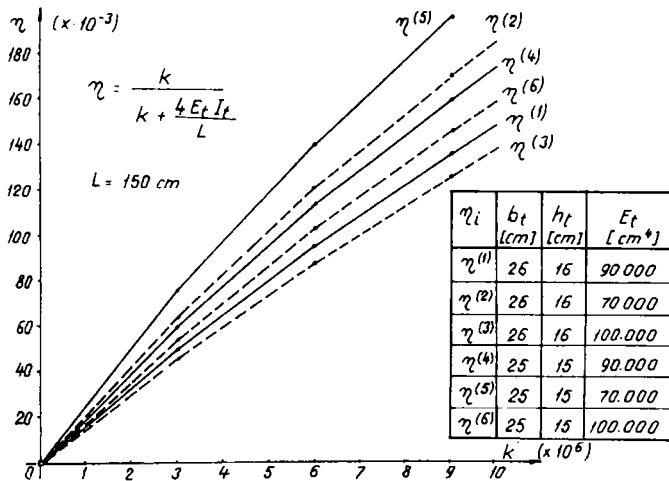


Fig. 22 Diagrame ale gradului de încăstrare

Rezistența q dată de piatra spartă la deplasarea laterală a cadrului șine-traverse este modelată prin penduli amplasați în dreptul fiecărui capăt de traversă, atât pe direcția axei căii cât și pe direcția normală la aceasta.

Variația rezistenței q este în funcție de mărimea deplasării y și a fost studiată de diverși cercetători [].

Autorul propune pentru variația rezistenței q relația :

$$q_y = q \cdot th \frac{2y\lambda}{3} \quad (5.90)$$

unde $\lambda = 2 \dots 3 \text{ mm}$ și reprezintă valoarea maximă a deformației în domeniul elastic.

În figura 5.23 sunt reprezentate câteva diagrame de variație a rezistenței q în funcție de deplasarea y .

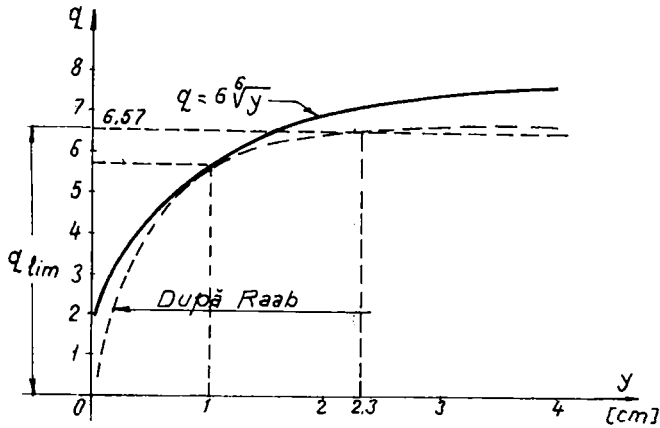


Fig. 5.23 Variația rezistenței q

În figura 5.24 se arată schema modelării prin penduli a rezistenței q :

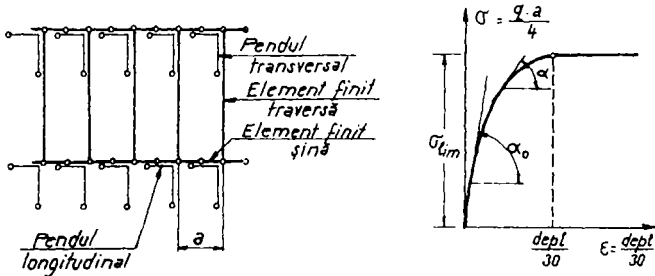


Fig. 5.24 Modelarea rezistenței q

Prin calculele efectuate în baza modelului prezentat s-a constatat că rezultatele finale sunt foarte puțin influențate de lipsa pendulilor orizontal-longitudinali, ceea ce a permis îndepărtarea lor din modelul final (figura 5.25).

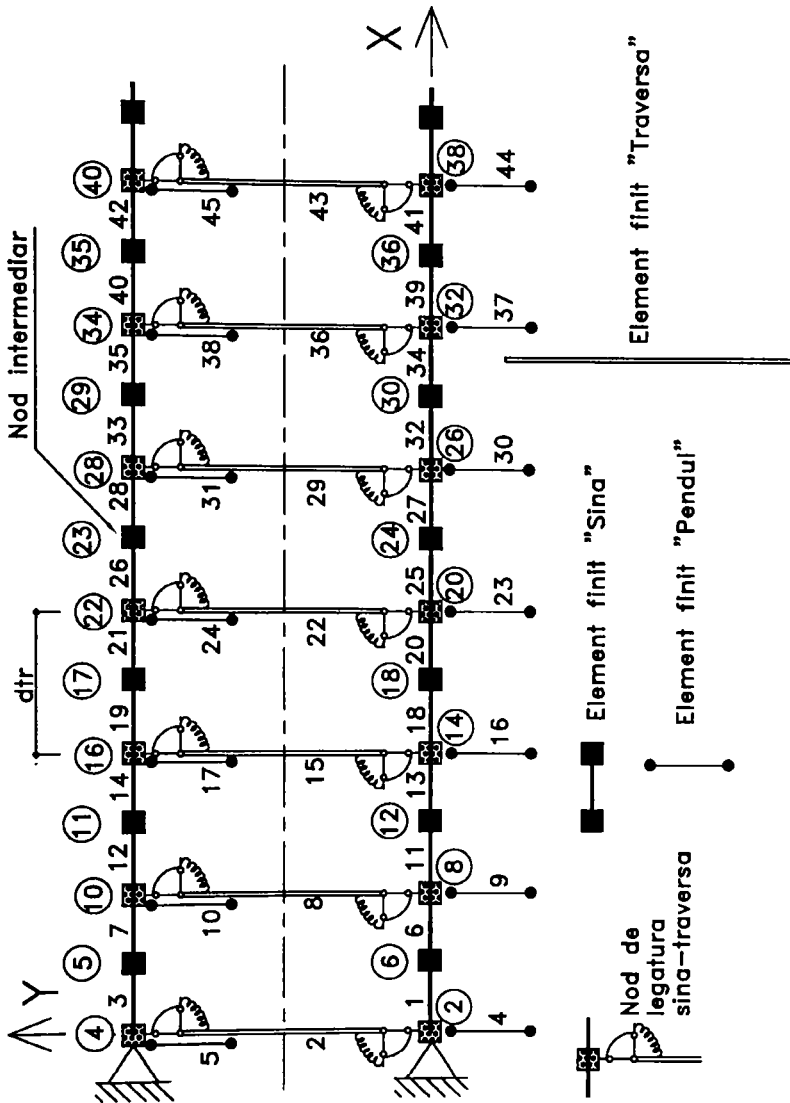


Fig. 5.25 Schema statică de calcul

Pentru aria secțiunii transversale a pendulilor s-a ales $A_p = 2 \text{ cm}^2$ iar pentru lungimea lor s-a ales $l_p = 30 \text{ cm}$. Tensiunea normală în pendul este :

$$\sigma_p = \frac{N}{A_p} = \frac{q \cdot a}{2 \cdot 2} = \frac{a \cdot q}{4} \quad [\text{daN} \cdot \text{cm}^2] \quad (5.91)$$

Rezultă modulul de elasticitate al pendulului :

$$E_p = \operatorname{tg} \alpha = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (5.92)$$

În programul elaborat rezistența q și gradul de încăstrare η pot fi distribuite aleator în dreptul nodurilor de conexiune în baza generării automate a unor numere aleatoare cărora li se atribuie valorile acestor mărimi în limitele stabilite de utilizator [17].

Modelarea rezistenței q poate fi considerată și cu valori constante pe tronsoane predefinite (cel mult 4 tronsoane pe lungimea analizată).

3.4 Modelul de calcul adoptat

În modelul de calcul adoptat, oțelul se consideră ideal elasto-plastic, în vederea trasării curbei de interacțiune între efectul forței axiale și acela al momentului încovoietor (figura 5.26).

Se poate defini un domeniu de comportare elastică respectiv elasto-plastică. Delimitarea domeniului comportării elasto-plastice s-a efectuat prin considerarea celor trei posibile stări limită ale capacității portante, notate cu I, II și III, respectiv prin delimitarea domeniului de comportare elastică.

Cu valorile limită ale forței axiale și ale momentului încovoietor :

$$N_{pl} = A \cdot R_{p0,2} ; \quad M_{pl} = 2 \cdot S_0 \cdot R_{p0,2} \quad (5.93)$$

și cu valorile acestor eforturi corespunzătoare celor trei situații (I, II și III) se obțin coordonatele punctelor I, II și III din diagrama de interacțiune. Exemplificăm pentru o suprastructură tip 49, oțelul din șină având $R_{0,2} = 3\,000 \text{ daN/cm}^2$:

$$N_{pl} = 62,45 \cdot 3\,000 = 187\,350 \text{ daN} ;$$

$$M_{pl} = 109,36 \cdot 3\,000 = 328\,080 \text{ daNcm} ;$$

$$N = 52,25 \cdot 3\,000 = 165\,750 \text{ daN (pentru starea limită I)} ;$$

$$M = 34,20 \cdot 3\,000 = 102\,600 \text{ daNcm (pentru starea limită I)} ;$$

$$N = 38,50 \cdot 3\,000 = 115\,500 \text{ daN (pentru starea limită II)} ;$$

$$M = 78,17 \cdot 3\,000 = 234\,510 \text{ daNcm (pentru starea limită II)} ;$$

$$N = 21,75 \cdot 3\,000 = 65\,250 \text{ daN (pentru starea limită III)} ;$$

$$M = 101,20 \cdot 3\,000 = 303\,600 \text{ daNcm (pentru starea limită III)} ;$$

Cu valorile de mai sus se obțin :

$$- \text{ pentru starea I : } N / N_{pl} = 0,88471 ; \quad M / M_{pl} = 0,31273 ;$$

$$- \text{ pentru starea II : } N / N_{pl} = 0,61649 ; \quad M / M_{pl} = 0,71480 ;$$

$$- \text{ pentru starea III : } N / N_{pl} = 0,37828 ; \quad M / M_{pl} = 0,92538 ;$$

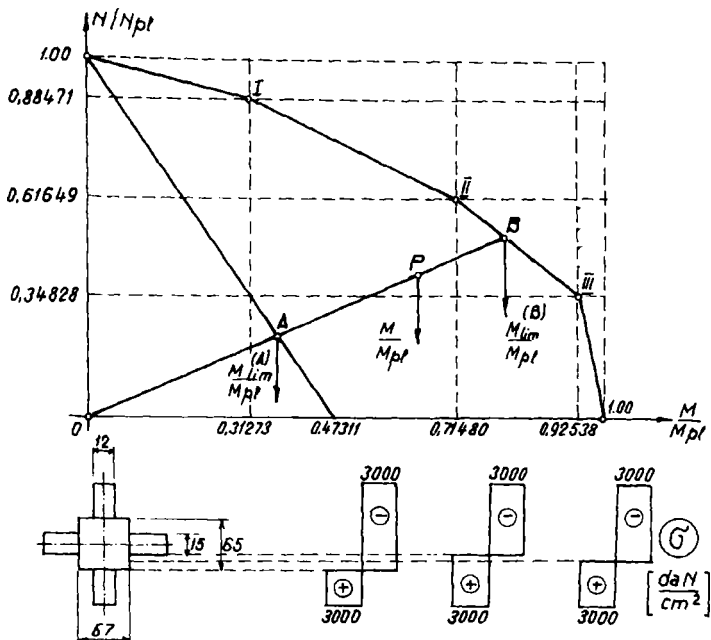


Fig. 5.26 Comportarea elasto-plastică a oțelului

Între aceste valori se acceptă o variație liniară. Domeniul de comportare elastică se restrânge la zona de sub dreapta de coordonate: $M_{el}/M_{pl} = 0$, $N_{el}/N_{pl} = 1$, $N_{el}/N_{pl} = 0$ și $M_{el}/M_{pl} = 0,47311$ unde :

$$M_{el} = W_y \cdot R_{p0,2} = 57,74 \cdot 3000 = 1\,552\,200 \text{ daNcm}$$

Determinarea diferenței de temperatură Δt_{cr} la care se produce pierderea stabilității C.F.J. se conduce printr-un calcul iterativ. Acest calcul se face izolând din cale un segment care să încorporeze imperfecțiunea geometrică inițială a căii.

La capetele tronsonului de cale considerat deplasările șinelor sunt blocate.

Structura analizată prezintă deformații de la prima treaptă de încărcare. Șina și traversele sunt sollicitate la încovoiere cu forță axială iar pendulii numai la forțe axiale.

După fiecare treaptă de încărcare pendulii sunt verificați, tensiunile normale fiind limitate cu curbele caracteristice. Reechilibrarea structurii constă în redistribuirea forțelor nodale reziduale (figura 5.27).

Se aplică relația:

$$\Delta F_p = \Delta \sigma \cdot A_p \quad (5.94)$$

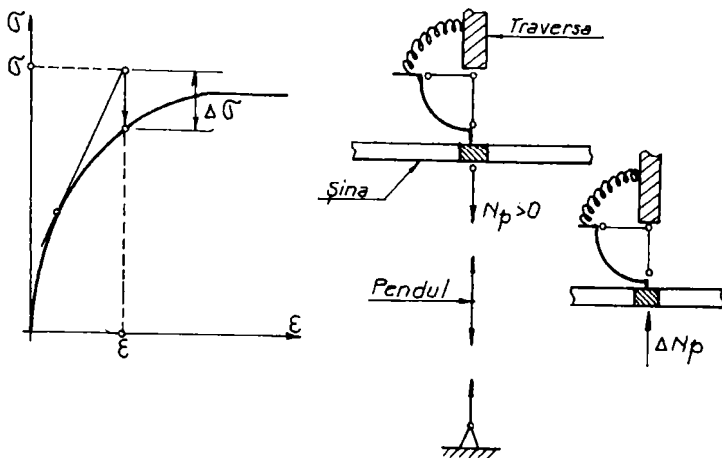


Fig 5.27 Redistribuirea forțelor nodale

În urma acestei operații, necesare pentru redistribuirea echilibrului structural, rezultă corecții ale deplasărilor nodale respectiv corecția eforturilor. Procesul este iterativ și se încheie atunci când ΔF_p devine suficient de mic.

Deplasările și eforturile corespunzătoare treptei de încărcare rezultă prin însumarea corecțiilor. Pentru ca procedul să fie mai eficient, la încheierea fiecărei trepte, modulul de elasticitate se corectează în conformitate cu relația 5.92. După epuizarea domeniului nelinier prezentat în figura 5.23, modulul de elasticitate se anulează, curba caracteristică prezentând un palier (creșterile deformației nu mai cauzează creșteri ale tensiunii).

Nivelul de solicitare în șine este și acesta controlat la începutul încărcării prin mărimea tensiunii normale :

$$\sigma = \frac{F}{A_s} + \frac{M}{W_y} \quad (5.95)$$

Dacă $\sigma > R_{p0,2}$, în secțiunea respectivă este posibilă deja o plasticizare parțială a secțiunii. Starea elementului în această secțiune se echivalează cu o reducere a modulului de elasticitate. Astfel, dacă eforturile F și M din secțiunea care se verifică, definesc un punct P în diagrama de interacțiune situat în domeniul de comportare elasto-plastică, modulul de elasticitate redus este:

$$E_{red} = \Psi \cdot E_s \quad (5.97)$$

unde:

$$\Psi = \frac{M_{lim(B)} - M}{M_{lim(B)} - M_{lim(A)}} \quad (5.98)$$

Relația 5.97 admite variația liniară a modului E_{red} a șinei de la valoarea $E_s = 2,1 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2$ la zero. Prin reducerea modului de elasticitate, deformațiile transversale ale căii înregistrează o viteză de creștere din ce în ce mai mare, chiar și la creșteri relativ mici ale temperaturii (respectiv a forței de compresiune din șine).

Pentru alegerea treptei convenabile de încărcare, aceasta se face prin extrapolare, utilizând formula lui Lagrange extinsă pe patru trepte de încărcare anterioare.

Întregul proces se încheie prin atingerea unei pante $tg\beta \leq \varepsilon$ în curba T-D (figura 5.28):

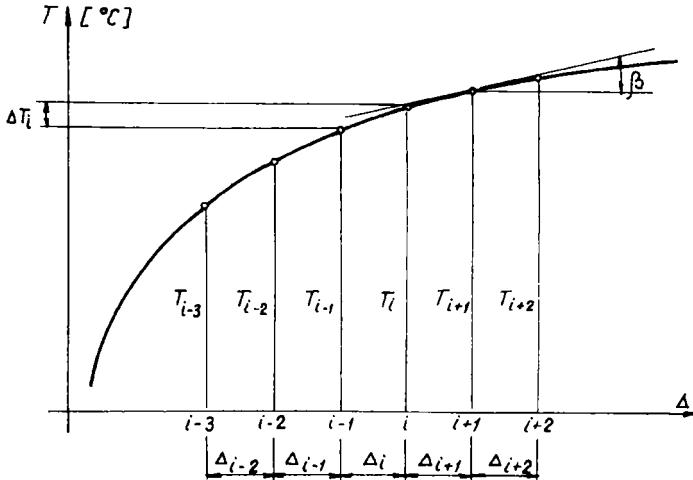


Fig. 5.28 Variația deplasării transversale în funcție de temperatura din șine

Curba din figura 5.28 ilustrează variația deplasării transversale Δ ale unui nod caracteristic în funcție de temperatura $T [^\circ C]$, la diferite trepte de încărcare ($i-2$; $i-1$; i ; $i+1$).

Creșterea deplasării în treapta $i+1$ se stabilește în funcție de viteza de creștere înregistrată în treptele anterioare de încărcare :

$$\Delta_{i+1} = \Delta_i \frac{\Delta_i}{\Delta_{i-1}} \quad (5.99)$$

Cu T_{i+1} astfel calculat rezultă :

$$\Delta T_{i+1} = T_{i+1} - T_i \quad (5.100)$$

cu care iterația se continuă sau se întrerupe după caz.

3.5 Schema bloc a simulatorului

Simulatorul este conceput pe TASK-uri independente, gestionate de o rădăcină. TASK-urile componente sunt: DATINI, GENINI, TESTPEN, TESTSIN, PRECORP, GENCORP, DEFORM și STABIL (figura 5.29).

DATINI asigură introducerea interactivă a datelor nițiale, în baza cărora se generează automat geometria structurii încorporând totodată și geometrice ale căii. Sunt alocate pendulilor din structură și datele referitoare la caracteristicile pietrei sparte respectiv ale legăturii șinelor de traverse.

GENINI este generarea inițială a sistemului de ecuații (matricea de rigiditate ; termenii liberi corespunzători) și rezolvarea sistemului de ecuații generat. Se obțin eforturile în elementele finite.

TESTPEN testează starea pendulilor. Dacă pendulii se află încă în domeniul elastic de comportare se trece la testul elementelor de șină (TESTSIN). Dacă se constată depășiri ale limitei de rezistență a pendulilor atunci se trece la pregătirea elementelor de corecție în PRECORP, care sunt necesare în procesul de reechilibrare a structurii. În acest scop în GECORP se generează sistemul de ecuații de corecție care se și rezolvă.

DEFORM vizualizează forma deformată a structurii pentru treapta de încărcare corespunzătoare. Se activează din nou TESTPEN realizându-se ciclul ilustrat în schema bloc din figura 5.29 până ce toți pendulii ajung într-un domeniu elastic de comportare, corectându-se modulele de elasticitate ale pendulilor care au înregistrat deformații plastice (figura 5.30).

În cazul în care structura este echilibrată, deci se găsește într-o stare stabilă, în STABIL se stabilește proxima treaptă de încărcare și se revine în GENINI reluând întregul proces.

Ieșirea din ciclu poate avea loc în următoarele moduri :

- dacă prin testarea pendulilor numărul acestora având simultan $\sigma > \sigma_{lm}$ este mai mare decât 8, procesul este oprit, considerând că se produce o deripare pronunțată a căii ;
- dacă în cadrul testului elementelor de șină se constată că s-a depășit domeniul delimitat de curba de interacțiune (capacitatea portantă a șinei), procesul este oprit cu un mesaj corespunzător ;

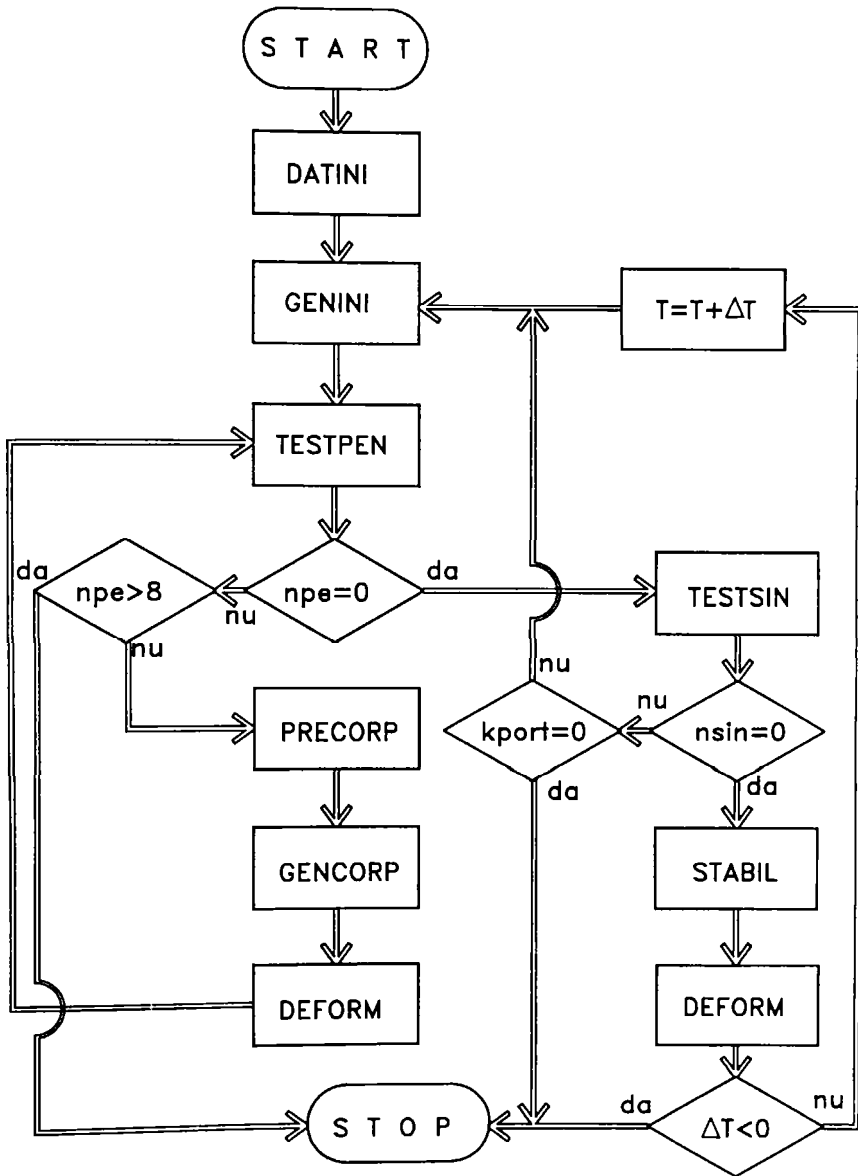


Fig. 5.29 Schema bloc a simulatorului

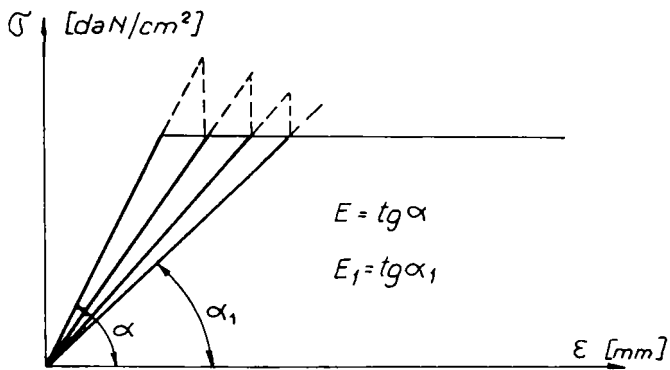


fig. 5.30 Determinarea modului de elasticitate al pendulilor

- situația normală a unei simulări se caracterizează prin creșterea continuă a deplasărilor laterale ale căii cu tendința atingerii unui maxim în curba din figura 5.28 ; astfel după 5 reechilibrări creșterea treptei de încărcare (Δl) se face utilizând formulele de tip Lagrange ; dacă stabilirea noii trepte de încărcare valoarea obținută este negativă, iterația se oprește întrucât se depășește punctul de maxim al curbei .

CAP. VI CONCLUZII GENERALE, APLICABILITATEA ȘI VALORIFICAREA REZULTATELOR OBȚINUTE

Teza de doctorat prezintă o serie de probleme legate de stabilitatea C.F.J. la variația temperaturii din șine.

Sunt prezentate unele aspecte privind apariția și dezvoltarea C.F.J. atât în țara noastră cât și la unele administrații feroviare din Europa.

Analiza parametrilor care influențează stabilitatea C.F.J. ocupă un spațiu important în teză. Este subliniată importanța prisme de piatră spartă în asigurarea stabilității C.F.J. atât la deplasarea în lung a cadrului șine-traverse cât și la deplasarea laterală.

Se prezintă într-o nouă abordare câteva cazuri privind deplasarea în lung a cadrului șine-traverse din cauza variației temperaturii din șine, în cadrul unui ciclu anual de variație a temperaturii (panou normal, C.F.J. respectiv C.F.J. cu un panou tampon). Aceste cazuri sunt analizate atât în ipoteza rezistenței p constante în lungul căii cât și în ipoteza variației liniare a acesteia pe porțiunea de linie unde deplasările sunt în domeniul elastic.

Problemele legate de pretensionarea , detensionarea și ruperea șinelor la C.F.J. sunt analizate în aceleași două ipoteze, comparativ. Sunt prezentate o serie de greșeli la executarea lucrărilor de pretensionare și detensionare respectiv la aprecierea variației eforturilor după ruperea șinei, greșeli care influențează determinarea temperaturii reale de fixare. Astfel starea de eforturi reală în șină poate fi mult diferită față de cea calculată, influențând stabilitatea C.F.J.

Pentru calculul forței critice de pierdere a stabilității C.F.J., din cauza creșterii temperaturii în șine, există mai multe metode, câteva dintre acestea fiind prezentate în lucrare. Autorul propune două noi metode de calcul ale forței critice: unul analitic și altul automat, realizând un program de calcul care permite simularea pierderii stabilității C.F.J.

1. Contribuții originale

Principalele contribuții originale ale tezei de doctorat sunt următoarele:

- o nouă sistematizare a parametrilor care influențează stabilitatea C.F.J. ;
- contribuții la stabilirea formei și dimensiunilor defectelor de așezare a C.F.J. atât în aliniament cât și în curbă, rezultate în urma unor măsurători efectuate de autor pe liniile în exploatare ;

- luarea în considerare a neomogenității prisme de piatră spartă prin admiterea în calculul deplasărilor laterale a coeficientului de elasticitate variabil ;
- completarea studiilor și cercetărilor privind influența umărului prisme de piatră spartă asupra rezistenței q opusă de piatra spartă la deriparea căii ;
- conceperea unui tip nou de traversă din beton capabilă să asigure o stabilitate mai mare la deplasările laterale ale C.F.J. ;
- prezentarea unui studiu privind influența utilizării utilajelor de stabilizat cale tip D.G.S. asupra evoluției rezistenței q ;
- contribuții privind stabilirea mai exactă a lungimilor de respirație reale, considerând în calcule rezistența p opusă de piatra spartă la deplasarea căii în lung având variație biliniară ;
- prezentarea relațiilor de calcul ale lungimilor de respirație, ale eforturilor și ale deplasării capetelor în toate etapele din cadrul unui ciclu anual de variație a temperaturilor în șină, pentru un panou normal, o C.F.J. și o C.F.J. cu un panou tampon (162 relații de calcul) considerând rezistența p constantă în lungul căii;
- prezentarea pentru prima dată a relațiilor analitice de calcul ale lungimilor de respirație, ale eforturilor în șine și ale deplasării capetelor cadrului șine-traverse considerând rezistența p având variație biliniară în lungul căii (228 relații de calcul) ; rezultatele obținute cu ajutorul programului de calcul MATHCAD 6.0 sunt comparate cu cele obținute pentru $p = const.$ și se concluzionează că lungimea zonelor de respirație și diagramele de eforturi pe aceste zone diferă mult iar deplasările capetelor de șină sunt apropiate ;
- prima analiză comparativă a diagramele de eforturi, a lungimilor de respirație formate și a alungirii (scurtării) tronsoanelor studiate în cazul pretensionării și detensionării C.F.J. precum și în cazul ruperii șinei în următoarele trei variante:
 - conform instrucției 341 / 1980 [115] ;
 - considerând rezistența p constantă în lungul căii ;
 - considerând rezistența p cu variație biliniară ;
- prezentarea unei metode de calcul a temperaturii de rupere a șinei C.F.J.
- analizarea unor greșeli în cadrul unor lucrări la C.F.J. executate de unități specializate (chiar cu respectare instrucției 341/1980) care pot periclita stabilitatea C.F.J. prin determinarea eronată a temperaturii de fixare și a

- lungimilor de respirație formate, prezentându-se opt exemple concrete împreună cu recomandări pentru evitarea acestora ;
- stabilirea unei relații de calcul originale pentru determinarea forței critice și a temperaturii critice de pierdere a stabilității C.F.J. cauzată de creșterea temperaturii în șine ; valabilitatea relației de calcul propuse este verificată de rezultatele încercărilor experimentale ;
 - stabilirea unei funcții hiperbolice pentru descrierea variației rezistenței p (sau q) în raport cu deplasarea cadrului șine-traverse ;
 - elaborarea unui model de calcul și a unui program automat pentru determinarea forței critice (temperaturii critice) de pierdere a stabilității C.F.J. precum și pentru simularea șerpuirii căii ; programul este realizat considerând rezistența q în trei variante :
 - q este constantă pe tronsonul studiat ;
 - q variază aleator între limite prestabilite de utilizator ;
 - tronsonul studiat are 2 ... 4 sectoare având rezistențele q constante și diferite .

2. Aplicabilitatea și valorificarea rezultatelor obținute

Rezultatele cercetărilor și studiilor efectuate de autor, atât în țară cât și în străinătate (Franța, Germania, Ungaria) în perioada 1991 ... 1997, au fost fructificate prin publicarea a 13 lucrări științifice publicate în volumele unor manifestări științifice naționale cu participare internațională și în cursul de " Întreținerea și exploatarea căilor ferate " [56] .

O serie din rezultatele obținute au aplicabilitate în cadrul lucrărilor de alcătuire, întreținere și supraveghere a C.F.J. Iată câteva din aceste rezultate :

- se demonstrează că, luând în considerare comportarea elasto-plastică a prisme de piatră spartă, lungimile de respirație sporesc putând deveni mai mari decât cele menționate în [115], devenind necesară reformularea articolului 16.2 ;
- articolele 9 ; 10 ; și 11 din [115] trebuie modificate, deoarece temperaturile de fixare obținute cu relațiile din [115] sunt mai mici decât cele reale, punându-se astfel în pericol stabilitatea C.F.J. la temperaturi ridicate în șină ;
- exemplele din cap. IV privind unele greșeli de execuție care periclitează stabilitatea C.F.J. au aplicabilitate directă iar prin aplicarea modelelor de calcul

prezentate și alte greșeli pot fi evitate prevenind șerpuirea C.F.J. ; autorul contribuind astfel la sporirea siguranței circulației feroviare ;

- relația propusă de autor pentru determinarea forței critice (temperaturii critice) de pierdere a stabilității se recomandă atât prin simplitatea ei cât și prin exactitatea rezultatelor obținute în condițiile alegerii corecte a parametrilor care intră în formula de calcul ;
- programul de calcul prezentat asigură analizarea procesului de pierdere a stabilității C.F.J., a evoluției deformației odată cu creșterea temperaturii, calculul solicitărilor și a eforturilor unitare în elementele suprastructurii căii și permite stabilirea parametrilor (condițiilor inițiale) astfel încât la temperaturile maxime posibile în șine stabilitatea C.F.J. să nu fie periclitată.

BIBLIOGRAFIE

1. ALBRECHT, V.G. Povisitsa nadiosnosti verhnevo stroienia puti . Puti i putievoie hoziaistvo, Moskva, 1981 / 9 .
2. ALBRECHT, V. G., ZOLOTARSKI, A. F. și BASSARSKI, M.P. Sovremennîe construcții verhnevo stroienia jeleznodarojnovo puti . M.Transport, 1975 .
3. ALIAS, I. La voie ferrée. Eyrolles Paris, 1990.
4. ANTON, C. Căi ferate. Vol. I. Litografia I. P. Iași, 1984 .
5. ANTON, C. Căi ferate. Vol. I. Litografia I. P. Iași, 1989 .
6. ANTONESCU, I. Construcția și întreținerea căii fără joante. Editura transporturilor și telecomunicațiilor, București, 1964.
7. BARTLETT, D.L. The stability of a long welded rail . Civil engineering and public work rev., N653, 1960 .
8. BIRMANN, F. Die Mitwirkung des oberbausschusses der Deutschen Bundesbahn bei der Fortentwicklung des Oberbauwesens . E.T.R., 1967 / 10 .
9. BIRMANN, F. Neure Messungen an Gleisen mit verschiedenen Unterschwellungen. Eisenbahntechnische Rundschau, 6, 229, 1957.
10. BIRMANN, F și HERBST, W. Beanspruchung der Schiene durch die Belastung und die Gegebenheiten des Fahrweges . E.T.R., 1974 / 3 .
11. BIRMANN, F și RAAB, F. Zur Entwicklung durchgehend verschweisster Gleise. Eisenbahntechnische Rundschau, 9, 321, 1960.
12. BROMBERG, E.M. The stability of the jointless track. Izd. Transport, Moscova, 1966.
13. BROMBERG, E.M. Obespecivati ustoicivosti bestâcovo puti. Puti putievoie hoziaistvo, 1964 / 8 .
14. BROMBERG, E.M. Ustoicivost bestâcovo puti. Izdatelstvo "Transport", Moskva, 1966.
15. CHATKEO, Y. Die stabilität des Eisenbahngleises im Bogen mit engen Halbmessern bei hohen Axialdruckkräften. T.U. München, 1985 / 46.
16. CIOVERIKOV, A. P. Rabota sciom-na bestâkovom puti. Puti i putievoie hoziaistvo, Moskva, 1969 / 9 .
17. CUTEANU, E. și HERMAN, A. Modelarea pierderii stabilității căii ferate fără joante supuse la variații de temperatură . Zilele Academice Timișene, 22-24 mai 1997, vol. III, pag. 341 ... 346 .

18. DOBLER, J. Die lineare Wirbelstrombremse - Erkenntnisse aus dem Versuchseinsatz bei der Deutschen Bundesbahn . Eisenbahningenieur, Heft 3, 1976 .
19. DOMONKOS, R. Feszültségek alakulása a hézagnélküli vágányokon . V.T.K.I., Budapest, 1982 .
20. EISENMANN, J. Auswirkung des Schinenprofils und der Unterschwellung auf die Gleislagebeständigkeit . E.T.R. Darmstadt, 1990 / 10, pag. 619 ... 622 .
21. EISENMANN, J. Auswirkungen einer nicht gleichmässigen Schienentemperatur auf das Gleis . Eisenbahningenieur (40), 1989, pag. 109 ... 114 .
22. EISENMANN, J. Beanspruchung des Eisenbahnoberbaues und seine Weiterentwicklung für höhere Geschwindigkeiten und Achslasten . E.T.R., 1968/5.
23. EISENMANN, J. Die Bedeutung der Abhebewelle der Schiene . Der Eisenbahningenieur, Heft 3, 1976 .
24. EISENMANN, J. Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des Eisenbahn - und Strassenoberbaues . Herausgegeben von o. Prof.Dr.Ing. J. Eisenmann anlässlich des Instituts für Bau von Landverkehrswegen der T.U. München .
25. EISENMANN, J. Lagestabilität des Gleises bei hohem Geschwindigkeiten . Eisenbahningenieur, 1974/5 .
26. EISENMANN, J. Qualität des Oberbauzustandes . Eisenbahningenieur, Darmstadt, 1980/3 .
27. EISENMANN, J. Schotteroberbau für hohe Geschwindigkeiten . E.T.R., 1974 / 1 ... 2 .
28. EISENMANN, J. Theorie und praxis des durchgehend verschweißten Gleises . E.T.R., 1985 / 4 .
29. EISENMANN, J. Theorie und praxis des durchgehend verschweißten Gleises . E.T.R., Darmstadt, 1994 / 1, pag. 45 ... 52 .
30. EISENMANN, J. Verhaltensfunktion des Schotters, Folgerungen für hohe Fahrgeschwindigkeiten . Eisenbahningenieur, 1981/6.
31. EISENMANN, J., LEYKAUF, G. Actuelle Aufgaben der Oberbauforschung . Der Eisenbahningenieur, Darmstadt, 1982 / 3 .
32. EISENMANN, J., LEYKAUF, G. Brücken als Störstellen im Gleis . Der Eisenbahningenieur, Heft 3, 1987 .
33. EISENMANN, J., LEYKAUF, G. Störung der Gleislage beim Übergang zu Kuntsbauwerken . E.T.R., 1977 / 10 .
34. EISENMANN, J., LEYKAUF, G. și MATTNER, L. Zukunftsperspectiven zum Eisenbahnoberbau . Eisenbahningenieur, 1992/3, pag. 130 ... 140 .

35. EISENMANN, J., MATTNER, L. Auswirkung der Oberbaukonstruktion auf die Schotter und Untergrundbeanspruchung . Eisenbahningenieur, 1984/3 .
36. ENGEL, E. Das Stabilitätsproblem des Eisenbahngleises . Öst. Ing. Archiv, 1962 .
37. ENGEL, E. Die Stabilität gekrümmter lückenloser Eisenbahngleise . Öst. Ing. Archiv, 1960
38. ENGEL, E. și VCELAR, J. Die Wahrscheinlichkeit der Gleisverwerfung . Arbeiten de Institutes für Eisenbahnwesen T.U. Wien, 1986 / 11 .
39. EVELD, G. și HENGSTUM, L.A. Gleisstabilität in engen Kurven . Schienen der Welt, decembrie 1988, pag. 15 ... 20 .
40. FASTERDING, G., FRENZEL, J., LINKER, W. și OSWALD, R. Die Y-Stahlschwelle im Konventionellen Gleisbau und als feste Fahrbahn auf Asphalt-tragschichten . Eisenbahningenieur, 1986/3 .
41. FÜHRER, G. și FASTERDING, G. Gleisstabilität durch Y-Stahlschwellen . Eisenbahningenieur, Darmstadt, 1993/5, pag. 286 ... 296 .
42. GERLICH, J., PAHNKE, L. Abtragung der Längskräfte im Eisenbahnbrückenbau . Archiv für Eisenbahntechnik (37), 1982 .
43. GRUPPO NAZIONALE DI COORDINAMENTO PER GLI STUDI DI INGEGNERIA GEOTECHNICA DEL C.N.R. Deformazioni in prossimità della rotore e resistenza dei terreni naturali e delle rocce . C.U.E.N., Napoli, 1991 .
44. HERMAN, A. Conceptii noi în calculul stabilității căii fără joante . Zilele Academice Timișene, 1993 .
45. HERMAN, A. Considerații privind stabilitatea căii fără joante . Zilele Academice, 23...25 mai 1991, p. 88 ... 94, Timișoara, 1991 .
46. HERMAN, A. Influența prisme de balastare asupra stabilității căii fără joante . A VII-a Conferință Națională de Geotehnică și Fundații . Vol. I, pag. 275 ... 280, Timișoara, 1992 .
47. HERMAN, A. Influența variației temperaturii în lungul șinei asupra căii fără joante . Zilele Academice Timișene, 1995, Simpozion " Progrese în concepția și realizarea infrastructurilor pentru transporturi ", pag. 239 ... 243 .
48. HERMAN, A. Posibilități de sporire a rezistenței prisme de piatră spartă în asigurarea stabilității căii . A VII-a Conferință Națională de Geotehnică și Fundații , Vol. I, pag. 281 ... 287, Timișoara, 1992 .
49. HERMAN, A. Sinteză documentară privind calea fără joante . Referat, Timișoara, 1992
50. HILA, V., RADU, C. și alții . Calea fără joante . C.P.L.T.Tc. București, 1979.

51. HILA, V., RADU, C. și alții . Calea fără joante . Partea a II-a . C.P.L.T.Tc. București, 1981.
52. HORVÁTH, A. A nem lineáris stabilitásvizsgálat módszereinek alkalmazása vágánykivetődésnél . Mélyépítéstudományi szemle . 1985 / 3 . pag. 131 ... 134 .
53. HÖHBERGER, H.E. și SPIES, J.W. Meßverfahren zur Erfassung von Längsspannung und Spannungsfreier Temperatur im lückenlos verschweißten Gleis . E.T.R., Darmstadt, 1988 / 1 / 2, pag. 61 ... 66.
54. HUBER, M.T. Über die stabilität gerader lückenloser Gleise . Gleistechnik und Bahnbau, H.18, 1936 .
55. IZDRĂILĂ, V. Căi ferate. Elemente de proiectare . Litografia I.P.T.V. Timișoara, 1990.
56. IZDRĂILĂ, V. și HERMAN, A. Întreținerea și exploatarea liniilor de cale ferată . Litografia U.T. Timișoara, 1993 .
57. IZDRĂILĂ, V. și BERBERICH, W. Căi ferate. Partea a II-a. Suprastructura . Litografia I.P.Traian Vuia, Timișoara, 1981 .
58. JANIN, G.J. La résistance latérale de la voie ferrée. Le problème de la stabilisation du ballast . Revue générale de chemins de fer, Paris, 1957 .
59. KAESS, G. și MATTNER, L. Gleisverwerfungsversuche zur Verifizierung einer erweiterten Lagestabilitätstheorie . E.T.R., Darmstadt, 1989 / 3, pag. 151...155.
60. KÁRMÁN, T. von și TSIEN, H.S. The buckling of spherical shells by external pressure . J. Aero. Sci. 7, 43, 1939 .
61. KENNEY, J.T. Steady - state vibrations of beam on elastic foundation for moving load . J. Appl. Mech, 21, 359, 1954 .
62. KERKÁPOLY, E. ș.a. Vasútépítéstan . T.K.K., Budapest, 1989 .
63. KERR, A.D. Analysis of thermal track buckling in the lateral plane . Acta Mechanica, 30, 17, 1978 .
64. KERR, A.D. Lateral buckling of rail road tracks due to constrained thermal expansion , Railroad Track Mechanics and Technology, Pergamon Press, 1978 .
65. KERR, A.D. Termiceskaia poteria ustoicivosti jeleznodorojnogo puti v proiamuh . Jelezni dorogi mira, Moskva, 1981 / 2 .
66. KLOTZINGER, E. și FORTIN, J-P. Le problème de la stabilisation du ballast. Essais communs Ö.B.B. - S.N.C.F. . Revue générale de chemins de fer, Paris, 1978 .
67. KLUGAR, K. Einfluss der mechanischen Nachverdichtungsverfahren auf den Querverschiebewiderstand des Gleises . E.T.R., 1972 / 6 .

68. KLUGAR, K. Gleisverwerfungsversuche der Österreichischen Bundesbahnen mit neue Schwellenformen . Eisenbahningenieur, 1974 / 3 .
69. KOITER, W.T. Over de stabiliteit van het elastisch evenwicht . Thesis, Amsterdam, 1945.
70. LEYKAUF, G. și MATTNER, L. Elastisches Verformungsverhalten des Eisenbahnoberbaus . Eisenbahningenieur, 1990 / 3, pag. 110 ... 120 .
71. MANOLIU, I. Fundații și procedee de fundare . Ed. didactică, București, 1983 .
72. MARIN, M. Fundații continue prefabricate pentru clădiri cu suprastructură din panouri mari . Teza de doctorat, Timișoara, 1983 .
73. MARTINET, A. Flambement des voies sans joints sur ballast et rails de grande longueur . Revue Générale de Chemins de Fer, No.10, 1936 .
74. MEIER, H. Das Siecherheitsproblem beim lückenlosen Gleis . Verkehr u. Technik, 1963 / 7
75. MEIER, H. Experimentelle Oberbauforschung . Eisenbahningenieur, 1957 / 7 .
76. METZLER, J.M. Les grandes vitesses ferroviaires . École Nationale des ponts et chaussées, E.S. 24, 1979 .
77. NAGY, J. A vasúti vágány teljes oldalirányu ellenállásvizsgálatának továbbfejlesztése . B.M.E., 1970 .
78. NAGY, J. Dinamikus hatások kísérleti vizsgálata a hézag nélküli vágányok állékonyságára . V.T.K.I., Budapest, 1980 .
79. NAGY, J. Összefoglaló jelentés a vágányállékonysági vizsgálatok az alátámasztó szerkezetekre vonatkozóan c. témáról . V.T.K.I. Budapest, 1983 .
80. NECHITA, M. și KÖLLŐ, G. Căi ferate . Litografia I.P. Cluj-Napoca, 1982 .
81. NEEDLEMAN, A și TVERGAARD, V. Aspects of plastic postbuckling behaviour . Mechanics of Solids, The Rodney Hill 60-th Anniversary volume, Pergamon Press, 1981 .
82. NEMESDY, E. A vágányok kivetődésbiztonságának számítása . K.T.SZ. Budapest, 1959.
83. NOVAKOVICI, V.I. O polzucesti besstfikovo puti v poperecinom napravlenii pod geistviem prodolnih sil . Vestnik, VNIITa, no 5., 1976 .
84. NOVAKOVICI, V.I. Prodolnïe silî v besstfikovom putî pri ucete factora vremeni . Vestnik, VNIITa, no 1., 1972 .
85. NOVAKOVICI, V.I. Prodolnïe silî v relsakh jeleznodarojnovo puti s ucetom factora vremeni . Stroitelstvo i exploatația jeleznodarovnovo puti, Kiev, 1975 .

86. NUMATA, M. Buckling strenght of continuous welded rail . Bulletin International Railway Congres Association, English Edition, 1960 .
87. PETZ, M. Die durch den fahrenden zug verursachte horizontale Gleisbewegung . Arbeiten des Institutes für Eisenbahnwesen, T.U. Wien, 1986 / 11 .
88. PFÖRTNER, R. Beitrag zur Lagessicherheit lückenloser Strabenbahngleise. Disertation . Drezda, 1988 .
89. PROMMERSBERGER, G. și ROJEK, R. Tragsysteme zur Abtragung von Langskraften auf Eisenbahnbrücken . Eisenbahningenieur, 1985 / 7
90. PRUD'HOMME, A. și JANIN, G. Stabilitatea liniilor cu șine lungi sudate (traducere din lb. franceză). Revue Générale de Chemins de Fer, Paris, feb. 1969 pag. 83 ... 106 și mai 1969 pag. 151 ... 156 .
91. PRUD'HOMME, A. și JANIN, G. Ustoicivoisti puti s dlinnîmi sbarnîmi relisovâmi pletiami . Ejemesiacimâi biuleteni Mejdunarodnâi assîțiaii j. d. kongressov, Moskva no 3, 1972 .
92. RAAB, J. Die Biegesteifigkeit eines Gleisjoches . E.T.R., 1959 / 3 .
93. RADU, C. Suprastructura căii, probleme . I.C. București, 1972 .
94. RĂDULESCU, M. Calea fără joante. Stabilitatea și calculul eforturilor . Editura transporturilor și comunicațiilor, București, 1963 .
95. SCHOLER, S. Instability of railwaytracks . Dept. of Solid Mech., Techn. Univ. of Denmark, 1977 .
96. TEODORESCU, C.C. Teoria șinei fără joante supuse la variații de temperatură . Editura Academiei R.S.R., București, 1965 .
97. THOMPSON, H. A general theory of elastic stability . Wiley and Sons, London - New York, 1973 .
98. TIMOSHENKO, S.P. Method of analysis of statical and dynamical stresses în rail . Proc. 2nd International Congress for Appl. Mech, Zürich, 1926 .
99. TIMOSHENKO, S.P. Teoria stabilității elastice , Editura Tehnică, București 1967.
100. TOADER, I.H.I. Stability Functions for Members with semirigid joint connections . Journal of Structural Engineering, vol.119, feb. 1993, New York .
101. TOWPIK, K. Opiry boczne podsypki . Udawnoctwa Komunikacji i Lacznosci, Varșovia, 1970.
102. TVERGAARD, V. Effect of thickness inhomogeneities în internally pressurized elastic-plastic spherical schelles . J. Mech. Phys. Solids, 24, 291, 1976 .

103. TVERGAARD, V. și NEEDLEMAN, A. On localized thermal track buckling . Technical University of Denmark, 1981 .
104. TVERGAARD, V. și NEEDLEMAN, A. On the localization of buckling patterns . J. Appl. Mech. . 47, 613, 1980 .
105. VAISH, V.K., Lateral buckling of track . Rail international 5, 437, 1974.
106. VASZARY, P. și KISS, F. Vasuti pályafenntartás . T.K.K. Budapest, 1990 .
107. VCELAR, J. Zur Verwerfungssicherheit von geraden und gekrümmten Eisenbahngleisen in Abhängigkeit wahrscheinlicher Parameter . Arbeiten des Inst. für Eisenbahnwesen TU Wien, 1986 / 11
108. WEAVER, W. Computer Programs for Structural Analysis , London, 1965 .
109. ZIENKIEWICZ, S.P., The Finite Element Method in Structural and Continuum Mechanics, Mc.Graw - Hill Publishing Company Limited, London, 1967 .
110. * * * Ballast and foundation materials research program. Virginia, 1977.
111. * * * Calea sudată alcătuită din tronsoane cu lungimea nelimitată . Ed. Univ. de Stat Lvov, 1984.
112. * * * Colecția STAS .
113. * * * Faschbach Zusammenstellung von Richtlinien für das Entwerfen von Bahnanlagen. Sowie Tabellen und Formeln. Eisenbahn - Fachverlag, Heidelberg - Mainz, 1982.
114. * * * Instructia nr. 314 de norme și tolerante pentru construcția și întreținerea căii. Linii cu ecartament normal.
115. * * * Instructia nr. 341 pentru alcătuirea, întreținerea și supravegherea căii fără joante, MTTc, București, 1980.
116. * * * Instrucțiuni de serviciu .
117. * * * La vie du rail. Colecția 1988 ... 1997.
118. * * * Microsoft FORTRAN. Referențe, versiunea 5.0. Ed. U.S.A., 1989.