

MINISTERUL EDUCATIEI SI INVATAMINTULUI  
INSTITUTUL POLITEHNIC TIMISOARA

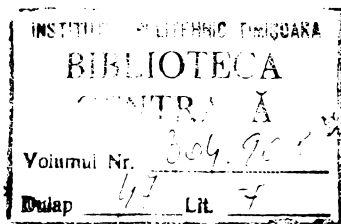
Ing. Patraş Marcel

CONTRIBUTII LA STUDIUL  
STABILOR LIMITA DE FISURARE SI REZISTENTA, IN  
SECTIUNI INCLINATE LA ELEMENTELE PRECOMPRIATE  
CU BARE GROASE (Pc 90) SI TOROANE (TBP)

- TEZA DE DOCTORAT -

Conducător științific,  
Prof.emerit ing. Constantin Avram  
Membru corespondent al Academiei RSR

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA



- 1975 -

## C U P R I N S

I. <u>Introducere</u> . . . . .	pg. 1
II. <u>Studiul teoretic privind starea limită de fisurare și de rezistență, în secțiuni înclinate la elementele precom- primare</u> . . . . .	pg. 7
II.1. Considerațiuni generale - stări de tensiune	pg. 7
II.2. Starea limită de fisurare . . . . .	pg. 16
II.2.1. Apariția fisurilor înclinate . . . . .	pg. 18
II.2.2. Deschiderea fisurilor înclinate . . . . .	pg. 25
II.3. Capacitatea portantă . . . . .	pg. 26
II.3.1. Moduri de rupere . . . . .	pg. 30
II.3.2. Grad de avertizare . . . . .	pg. 32
III. <u>Programul experimental</u> . . . . .	pg. 32
III.1. Scopul programului experimental . . . . .	pg. 32
III.2. Elementele experimentale . . . . .	pg. 33
III.3. Parametrii variabili . . . . .	pg. 39
III.4. Executarea grinzilor . . . . .	pg. 51
IV. <u>Experimentarea grinzilor</u> . . . . .	pg. 65
IV.1. Condiții de experimentare . . . . .	pg. 65
IV.2. Măsurători efectuate . . . . .	pg. 66
IV.3. Caracteristici efective ale grinzilor . . . . .	pg. 69
V. <u>Rezultatele încercărilor experimentale și compararea lor cu valorile teoretice</u> . . . . .	pg. 70
V.1. Apariția fisurilor înclinate . . . . .	pg. 70
V.2. Deschiderea fisurilor înclinate . . . . .	pg. 111
V.3. Influența ancorării armăturii tensionate asupra fisurării în secțiuni înclinate . . . . .	pg. 115
V.4. Capacitatea portantă . . . . .	pg. 137
VI. <u>Concluzii - propuneri de valorificare</u> . . . . .	pg. 177
VI.1. Rezultatele finale ale studiului întreprins	pg. 177
VI.2. Propuneri de valorificare . . . . .	pg. 189
VII. <u>Bibliografie</u> . . . . .	pg. 191

Relevațele de fisuri, fotografiile, graficele etc. sînt date în anexele 1 - 4.

## I. INTRODUCERE

În țara noastră, ca urmare a dezvoltării socialiste multilaterale a societății, rezultat al politicii științifice a P.C.R. de continuare în ritm susținut a procesului de industrializare s-au realizat și sînt în curs de proiectare sau execuție programe de construcții de o deosebită amploare. Știința a devenit un factor important, hotărîtor în asigurarea dezvoltării economice și sociale; progresul remarcabil obținut în cursul ultimelor decenii, în proiectarea structurilor de rezistență fiind o consecință a dezvoltării tehnico-științifice generale. În domeniul construcțiilor, abordarea pe baze noi, moderne, a problemelor legate de proiectarea și realizarea structurilor, reprezintă o preocupare permanentă astfel încît prin investigații științifice să se satisfacă atît necesitățile de ordin economic cît și cele privind gradul de siguranță al construcțiilor. La începutul introducerii betonului, așa cum se arată în /1/, s-au elaborat proiecte fără un calcul, bazate fie pe experiența folosirii altor materiale, fie pe reguli empirice, fie pe aplicarea intuitivă a legilor mecanicii.

Calculul elementelor de beton prin metoda rezistențelor admisibile și ulterior prin metoda la rupere a reprezentat pași înainte spre o abordare cît mai științifică a cunoașterii betonului care este un material elastic-vîscos-plastic, cu proprietăți reologice pronunțate, heterogen și anizotrop.

În cazul betonului armat cunoașterea este incompletă dacă se ține seama de o serie întregă de ipoteze care îi simplifică structura reală dar o astfel de sistematizare este absolut necesară din punct de vedere practic. Această cunoaștere incompletă este dialectic justificată deoarece datorită complexității infinite a unui fenomen și a formelor sale nepuizabile, cunoașterea nu poate epuiza în întregime obiectul său cu toate că se apropie din ce în ce mai mult de o stăpînire mai completă și mai profundă a acestuia. Așa cum s-a arătat, la beton armat, cu atît mai mult, cunoaște-

rea este mai incompletă datorită acceptării unor ipoteze care simplifică structura reală a materialelor componente și datorită unor particularități care nu pot fi neglijate cum ar fi:

- sistemul structural este tridimensional, este compus din materiale cu proprietăți diferite (beton și oțel) și are un caracter de schimbare continuă datorită fisurării betonului sub încărcări;

- relația între efort și deformație pentru beton este neliniară și este o funcție de mai multe variabile;

- eforturile și deformațiile în beton sînt influențate de contracție și curgere lentă (așa numite tensiuni structurale) și sînt dependente de timp.

Practica utilizării celor două metode de calcul, a rezistențelor admisibile și la rupere, dezvoltarea rapidă a cunoștințelor teoretice și experimentale, precum și acumularea unui număr mare de date relative la proprietățile fizice și mecanice ale materialelor și ideea utilizării metodelor statistice matematice a condus, ca o sinteză, /1/, la elaborarea metodei de calcul semiprobabilistice la stări limită.

Noțiunea de stare limită permite să se ia în considerație comportarea locală sau de ansamblu a unei structuri în toate stadiile: elastic sau vîscos - elastic, plastic, fisurat și de rupere. Normele noastre /12/ prevăd următoarele stări limită:

- ale capacității portante: de rezistență (rupere), stabilitatea poziției sau formei, oboseală;

- ale exploatării normale: deformație, fisurare (trei clase pentru betonul precomprimat).

Metoda semiprobabilistică de calcul la stări limită, se pare, în prezent admisă de majoritatea țărilor și organismelor internaționale specializate în calculul betonului (Comisia CAER, FIP, RILEM, CEB, AIPC etc.), în formularea sa actuală, reprezintă un salt calitativ în raport cu vechile metode deterministe de calcul și permite o ameliorare importantă a omogenității securității construcțiilor și o bună folosire a materialelor.

Determinarea "gradului de siguranță" și găsirea unor criterii obiective pentru precizarea "gradului de avertizare" reprezintă probleme deosebit de complexe dacă se are în vedere caracterul aleatoriu al solicitărilor și al variației rezistenței și comportării materialelor. De aceea, pentru a fi posibilă o analiză sistematică probabilistică este necesar să se dispună de multe, foarte multe informații și în principal de rezultate experimentale cât mai complete. Sînt necesare încă cercetări aprofundate asupra unor aspecte /1/ cum ar fi:

- o mai bună cunoaștere a legilor probabilistice ale variabilelor aleatorii care antrenează determinarea siguranței;
- îmbunătățirea aplicării teoriei probabilistice la calculul structurilor, pentru a înlocui actuala formă semi-probabilistică prin calculul probabilistic cât mai complet;
- o mai bună cunoaștere a comportării materialelor și structurilor în toate stadiile, plecînd de la domeniul elastic și pînă la rupere;
- acumularea unui număr din ce în ce mai mare de date (acțiuni, rezistențe etc.) pentru a se putea face o analiză statistică.

În ultimii ani s-au realizat programe importante de cercetare științifică în domeniul betonului armat și al betonului precomprimat /52/, /59/, /3/, menite să completeze volumul informațional de date, cu atît mai mult cu cît în prezent există o cunoaștere diferențiată a comportării betonului armat sau precomprimat la diferite solicitări. Astfel, așa cum se arată în /3/ comportarea elementelor și structurilor de beton precomprimat la solicitarea de încovoiere este bine cunoscută; calculul capacității de rezistență la moment încovoietor, poate fi făcut astăzi cu o bună precizie de (1-2%). În schimb, pentru calculul la forțe tăietoare și torsiune, deși s-au efectuat multe cercetări (mai mult de 200 articole publicate), cunoștințele nu au atins nivelul care să permită un calcul tot atît de precis. Acest lucru se datorește în cazul forței tăietoare multitudinii de parametri (peste 20), care influențează capacitatea de rezistență. Stabilirea unor

relații de calcul a capacității de rezistență, a sarcinii ce produce apariția fisurilor înclinate, a deschiderii fisurilor înclinate, relații care să exprime cât mai fidel modul de lucru, în diferite stadii de eforturi și deformații și care să permită o apreciere cât mai bună în proiectare a siguranței elementelor solicitate de forțe tăietoare importante, a fost și rămîne o problemă extrem de dificilă. Dificultatea este cauzată de multitudinea și complexitatea parametrilor care apar și care influențează comportarea și rezistența la forțe tăietoare /4/, cum ar fi rezistența și neomogenitatea betonului, forma și dimensiunile secțiunii transversale, modul de aplicare al încărcărilor, deschiderea de forfecare ( $M/Qh$ ), modificările continue ale stării de tensiuni produse datorită raportului variabil între momentul încovoietor și forța tăietoare, cantitatea și calitatea armăturii transversale, intensitatea precomprimării, tipul, calitatea și modul de distribuție al armăturii longitudinale tensionate, ancorarea armăturii etc. Complexitatea fenomenului se reflectă și în faptul că, în mod obișnuit se includ în denumirea de "cedare la forțe tăietoare" moduri de rupere diferite, iar mecanismul de rupere prin forțe tăietoare nu este suficient explicat. /83//80/.

Multe cercetări efectuate pînă în prezent s-au făcut pe grinzi dreptunghiulare cu dimensiuni mici (sub 35 cm înălțime) sau pe grinzi fără armătură în zonele de forțe tăietoare. Aceste experimentări au o valoare practică limitată /3/, știut fiind oă, în general, în execuție se realizează grinzi mari, cu secțiuni T sau dublu T și care au întotdeauna armătură transversală cel puțin sub formă de etrieri. Totuși, lipsa unei teorii generale de calcul nu a frînat în mod deosebit calculul construcțiilor de beton deoarece s-au adoptat diverse scheme și relații de calcul, mai puțin justificate teoretic, avînd un domeniu limitat de aplicabilitate, cu multe elemente semiempirice, calculul fiind întotdeauna completat și cu prevederi constructive menite să mărească gradul de siguranță insuficient de bine asigurat prin relațiile de calcul respective.

Toate metodele de calcul chiar cele mai recente, utilizate în diferite etape și în diferite țări, bazate pe un calcul semiprobabilistic, conduc la rezultate cu abateri importante față de valorile experimentale.

Calculul de forțe tăietoare conceput simplist, la început ca un calcul la eforturi unitare tangențiale de alunecare nu a fost confirmat de comportarea practică și de rezultatele experimentale care au arătat că ruperea nu se produce în general prin eforturi tangențiale ci prin eforturi de întindere care produc fisuri înclinate față de axa grinzii. Pentru a ține seama și de eforturile unitare produse de momentul încovoietor s-a aplicat betonului armat teoria elasticității. Astfel, în metoda elaborată de Ritter-Mörsch se pleacă de la faptul că fisurile înclinate produse de eforturile unitare principale de întindere se dezvoltă aproximativ după direcția traiectoriilor eforturilor principale de compresiune  $\sigma_{b2}$  armăturile transversale înclinate sînt dispuse după direcția eforturilor  $\sigma_{b1}$  obținîndu-se o așa numită "grindă cu zăbrele" în care diagonalele întinse sînt constituite din armături iar diagonale comprimate sînt fișile de beton comprimat, dintre fisurile înclinate. Această schemă, general adoptată la început, a fost treptat părăsită deoarece nu este posibilă aprecierea capacității portante la forța tăietoare pe baza unui efort de alunecare lipsit de realitate fizică după apariția fisurilor. Totuși, analogia cu grinda cu zăbrele a fost reluată în unele norme și a fost acceptată și în metoda de calcul la stări limită atît pentru elemente de beton armat cît și pentru betonul precomprimat, așa cum este cazul în normele germane /5/, cele americane /6/. În Recomandările internaționale CEB, FIP /7/ mecanismul de rezistență la forță tăietoare este conceput ca o generalizare a grinzii cu zăbrele și anume, sînt luate în considerație și alte efecte (rigiditatea la încovoiere a fișiiilor de beton, efectul de cep, colaborarea betonului întins dintre fisurile înclinate etc), fapt ce conduce la o apreciere mai corectă a capacității de rezistență și implicit la reducerea cantității de armătură /3/, /7/. Cercetările efectuate în

țara noastră /81/ au arătat că utilizarea relațiilor de calcul propuse de Mörsch în stadiul de rupere conduce la un consum mare de armătură transversală și un coeficient de siguranță excesiv de mare, dar această metodă de calcul se pare că va fi păstrată în domeniul construcțiilor hidrotehnice /9/.

În unele țări s-a renunțat la analogia cu grinda cu zăbrele și s-a căutat găsirea unor relații de calcul bazate pe un "model" obținut prin izolarea porțiunii de grindă limitată de fisura înclinată critică de rupere. A fost astfel elaborată metoda de calcul în secțiuni înclinate adoptată de normele de calcul din URSS /10/, în diferitele norme /11/, /29/ din țările socialiste, precum și în STAS 10107/75 /12/. Conform acestei metode, capacitatea portantă la forțe tăietoare se determină cu relații de calcul stabilite pe baze semiempirice însumând aportul betonului și al armăturii transversale, în fisuri înclinate critice a căror poziție și înclinare nu are o justificare fizică experimentală. Deși aplicarea acestei metode a condus la o apropiere a valorilor de calcul de cele experimentale, împrăștierea rezultatelor este totuși, foarte mare, metoda are un pronunțat caracter empiric convențional. Metoda aceasta este completată de o serie de limitări și verificări suplimentare, care, în general, conduc la măsuri constructive privind armarea.

Simpla trecere în revistă a acestor grupe de metode de calcul scoate în evidență inconsecvențele teoretice și limitele lor de aplicabilitate practică datorită mai ales faptului că, în cazul betonului armat sau precomprimat, fisurarea în secțiuni înclinate și capacitatea portantă la forțe tăietoare sînt influențate de un mare număr de parametri, unii avînd o variație aleatorie.

În prezenta teză de doctorat autorul își propune să aducă o contribuție la studiul stărilor limită de fisurare și rezistența în secțiuni înclinate la elementele precomprimate cu bare groase (PO 90) și toroane TBP.



## II. STUDIUL TEORETIC PRIVIND STAREA LIMITA DE FISURARE SI DE REZISTENTA IN SECTIUNI INCLINATE LA ELEMENTE PRECOMPRIMATE

### II.1. Considerații generale - stări de tensiune

In lucrările /37/, /58/ au fost analizate aspectele privind fisurarea elementelor precomprimate sub efectul momentului încovoietor și al precomprimării, fără a se lua în considerare forțele tăietoare. Acest lucru a fost posibil și corect atât datorită schemei de încărcare alese (Fig. IV.1), cât și datorită faptului că eforturile unitare longitudinale ating valorile maxime în fibrele extreme ale secțiunii în lungul cărora nu există eforturi unitare tangențiale. In schimb, nu se poate studia separat efectul forței tăietoare fără a ține seama de eforturile unitare longitudinale date de precomprimare și moment încovoietor.

Așa cum se arată în /13/, /18/, în orice punct al secțiunii cunoscând eforturile unitare normale și tangențiale, se pot determina eforturile unitare principale și direcțiile lor, se poate construi cercul lui Mohr (Fig.II.1.a).

$$\sigma_{b1} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau^2} \quad \dots \dots \dots (II.1)$$

$$\tan \beta = \frac{\sqrt{\left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}\right)^2 + 1} - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2\tau}}{\dots \dots \dots} \quad \dots \dots \dots (II.2)$$

Efortul unitar  $\sigma_{b1}$  poate fi de întindere sau compresiune funcție de valoarea lui  $\sigma_y$ . Astfel:  $\sigma_{b1}$  este zero atunci cînd

$$\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau^2} \quad \dots \dots \dots (II.3)$$

sau

$$\tau^2 = \sigma_x \cdot \sigma_y \quad \dots \dots \dots (II.4)$$

Efortul  $\sigma_{b1}$  devine de compresiune atunci cînd

$$\sigma_y > \frac{\tau^2}{\sigma_x} \quad \dots \dots \dots (II.5)$$

valoare care reprezintă și efortul minim care ar trebui introdus - de exemplu - prin etrieri tensionați pentru a nu apare eforturi unitare principale de întindere. In mod

obișnuit  $\sigma_y = 0$ , cercul lui Mohr devine cel din fig.II.1.b, eforturile unitare principale au valorile

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \dots\dots\dots (II.6)$$

iar înclinarea efortului unitar de compresiune care reprezintă și înclinarea fisurilor (produse după cum se știe de eforturile  $\sigma_{b1}$  este dată de relația

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\sigma}{2\tau} + \sqrt{1 + \left(\frac{\sigma}{2\tau}\right)^2} \dots\dots (II.7)$$

O grindă (sau inima grinzii în cazul celor cu secțiunea dublu T), poate fi reprezentată ca fiind constituită din benzi comprimate cuprinse fiecare între două izostatice de gradul 2 (linii tangente în orice punct la  $\sigma_{b2}$  și care "transportă" eforturile interne, echilibrând încărcările pînă la reazeme (fig.II.2). Datorită compresiunii din aceste benzi și datorită curburilor, acestea exercită unele asupra celorlalte împingeri care sînt dirijate după izostaticile de gradul 1, corespunzătoare eforturilor  $\sigma_{b1}$ . Ori, tocmai aceste împingeri determină apariția fisurilor înclinate la eforturi unitare principale  $\sigma_{b1}$  calculate, mai mici decît  $R_t$ ; o influență mare avînd atît nivelul eforturilor de compresiune din benzi cît și curbura acestora care la rîndul ei este influențată de mărimea grinzii /45/. Într-o grindă precomprimată, în zonele în care sub încărcări nu apar eforturi de întindere în fibra inferioară (fig.II.2), izostaticile corespunzătoare eforturilor  $\sigma_{b2}$  de compresiune se curbează devenind tangente la fibrele extreme. În zonele în care apar sub încărcări și eforturi de întindere, izostaticile corespunzătoare eforturilor  $\sigma_{b2}$  se curbează puternic devenind perpendiculare pe fibra inferioară (zona a b c, fig. II.2), schimbare bruscă ce poate conduce la apariția unor eforturi de întindere mari corespunzătoare izostaticii  $\sigma_{b1}$ .

Analizînd starea de tensiuni prin prisma cercului lui Mohr și admitînd că fisurarea sau ruperea prin compresiune se produc după direcțiile principale se pot pune pentru simplificare condițiile de siguranță

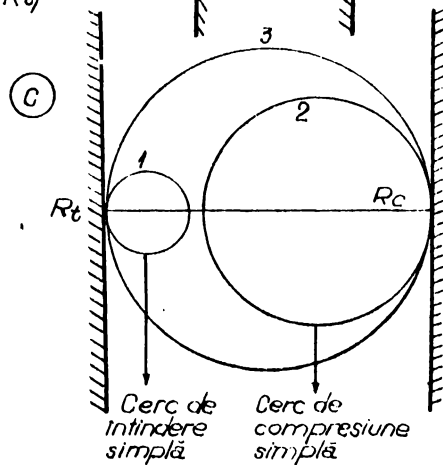
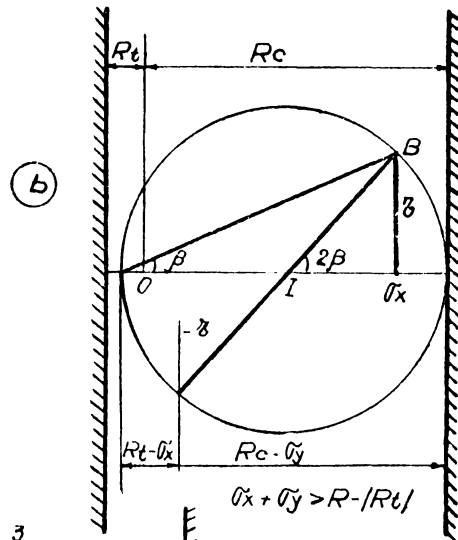
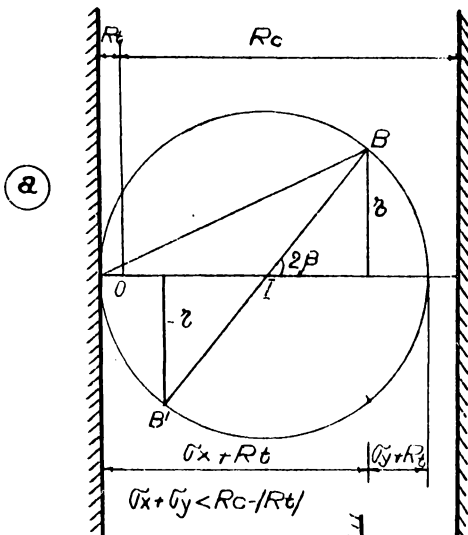
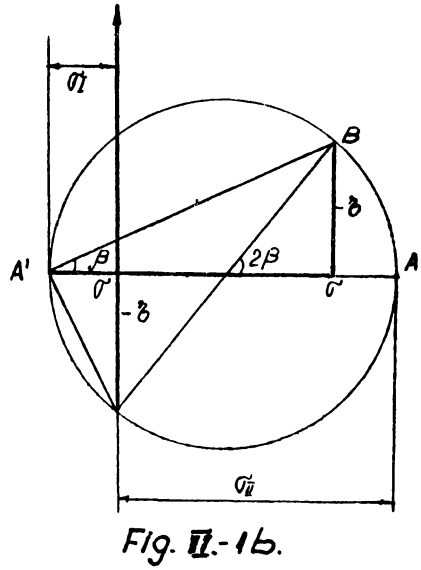
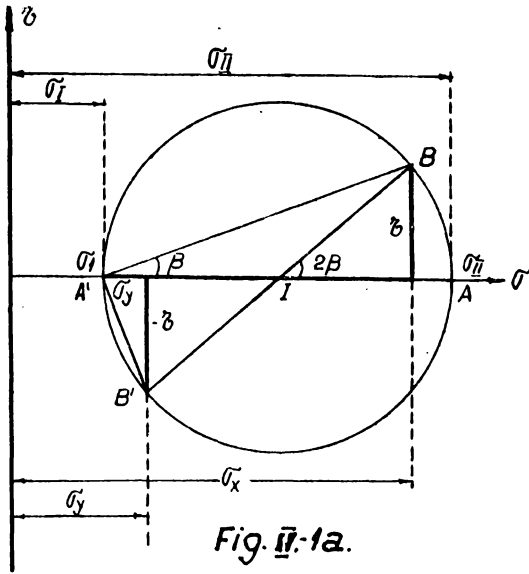


Fig. II-3a, b, c.

$$|\tilde{\sigma}_y| \leq R_t \dots \dots \dots (II.8 a)$$

$$\tilde{\sigma}_x < R_c \dots \dots \dots (II.8 b)$$

Condiția II.8 a, se poate scrie

$$\frac{\tilde{\sigma}_x + \tilde{\sigma}_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{\tilde{\sigma}_x - \tilde{\sigma}_y}{2}\right)^2 + \zeta^2} = R_t$$

de unde:

$$\zeta^2 = (\tilde{\sigma}_x + R_t)(\tilde{\sigma}_y + R_t) \dots \dots \dots (II.9)$$

Condiția II.8 b, se poate scrie

$$\frac{\tilde{\sigma}_x + \tilde{\sigma}_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\tilde{\sigma}_x - \tilde{\sigma}_y}{2}\right)^2 + \zeta^2} = R_c$$

de unde:

$$\zeta^2 = (R_c - \tilde{\sigma}_x)(R_c - \tilde{\sigma}_y) \dots \dots \dots (II.10)$$

Condiția II.9 va fi determinantă, adică riscul posibil este al fisurării inimii atunci când

$$(\tilde{\sigma}_x + R_t)(\tilde{\sigma}_y + R_t) < (R_c - \tilde{\sigma}_x)(R_c - \tilde{\sigma}_y)$$

sau

$$\tilde{\sigma}_x + \tilde{\sigma}_y < R_c - R_t \dots \dots \dots (II.11)$$

Condiția II.10 va fi determinantă, adică există riscul unei ruperi prin compresiune atunci când

$$\tilde{\sigma}_x + \tilde{\sigma}_y > R_c - R_t \dots \dots \dots (II.12)$$

ceea ce în mod normal este imposibil de realizat când  $\tilde{\sigma}_y = 0$ . Condițiile II.9 și II.10 sînt ușor de obținut și din cercul lui Mohr (fig.II.3 ab). Atunci când:

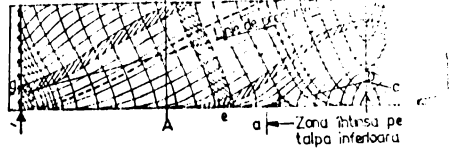
$$\tilde{\sigma}_x + \tilde{\sigma}_y = R_c - R_t \dots \dots \dots (II.13)$$

există în același timp riscul de rupere prin fisurare și rupere prin compresiune; cercul lui Mohr fiind cercul 3 de diametru  $R_c R_t$  fig.II.3.c. Așadar, conform acestei teorii /18/ cercurile lui Mohr posibile, satisfăcînd condițiile de securitate, aparțin la două familii de cercuri situate în interiorul cercului 3: cele corespunzătoare

riscului de rupere prin fisurare tangente la aceasta în  $R_t$ , cele corespunzînd riscului de rupere prin compresiune tangente la același cerc în  $R_c$ .

Unele experimentări /18/, au arătat totuși că rupe-  
le nu se produc în realitate după direcțiile principale. La încercarea unor cilindri din beton supuși la un efort axial și o presiune laterală uniformă, ruperea s-a produs prin compresiune, oblic față de direcția principală de compresiune, după un plan inclinat cu aproximativ  $22^\circ$  față de această direcție fig.II.4. Rezultă că în cercul lui Mohr corespunzînd unei rupei prin compresiune, fața de rupere este reprezentată printr-un punct D.

Admițînd deci că rupele prin fisurare se produc perpendicular pe direcția principală de întindere și că rupele prin compresiune se produc după direcții făcînd un unghi constant  $\varphi$  cu direcția principală de compresiune /40/, ansamblul cercurilor Mohr posibile, fiecare fiind definit prin valorile  $\sigma_{b1}$  și  $\sigma_{b2}$  depînd de un singur parametru și admit o înfășurătoare (fig.II.5). Ruperea se produce atunci cînd, mărînd efortul  $\sigma_{b2}$  și deci diametrul, cercul devine tangent la înfășurătoare și suprafața de rupere va fi reprezentată în acest cerc prin punctul de contact cu înfășurătoarea. Atunci cînd contactul D se produce în zona pozitivă a planului ruperea este prin compresiune sau mai exact prin forfecare cu compresiune (în terminologia americană „shear-compression”), forțele de ruptură făcînd unghiul  $\pm \varphi$  cu direcția principală de compresiune. Cazul limită inferior de rupere prin compresiune corespunde unei poziții  $I_0$  a centrului cercului Mohr. Pentru pozițiile centrului I, care se găsesc la stînga de  $I_0$ , rupele se vor produce prin întindere și pentru că s-a admis că aceste rupele se produc perpendicular pe direcția principală de întindere, cercurile lui Mohr din această familie trebuie să treacă prin punctul  $R_t$ . Înfășurătoarea din zona negativă este deci redusă la acest punct, dar se poate considera că ea este constituită printr-un arc de cerc  $D_0 R_t D'_0$  în zona negativă și cele două tangente  $D_0 D_1$  și  $D'_0 D'_1$  în zona pozitivă și are ca



LINI IZOSTATICE INTR-O GRINDA IN I

Fig II-2

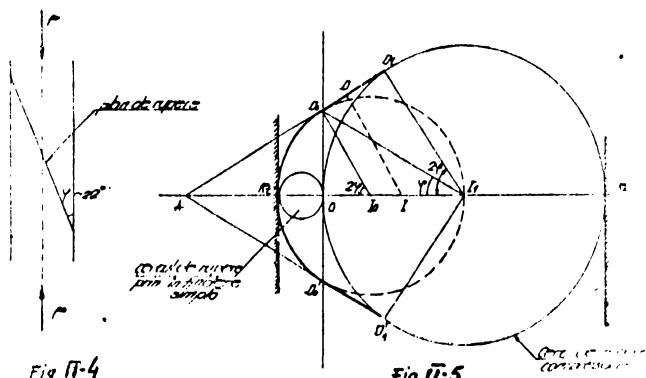


Fig II-4

Fig II-5

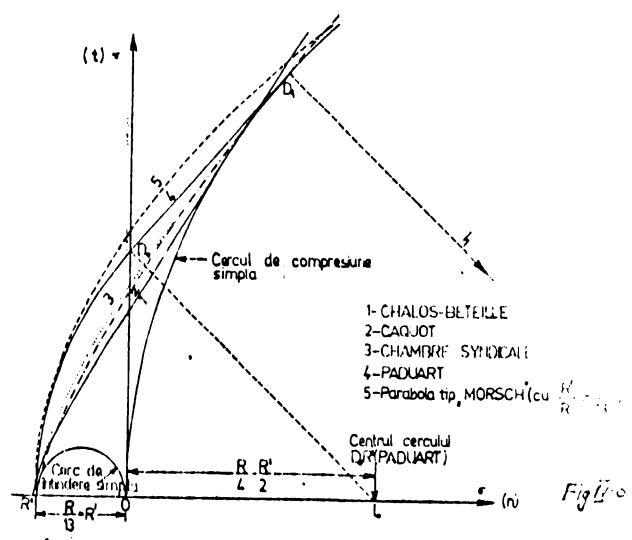


Fig II-6

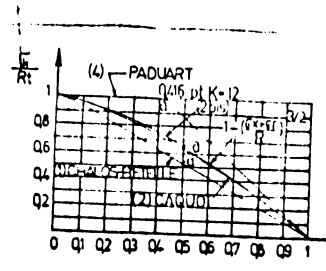


Fig II-7

diametru valoarea  $R_t + R_c/2$ . In acest fel se poate defini curba intrinsecă de rezistență la rupere și care reprezintă înfășurătoarea, pentru un raport  $R_c/R_t$  dat, a cercurilor lui Mohr de rupere. Dar, curba intrinsecă trasată, fig.II.5, a rezultat pe baza unor ipoteze; unghiul  $\varphi$  constant al planului de ruptură cu direcția principală de compresiune și de asemenea ipoteza că fisurarea se produce perpendicular pe direcția principală de întindere.

Incercările făcute /41/ pe cilindri din beton supuși la un efort longitudinal de compresiune și la o presiune laterală /41/, /18/ au permis să se precizeze forma curbelor intrinsece și care au fost deduse trasînd înfășurătoarea cercurilor Mohr de rupere caracterizate de valorile eforturilor principale măsurate. Curbele obținute au forme analoge cu cea din fig.II.5, dar cu o rază de curbură sensibil mai scăzută la vîrf; aceste curbe intrinsece, în vecinătatea originii, sînt greu de definit și au fost propuse diverse expresii analitice pentru a le reprezenta. In fig.II.6 sînt prezentate după /18/ o serie de curbe intrinsece trasate după diverși cercetători pentru un raport  $R_t/R_c = 1/13$ . Deoarece apariția fisurilor înclinate se datorește eforturilor unitare principale de întindere (admițînd totuși și influența stării biaxiale de tensiuni), s-a căutat a se determina corelația dintre eforturile unitare principale și rezistența la întindere a betonului, definind niște valori limită determinate prin condiții de contact ale cercului Mohr cu curba intrinsecă. De exemplu, plecînd de la curba intrinsecă definită de Paduart, fig.II.6, se pot determina notîndu-se  $R_c/R_t = K$ , valorile limită /18/

$$|\tilde{\sigma}_1| < R_t \dots (II.14) \quad , \quad \tilde{\sigma}_2 < \frac{2}{K} (R_c - \tilde{\sigma}_2) \quad (II.15)$$

Condiția (II.15) este determinată, adică există un risc de rupere prin compresiune atunci cînd centrul cercului Mohr este la dreapta lui  $I_0$ , fig.II.6. Pe aceeași figură, (fig.II.6), este reprezentată și curba intrinsecă definită de Caquot a cărui expresie analitică este:

$$\tilde{\sigma}_1 = R_t \left[ 1 - \left( \frac{\tilde{\sigma}_x + \tilde{\sigma}_y}{R_c} \right)^{3/2} \right] \dots \dots (II.16)$$

Curba intrinsecă a lui Caquot arată că riscul va fi un risc de fisurare cînd  $\sqrt{\sigma_x + \sigma_y} < 0,5 R_c$  și un risc de rupere prin compresiune cînd:  $\sqrt{\sigma_x + \sigma_y} > 0,5 R_c$

Totuși, analiza eforturilor unitare în secțiuni înclinate și limitarea eforturilor unitare principale  $\sigma_{b1}$  trebuie să fie determinată de modul cum este conceput calculul la fisurare.

## II.2. Starea limită de fisurare

Se știe că funcție de condițiile de exploatare și de caracteristicile armăturii tensionate, în /12/,/75/, se definesc trei categorii de fisurabilitate. Incadrarea în cele trei categorii este condiționată de gradul de asigurare considerat necesar față de efectele defavorabile ale fisurării, prin stabilirea unor condiții de verificare mai mult sau mai puțin severe. Astfel:

- În categoria I se includ elemente la care nu se admit fisuri sub încărcările de calcul.

- În categoria a II-a, elemente la care se admit fisuri normale și înclinate cu deschidere limitată, pe un interval de timp scurt, cu condiția închiderii lor sigure sub încărcări de lungă durată.

- În categoria a III-a, elemente la care se admit fisuri cu deschideri limitate sub încărcări normale.

Elementele de beton precomprimat se cuprind în toate cele trei categorii și în norme /12/,/29/, se dau detaliat condițiile de verificare în funcție de categoriile de fisurabilitate precum și încărcările pentru care se face calculul la apariția fisurilor în categoria I, calculul la închiderea fisurilor în categoria II și calculul la deschiderea fisurilor în categoriile II și III.

Cît privește elementele din categoria I, se acceptă în general concepția evitării apariției fisurilor, respectiv o posibilitate foarte redusă de apariție a, lor. Dacă se consideră că fisurile datorate unor cauze ca: tensiuni inițiale din contracție și variații de temperatură, unor solicitări accidentale sau caracterului aleator al betonului, nu pot fi total evitate, atunci se pare că numai verificarea la închiderea fisurilor sub încărcări de exploatare în



categoria I, fără un calcul la apariția fisurilor normale și înclinate, așa cum se prevede în /34/, /12/, nu este suficientă.

Așa cum se arată detaliat în /36/ și /42/ apariția fisurilor înclinate se datorește eforturilor unitare principale de întindere produse în principal de forța tăietoare și sînt influențate de acțiunea momentului încovoietor. La majoritatea elementelor din beton precomprimat, sub încărcare, apar eforturi unitare principale de întindere; la elementele cu armătura preîntinsă aceste eforturi nu pot fi evitate decît fie prin utilizarea unor etrieri pretensionați (soluție ce ridică dificultăți tehnologice de realizate), sau prin deflecția armăturii tensionate /44/. În plus, la elementele cu armătura preîntinsă, apariția și dezvoltarea fisurilor înclinate influențează și comportarea în timp (favorizînd coroziunea armăturii) datorită faptului că odată apărute nu se mai închid complet, chiar după reducerea completă a încărcării exterioare, în ciuda existenței forței de precomprimare, care în cazul armăturii tensionate rectilinii nu acționează pe o direcție perpendiculară pe direcția fisurilor înclinate.

În ceea ce privește fisurarea grinzilor din beton armat la forțe tăietoare încă din 1966, Bechmann și Thürlimann /49/ și ultelor Leonhardt în /48/ au arătat că grinda poate fi împărțită în zone distincte, fiecărei zone fiindu-i specific un mod de fisurare și un mecanism de rezistență. Astfel, se disting următoarele zone (fig.II.8):

- Zona A, situată în imediata vecinătate a reazemului se caracterizează prin aceea că pînă la ruperea grinzii, în cele mai multe cazuri nu apar nici un fel de fisuri. Mărimea acestei zone este apreciată în /48/ ca fiind egală cu înălțimea grinzii.

- Zona B, în care fisurile, datorate în principal forței tăietoare importante, iau naștere în inima grinzii, fiind produse de eforturile  $\sigma_{b1}$  și se dezvoltă ulterior spre cele două tălpi ale grinzii. Mărimea eforturilor  $\sigma_{b1}$ , comparativ cu rezistența la întindere  $R_t$ , înclinarea lor față de axa grinzii și modurile de rupere posibile ale grinzilor sînt în acest caz tot atîtea probleme dificile ce caracterizează zona "B".

- Zona C în care fisurile înclinate se dezvoltă din fisuri normale, în regiunile în care momentele încovoietoare sînt importante. Aceste fisuri de "încovoiere-forfecare" sînt mai puțin înclinate față de axa grinzii ( $40^{\circ}$ -  $70^{\circ}$ ) și modul de cedare al grinzii este în general de tipul "încovoiere-forfecare" prin distrugerea betonului din zona comprimată ca urmare a reducerii înălțimii zonei comprimate prin dezvoltarea fisurilor înclinate, ruperea fiind influențată și de armarea transversală.

- Zona D în care momentele încovoietoare sînt importante, forțele tăietoare neglijabile, astfel că fisurile sînt normale pe axa grinzii. Dacă pentru grinzi din beton armat cu secțiunea dreptunghiulară asemenea fisuri apar atunci cînd  $M/Qh > 7$ , pentru secțiuni T și dublu T nu sînt încă stabilite criteriile pentru delimitarea acestei zone.

În cazul grinzilor precomprimate cu armătură pretensionată dezvoltarea fisurilor înclinate (apărute inițial în inima grinzilor), spre reazeme, conduce la apariția în armăturile pretensionate a unor eforturi de întindere mari care pot determina smulgerea acestor armături din beton și deci cedarea grinzii la solicitări sensibil mai mici decît cele corespunzătoare cedării la încovoiere. Dezvoltarea fisurilor înclinate spre punctele de cedare ale grinzii, de la talpa superioară, deduce zona comprimată a betonului și cedarea poate avea loc, de asemenea, la solicitări mai mici decît cele corespunzătoare cedării la moment încovoietor deoarece în multe cazuri fisurile înclinate se dezvoltă mult mai rapid decît cele normale.

#### II.2.1. Apariția fisurilor înclinate.

În cele ce urmează vor fi analizate aspectele care se referă la fisurile specifice zonei B (cele ce se formează la început în inimă) menționînd că problema fisurilor înclinate formate dintr-o fisură normală, specifice zonei C pare a fi rezolvată existînd unele propuneri de calcul /26/.

Apariția fisurilor înclinate în zona "B" se datorește eforturilor  $\sigma_{b1}$  produse de forța tăietoare și influențate de acțiunea momentului încovoietor, dar în această

ZONE CORESPUNZĂTOARE DIFERITELOR MODURI  
DE COMPORTARE

Fig 8-8

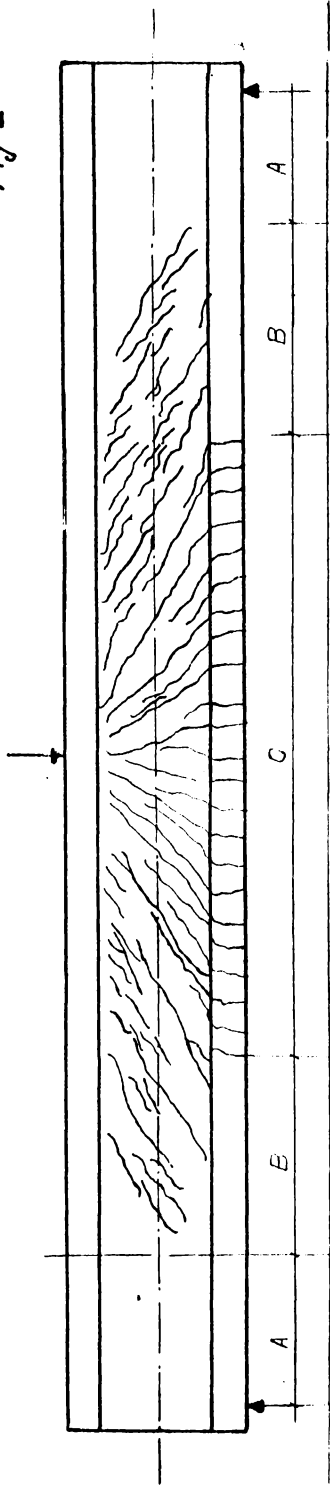
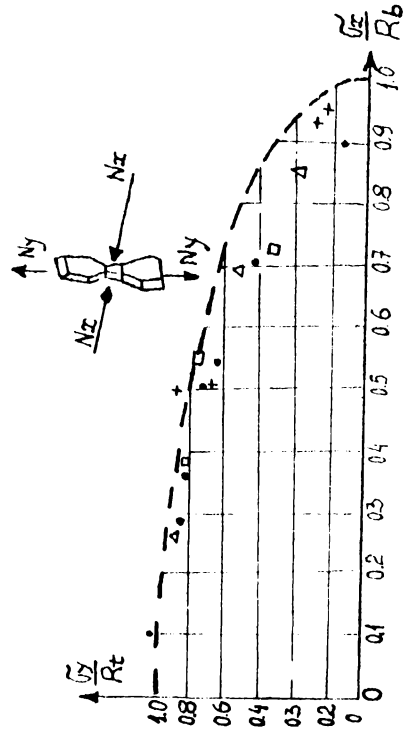


Fig 8-9



1.  $\frac{\sigma_x^2}{R_b^2} + \frac{\sigma_y^2}{R_t^2} = 1.$

2.  $\sigma_y = \frac{R_b}{\sqrt{R_b^2 + \frac{1}{225} R_t^2}} R_t \approx R_t$

Variatia rezistentei la intindere functie de compresiunea transversala.

zonă apare de fapt o stare biaxială de eforturi în inima grinzii, dacă se are în vedere existența eforturilor  $\bar{\sigma}_{b1}$  și  $\bar{\sigma}_{b2}$  respectiv eforturile unitare de compresiune longitudina-lă  $\bar{\sigma}_{bx}$  din precomprimare și efortul tangențial  $\tau$ . Rezistența de rupere a betonului solicitat de o stare biaxială de efor-turi a format obiectul a numeroase studii teoretice și expe-riimentale /50/, /40/, /18/. S-au propus astfel diferite crite-rii de rupere bazate de exemplu, pe teoria efortului unitar maxim, pe generalizarea lui Mohr a teoriei frecării interne a lui Coulomb, pe teoria deformației relative maxime sau pe teoria energetică. În general, verificările experimentale ale diverselor teorii au fost făcute pe cilindri sau pe pris-me solicitate de o forță axială și de o presiune laterală. Rezultatele obținute la aceste experimentări au pus în evi-dență limitări mai mult sau mai puțin severe ale aplicabili-tății acestor teorii. Astfel, în lucrarea /51/ s-a analizat pe baza rezultatelor experimentale (efectuate pe probe mi-ci) dacă rezistența betonului la întindere  $R_t$  scade datorită stării biaxiale de eforturi  $\bar{\sigma}_{b1}$ ,  $\bar{\sigma}_{b2}$ . Așa cum rezultă și din fig.II.9, 4-ar părea că rezistența la întindere  $R_t$  sca-de pe măsură ce crește compresiunea transversală, rezultate-le experimentale situându-se pe o elipsă. Totuși, în axa neutră a unui element încovățiat, unde  $\bar{\sigma}_{b2} = -\bar{\sigma}_{b1} = \tau_{max}$  și unde se produc fisurile înclinate în zona B, considerînd o valoare a raportului  $R_c/R_t=15$ , se obține relația 2 din fig.II.9 și care arată că rezistența la fisurare a unei ast-fel de grinzi, în axa neutră, este egală cu  $R_t$ . Dar, este încă discutabil însăși faptul că rezultatele unor astfel de experimentări pe probe mici (cilindri și prisme), sînt aplicabile în condițiile de solicitare dintr-o grindă. Acesta este și unul din motivele pentru care se consideră preferabil a se recurge la experimentări directe pe grinzi pentru a se analiza siguranța privind fisurarea în secțiu-ni înclinate.

În figurile II.10 și II.11 se prezintă după /18/ rezultatele unor astfel de experimentări, la care s-au adă-ugat și valorile prezentei cercetări, luîndu-se în abscisă  $\bar{\sigma}_{bx}/R_{bcil}$  (fig.II.10) respectiv  $\bar{\sigma}_{bx}/R_{bcub}$  (în fig.II.11),

iar în ordonată valorile  $\tilde{\sigma}_1/R_{bcil}$  (în fig.II.10), respectiv  $\tilde{\sigma}_1/R_t$  fig.II.11.

Analiza acestor rezultate permite să se aprecieze că există, în general, o mare împrăștiere a valorilor raportului  $\tilde{\sigma}_1/R_{bcil}$  pentru aceeași valoare  $\tilde{\sigma}_x/R_{bcil}$  și de asemenea că, pentru valori  $\tilde{\sigma}_x/R_{cub}=0,08 - 0,17$  (specifice prezentei cercetării) efortul  $\tilde{\sigma}_1$  variază între 0,6 și 1,15  $R_t$  fără a rezulta însă vreoa lege de variație funcție de intensitatea precomprimării.

În fig.II.12 a,b,c, se prezintă pentru grinzele experimentale /52/, /36/ valorile lui  $\tilde{\sigma}_1$  funcție de  $\tilde{\sigma}_2$  (fig.II.12 a) ale raportului  $\tilde{\sigma}_1/R_t$  funcție de  $\tilde{\sigma}_2$  (fig.II.12 b) și ale raportului  $\tilde{\sigma}_1/R_t$  funcție de raportul  $\tilde{\sigma}_2/R_0$ . Analiza acestor rapoarte nu arată clar o influență a variației gradului de precomprimare sau a lui  $\tilde{\sigma}_2$  asupra efortului  $\tilde{\sigma}_1$  sau asupra raportului  $\tilde{\sigma}_1/R_t$ , remarcându-se totuși la grinzele mari valori superioare ale lui  $\tilde{\sigma}_1$  și  $\tilde{\sigma}_1/R_t$  pentru aceleași valori ale lui  $\tilde{\sigma}_2$  sau  $\tilde{\sigma}_2/R_0$  și de asemenea o tendință de creștere a lui  $\tilde{\sigma}_1$  și  $\tilde{\sigma}_1/R_t$  odată cu creșterea lui  $\tilde{\sigma}_2$  sau  $\tilde{\sigma}_2/R_0$ . Aceasta ne determină să apreciem că exprimarea condiției de siguranță la apariția fisurilor înclinate ar putea fi definită prin limitarea efortului unitar principal de întindere  $\tilde{\sigma}_1$  funcție însă și de o serie de parametri care influențează fisurarea în secțiuni înclinate, cum ar fi:

- Intensitatea precomprimării, respectiv mărimea și distribuția eforturilor din precomprimare care influențează sensibil nivelul solicitării corespunzătoare apariției fisurilor înclinate.

- Schema de încărcare constituie de asemenea un element esențial în determinarea stării de eforturi din zona cu forțe tăietoare importante. Pentru definirea acestui factor se utilizează raportul  $M/Qh$  ceea ce în cazul încărcării cu două forțe concentrate rezultă  $a/h$  factor denumit "deschiderea de forfecare".

- Armarea transversală care prin procentul de armare  $f_t$  și prin distribuție influențează mai ales deschiderea

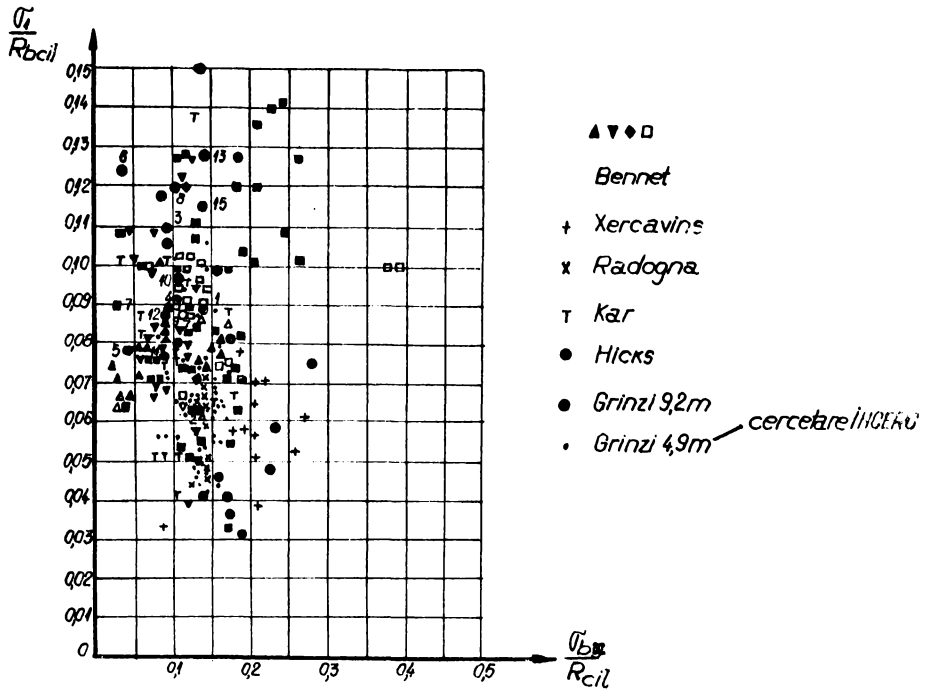


Fig. 10.

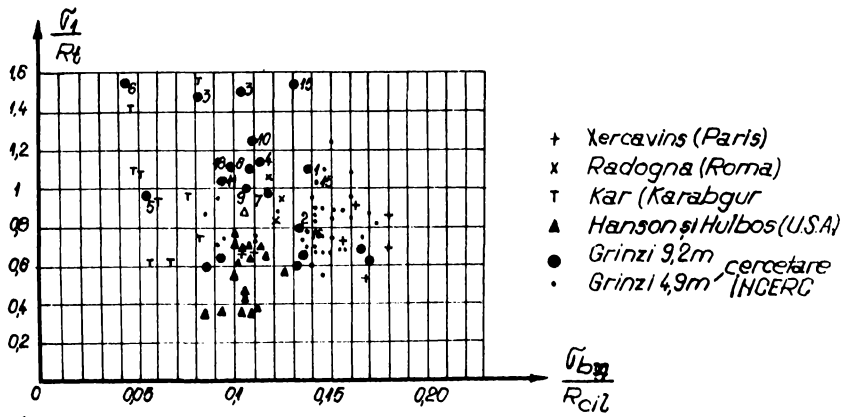


Fig. 11.

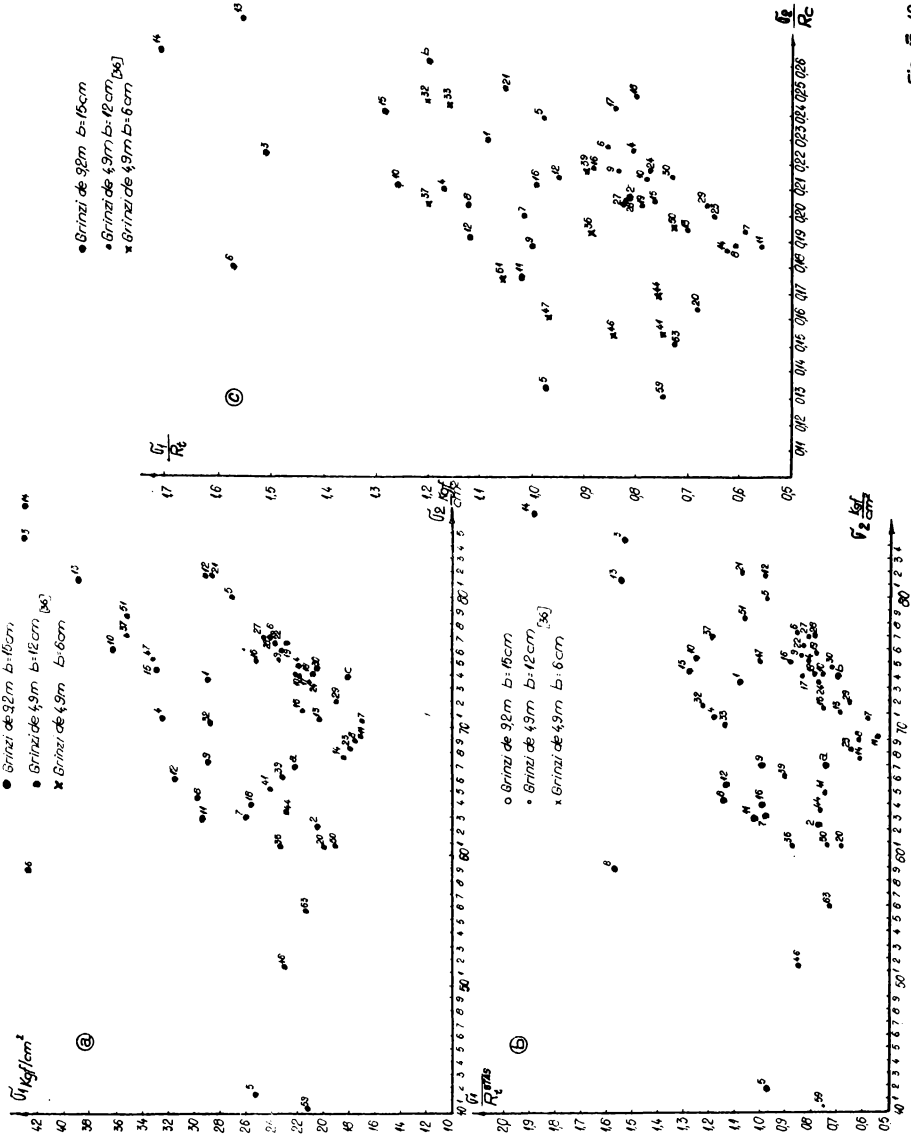


Fig. 12.

INSTITUTUL POLITEHNIC  
TIMISOARA  
BIROUL CENTRAL

fisurilor înclinate la apariția lor precum și evoluția lor ulterioară.

- Armătura tensionată longitudinală care influențează asupra fisurării în secțiuni înclinate în special atunci când apar fenomene de smulgere a ei din beton.

- Rezistența la întindere a betonului determină în mod esențial nivelul solicitării la care apar fisurile înclinate.

În noul normativ românesc, STAS 10.107/0-75 se preconizează calculul în ipoteza că fisurile înclinate apar la nivelul centrului de greutate al secțiunii elementului, prin limitarea eforturilor unitare principale de întindere  $\sigma_{b1}$ . Se consideră că acest mod de abordare a problemei nu este în concordanță cu fenomenul și, se propune pentru calculul elementelor de beton precomprimat un calcul la apariția fisurilor înclinate care să se facă prin limitarea eforturilor unitare principale de întindere, determinate în stadiul elastic, ținând seama pe cât posibil de influența factorilor menționați mai sus.

### II.2.2. Deschiderea fisurilor înclinate

Așa cum se arată în /16/, majoritatea prescripțiilor și recomandărilor din diferite țări, pentru calculul elementelor din beton armat și beton precomprimat, nu cuprind prevederi pentru o verificare directă prin calcul a deschiderii fisurilor înclinate. Aceasta nu conduce de regulă la comportări nesatisfăcătoare, atât datorită caracterului calculului la forțe tăietoare pe baza unor metode de calcul cum ar fi schema grinzii cu zăbrele utilizată în multe prescripții naționale, cât și datorită faptului că toate normele cuprind multe prevederi constructive de alcătuire care conduc la o prevenire a deschiderii exagerate a fisurilor înclinate. Adoptarea unei scheme de calcul a capacității portante în secțiuni înclinate așa cum este în metoda "echilibrului limită" necesită o analiză mai atentă, în proiectare, a regimului de fisurare. De aceea, prescripțiile și recomandările bazate pe această schemă (normele sovietice, proiectul de recomandări CAER etc), prevăd și calculul des-



chiderii fisurilor înclinate. Totuși, schemele utilizate sau propuse pentru un asemenea calcul, de regulă, conduc la valori ce se abat mult în plus sau în minus de la valorile experimentale. Aceste abateri pot fi puse pe seama numărului redus de parametri care pot fi incluși într-o relație de calcul (pentru ca aceasta să fie cât mai simplă) față de numărul mare de parametri (peste 20) care influențează comportarea la forțe tăietoare.

În proiectul RS 119/74 cu privire la calculul deschiderii fisurilor înclinate este dată relația

$$a_f = C_g K (h_0 + 30 d \max) \cdot \frac{\sqrt{\tau}}{\mu_t} \cdot \frac{t^2}{E_a} \dots \dots (II.17)$$

care ține seama de influența unor factori cum ar fi durata de acțiune a încărcării, forța de precomprimare longitudinală, procentele de armare longitudinală și transversală etc. De asemenea, în proiectul de standard ST 119-74 se permite o lățime limită a deschiderii fisurilor sub încărcări de exploatare cu condiția închiderii lor sigure sub încărcări permanente și temporare de lungă durată.

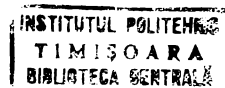
Se consideră totuși, /52/ că un calcul la deschiderea fisurilor înclinate nu poate fi încă acceptat la elementele precomprimate cu armătură preîntinsă deoarece datorită numărului redus de fisuri ce apar pînă la ruperea elementului (două-patru fisuri), deschiderea lor este mare încă de la apariție.

### II.3. Capacitatea portantă

Se știe că pierderea capacității portante a unei grinzi din beton armat sau beton precomprimat în zona acționată numai de moment încovoietor se poate produce, în funcție de cantitatea și calitatea armăturii longitudinale, prin atingerea limitei de rezistență la întindere în armătură, sau prin atingerea limitei de rezistență la compresiune prin încovoiere în beton și aceasta într-o secțiune în care s-a dezvoltat în prealabil puternic una din fisurile normale pe axa elementului. Simplitatea acestui fenomen a permis elaborarea unui model de calcul și deși au fost mult discutate unele aspecte, ca de exemplu, diagrama de repar-

tiție a eforturilor în beton în zona comprimată, s-au elaborat relații de calcul a capacității portante care au condus la o bună concordanță cu rezultatele experimentale.

Determinarea capacității portante a grinzilor din beton precomprimat acționate de forțe tăietoare importante este dificilă deoarece fenomenul de cedare la forțe tăietoare /80/, /59/ este complex. Cedările prin forțe tăietoare au un caracter brusc, fără avertizare, ceea ce face ca în proiectare să se pună problema asigurării unui grad de siguranță sporit pentru aceste elemente. La baza concepției de proiectare stă principiul alcătuirii elementelor încovoiate astfel încât capacitatea minimă portantă să fie atinsă mai întâi în zona de moment încovoietor constant. Teoretic, așa este, dar posibilitatea aplicării în practică este condiționată de posibilitatea aprecierii cu o cât mai bună aproximație a capacității portante efective în zonele cu forțe tăietoare importante. Capacitatea portantă în secțiunile unde acționează concomitent forțe tăietoare și momente încovoietoare este dependentă de un număr mare de parametri a căror variație aleatorie conferă și capacității portante un caracter pronunțat aleatoriu. Fenomenul de rupere prin forțe tăietoare are un caracter complex atît ca urmare a numărului mare de parametri care îl influențează, cît mai ales, urmare a nivelului ridicat la care apar fisurile încuinete și a modului rapid de dezvoltare a acestor fisuri. Această complexitate a condus la o diversificare a modalităților preconizate pentru calculul capacității portante a grinzilor, iar determinarea valorii minime cu o anumită probabilitate necesită un număr mare de rezultate experimentale. Toate relațiile de calcul au un caracter semiempiric sau chiar convențional, relațiile încercînd să exprime cît mai bine corelația dintre capacitatea portantă efectivă și o parte din factorii care o influențează. Deși s-au stabilit relații de calcul, totuși s-au adoptat uneori măsuri exagerate de siguranță, în vădită contradicție cu tendințele generale de economie care sînt foarte importante în cazul elementelor precomprimate prefabricate de mare serie.



Factorii cei mai importanți a căror influență asupra capacității portante este esențială și care au fost analizați în cursul cercetării prezentate, sînt: deschiderea de forfecare ( $M/Qh$ ), armarea transversală ( $\mu_t$ ), modul de dezvoltare al fisurilor înclinate și respectiv gradul de ancorare al armăturii tensionate; gradul de precomprimare longitudinală.

Fiecare din acești factori influențează capacitatea portantă la forțe tăietoare, dar includerea influenței fiecăruia din ei în relațiile de calcul este dificilă deoarece s-ar obține prin proiectare relații de calcul greu de utilizat.

În metoda de calcul în secțiuni înclinate menținută și în noul STAS 10107/0-75, aprecierea capacității portante la forțe tăietoare se face prin însumarea în secțiunea cu fisură înclinată critică a capacității portante a betonului din zona comprimată și a capacității portante a armăturii transversale din inima grinzii.

$$Q_Q = Q_b + Q_{\text{arm.transv.}} \dots \dots \dots (\text{II.18})$$

În ceea ce privește forța tăietoare  $Q_b$  preluată de betonul precomprimat de la vârful fisurii înclinate, în diferite prescripții de calcul, se dau diferite relații mai mult sau mai puțin justificate teoretic și care țin seama de o serie de parametri de bază. Astfel:

- În STAS 8000/67,  $Q_b$  se calcula cu o relație stabilită de Borişanski /60/, /61/ pe baza rezultatelor experimentale.

$$Q_b = \frac{0,15 b h_0^2 R_1}{s_i} \dots \dots \dots (\text{II.19})$$

Dependența liniară a lui  $Q_b$  funcție de  $R_1$  este totuși discutabilă dacă se are în vedere starea biaxială de eforturi la care este solicitat betonul comprimat din zona nefisurată.

- În unele prescripții de calcul (SNIP II/1962), ca de altfel și în STAS 8000/73, STAS 10107/75 și RS 119/74 s-a adoptat pentru forța tăietoare preluată de beton, relația:

$$Q_b = \frac{K b h_o^2 R_t}{s_i} \dots \dots \dots (II.20)$$

care introduce rezistența la întindere a betonului  $R_t$ , considerată mai apropiată de fenomenul de forfecare decît rezistența la compresiune, coeficientul  $K$  avînd valoarea 2 la elementele de beton precomprimat.

- În urma cercetărilor efectuate la INCERC București și I.C.București /62/ s-a propus, pentru elementele din beton precomprimat, relația:

$$Q_b = \frac{0.8 b h_o^2 R_t}{s_i} \sqrt{\rho + \rho_t \frac{R_{ap}}{3400}} \cdot \left(1 + \frac{Q h_o}{M}\right) \dots \dots (II.21)$$

- Pe baza cercetărilor efectuate de autor, pe grinzi din beton precomprimat, cu și fără armătură transversală, se propune pentru  $Q_b$  relația:

$$Q_b = \left( K \frac{Q h_o}{M} + \frac{Not}{A_p R_p + A_a R_a} \right) \cdot b \cdot h \cdot R_t \dots \dots (II.21)$$

care ține seama de principalii factori care influențează  $Q_b$  și anume, rezistența la întindere  $R_t$ , gradul de precomprimare (prin factorul  $Not/(A_p R_p + A_a R_a)$ ), suprapunerea efectelor momentului încovoietor și forței tăietoare prin  $Q h_o/M$ , deschiderea de forfecare  $a/h$  prin coeficientul  $K$ . Se propun pentru  $K$  valorile  $K=1$  pentru  $a/h > 15$  și  $K=1,5$  pentru  $a/h \leq 1,5$ . Valoarea forței tăietoare preluate de armătura transversală (în cazul prezentei cercetării numai de etrieri) - se determină cu relația

$$Q_e = \sum A_{ae} \cdot \sigma_{at} \cdot R_{at} \dots \dots \dots (II.22)$$

Tinînd cont că prin creșterea încărcării, fisurile înclinate apărute mai întîi în inimă, se dezvoltă rapid și spre reazeme, se poate produce smulgerea armăturii tensionate (mai ales atunci cînd grinda depășește reazemul cu o lungime redusă, 10-15 cm), care antrenează după sine ruperea la moment încovoietor în secțiuni înclinate. Apare deci ca obligatoriu și verificarea la moment încovoietor în secțiuni înclinate care se face conform STAS 10107/75 și RS 119/74, pentru elemente precomprimate, cu relația:

$$M_i \leq 0.85 (A_p \cdot \sigma_{pla} \cdot \xi + \sum A_{ae} R_{at} \cdot \xi_e \dots \dots \dots) \text{ (II.24)}$$

Determinarea cît mai exactă a efortului unitar din armătura pretensionată  $\sigma_{pla}$  considerat în punctul în care fisura înclinată întretaie axa armăturii pretensionate, constituie o problemă dificilă și pe parcursul cercetării /37/, s-au avut în vedere trei relații distincte pentru  $\sigma_{pla}$ .

- Relația elaborată de A.Holmberg /63/ și utilizată în /59/

$$\sigma_{pla} = \alpha \left[ \frac{\sigma_{pot}}{0.85 f_t} + \frac{10^4}{240 d} \right] - 0.25 \sigma_{pot} \dots \dots \dots \text{ (II.25)}$$

în care:

$$f_t = 1.25 K_t \cdot d \dots \dots \dots \text{ (II.26)}$$

- Relația din STAS 8000/1-73

$$\sigma_{pla} = \sigma_{pot} + K_a \frac{l_x}{d} \dots \dots \dots \text{ (II.27)}$$

- Relația din STAS 10107/75

$$\sigma_{pla} = R_p \frac{l_x}{l_a} \dots \dots \dots \text{ (II.28)}$$

în care:

$$l_a = K_a \cdot d \dots \dots \dots \text{ (II.29)}$$

Se menționează că determinarea lungimii de ancorare " $l_a$ " nu trebuie confundată cu aceea a lungimii de transfer " $l_t$ "; la determinarea lui " $l_a$ " și a efortului  $\sigma_{pla}$  intervin și alți parametri cum ar fi rezistența betonului în momentul respectiv și mărimea efortului efectiv din armătura pretensionată.

### II.3.1. Moduri de rupere

Ruperile prin forțe tăietoare corespund în general mai multor mecanisme distincte, necunoscute încă și fiecare din ele de multe ori implică numai o parte determinantă (unde își are loc originea ruperii) din secțiunea transversală a grinzii. Deși s-au elaborat diferite metode de calcul dintre care cele mai importante sînt cele care se referă la analogia cu grinzi cu zăbrele și respectiv metoda secțiunilor înclinate, totuși rezervele de rezistență și aspectul economic rămîn încă greu de controlat și stăpînit.

Chiar dacă ruperea are un caracter complicat, mai ales atunci cînd cedarea are loc în betonul comprimat de la

virful fisurii înclinate, datorită stării complexe de eforturi totuși se pot sistematiza câteva moduri distincte de rupere, chiar dacă ele sînt privite simplist.

a) Ruperi prin forfecare, notate "F" - apar la grinzi solicitate la forțe tăietoare cu rapoarte  $a/h < 1,5$  și constau din "forfecarea" betonului într-o secțiune înclinată, între forță și reazem prin dezvoltarea unei fisuri înclinate. Pentru tipul de grindă analizat (dublu T) fisurile înclinate apar la un nivel al încărcărilor reprezentînd 55-70% din cele de rupere spre deosebire de betonul armat la care nivelul este de 80-90%. Aceasta arată că în cazul betonului precomprimat după apariția primei fisuri înclinate, grinzile pot prelua în continuare încărcări fără a se produce ruperea. Ruperea are un caracter brusc, influența armării transversale nu este sensibilă, iar deformațiile grinzii sînt foarte reduse. Numărul de fisuri înclinate care apar pînă la rupere, în inima grinzii, este redus (două-trei fisuri); numărul și dezvoltarea lor fiind influențate de armarea transversală și gradul de precomprimare.

b) Ruperi prin forfecare - compresiune - notate  $M_1$  - apar la grinzi la care în general  $1,5 < a/h \leq 3,5$  funcție însă și de armarea transversală și ancorarea armăturii tensionate. Ruperea grinzii se produce prin ajungerea betonului din zona comprimată la rezistență la compresiune din încovoiere urmare a reducerii zonei comprimate prin dezvoltarea către talpa comprimată a uneia din fisurile înclinate formate în inimă sau dintr-o fisură normală. Caracterul ruperii nu este brusc și ruperea este precedată de apariția de noi fisuri înclinate și deschiderea pronunțată a lor. Apariția fisurilor înclinate are loc la un nivel al încărcărilor de 65% - 90% din cele de rupere.

c) Ruperi prin compresiune din încovoiere - notate  $M_n$  sînt acelea care apar sub acțiunea momentului încovoietor în secțiuni normale. Astfel de ruperi caracterizate prin ajungerea betonului din zona comprimată la rezistența la compresiune din încovoiere sînt precedate de o dezvoltare intensivă a fisurilor normale.

d) Ruperi prin strivirea betonului prin compresiune între două fisuri înclinate - notate Z - sînt specifice grin-zilor cu grosimea inimii foarte mică și puternic armate trans-versal. Avînd în vedere îmbunătățirea continuă a tehnologiei de execuție a elementelor de beton și deci tendința firească de a reduce grosimea inimii la valori de 5-6 cm se consideră că asemenea rupeți pot deveni frecvente și periculoase și de-ci trebuie luate în considerație.

Spre deosebire de elementele de beton armat la care definirea unor moduri de rupere este mai accesibilă /67/,/64/ la elementele încovoiate din beton precomprimat datorită in-fluenței unor parametri specifici, definirea unor moduri de rupere este dificilă. In acest caz ruperile sînt mai com-plexe; diferitele tipuri de rupere simpliste descrise ante-rior se întrepătrund, fiind greu de apreciat care din ele este preponderent.

### II.3.2. Grad de avertizare

Cedarea prin forțe tăietoare a elementelor din beton precomprimat încovoiate este complexă și se pot defini dife-rite moduri de rupere care sînt influențate de cei peste 20 de parametri care pot interveni; de aceea, așa cum se arată și în /37/, /36/,/59/ a defini un grad de avertizare este o problemă dificilă deoarece oricare criteriu ar fi ales, el nu poate avea o aplicabilitate generală. Se menționează că, chiar dacă problema siguranței la forțe tăietoare se rezolvă prin diferite relații de calcul se pot întîlni cazuri cînd la unele grinzi gradul de avertizare să nu fie satis-făcător, ceea ce complică și mai mult problema. In cap. V se vor prezenta pe baza rezultatelor experimentale, mai mul-te forme de definire a gradului de avertizare.

## III. PROGRAMUL EXPERIMENTAL

### III.1. Scopul programului experimental

Analiza atentă a unor lucrări de cercetare /82/, /83/,/15/,/17/,/18/,/68-72/ și ținînd cont și de faptul că încercările efectuate pe grinzi mici (cu  $h \leq 35$  cm) nu sînt concludente și pot prezenta o rezistență la forță tăietoa-re mai mare decît în realitate /19/,/20/, a condus la con-

cluzia că întregul program al cercetării trebuie orientat spre experimentarea unor grinzi de mari dimensiuni, cât mai apropiate de mărimea reală și chiar pe grinzi prototipuri pentru producție. Aceleași studii au arătat că secțiunea dublu T, curent utilizată în execuție, este cea mai indicată pentru a pune în evidență formarea fisurilor înclinate la elementele precomprimate. Totuși, pentru a studia anumite aspecte, așa cum se va vedea în cap.V.4 s-au executat și un număr de 8 grinzi cu secțiunea dreptunghiulară 15 x 35 cm.

Programul experimental a fost astfel conceput, încît să dea posibilitatea:

- să se analizeze influența unor parametri asupra fisurării și capacității portante;

- să se verifice în ce măsură actualele prescripții de calcul conduc la rezolvări cu un grad acceptabil de siguranță;

- să ofere suficiente date experimentale pe baza cărora să se poată face - eventual - unele propuneri de îmbunătățire a prescripțiilor de calcul din țara noastră.

În total, au fost experimentate un număr de 27 grinzi din care 16 cu lungimea de 9,2 m, 8 cu lungimea de 3,4 m, 2 cu lungimea de 18 m și una de 12 m.

### III.2. Elemente experimentale

III.2-a. Grinzi de 9,2 m lungime. Sînt grinzi precomprimate cu armătură preîntinsă din toron (TBP9 sau TBPl2), bare groase PC90 și fascicole 12 Ø 7 SBP, avînd înălțimea constantă  $h=100$  cm, cu secțiunea transversală constantă, de formă dublu T simetrică, avînd lățimea tălpilor de 50 cm, grosimea inimii 10 sau 15 cm și înălțimea tălpilor de 20 cm (fig.III-1 și tab.III 1).

Lungimea de 9,2 m a grinzii a fost determinată de posibilitatea efectuării experimentărilor la forțe tăietoare cu valori ale deschiderii de forfecare  $M/Qh$  de pînă la 3,5, rămînînd și o zonă de moment constant de circa 1,5 m. Grinzile au fost încercate, ca grinzi simplu rezemate acționate de două forțe concentrate dispuse simetric și la distanțe "a" (deschiderea de forfecare) variabile față de



reazem (tab.III-1 col.15).

III.2.b. Grinzi experimentale de 3,4 m lungime. Sînt precomprimate cu armătură postîntinsă, fascicule din oțel HM-446-LS avînd și armătură obișnuită netensionată din oțel cu profil periodic B 35; dimensionarea acestor grinzi făcîndu-se astfel încît să se obțină același moment încovoietor de rupe-re prin încovoiere pentru toate cele 8 grinzi. Toate grinzile au fost încercate ca grinzi simplu rezemate acționate de două forțe concentrate dispuse simetric la distanța de 75 cm de reazeme. În tab.III.2 și fig.III.2-a, se prezintă principalele caracteristici ale acestor grinzi.

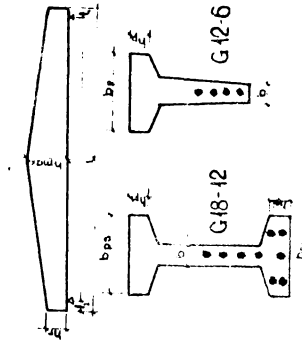
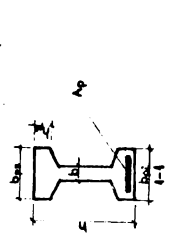
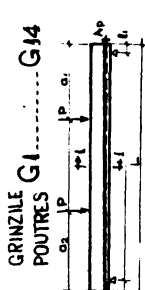
Aceste grinzi au fost experimentate de autor în Belgia în anul 1970 în perioada unui stagiu de specializare /25/.

III.2.c. Grinda G 18-12-7 de 18,0 m, deschidere, (fig.III.3 și tab.III-1), destinată structurilor de rezistență cu pod tehnic pentru hale industriale cu traveia de 12 m a fost experimentată ca element prototip /21/. Înălțimea grinzii este constantă de 2,10 m, grosimea inimii de 12 cm, talpa superioară de 63 cm lățime, iar talpa inferioară de 54 cm lățime. Precomprimarea grinzii este realizată cu armătură preîntinsă rectilinie din 24 x 7 Ø 4 TBP 12. Încercarea grinzii s-a făcut cu 4 sarcini concentrate pe talpa superioară (în exploatare reazemă chesoane tip IPCT 1,5 x 12), iar la talpa inferioară cu 8 forțe concentrate (în exploatare reazemă chesoane de suprafață mare, pentru a realiza podul tehnic).

III.2.d. Grinda G 18 - 12 - 2, prototip de element precomprimat (proiect IPC) a fost executată și încercată pînă la pierderea capacității de rezistență /27/ cu un număr de 8 forțe concentrate. Grinda este precomprimată longitudinal cu armătură pretensionată rectilinie din bare groase, 8 Ø 25 din PC 90. Grinda are 17,70 m lungime, secțiunea transversală dublu T, cu înălțimea variabilă de la 117 cm la reazem la 175 la mijloc. Grosimea inimii este de 10 cm, ou o îngroșare la capete pînă la 14 cm, pe o lungime de 150 cm. Lățimea tălpilor este de 50 cm cea superioară și 35 cm cea inferioară (fig.III.4 și tab.III.1).

**PROGRAM DE INCERCARI GRINZI CU ARMATURA PREINTINSA**  
**PROGRAMME DES ESSAIS POITRES AVEC ARMATURES TENDUES A L'AVANCE** *Tab. 1.*

GRINDA POUTRE	LUNGIMEA		DIMENSIONILE SECTIUNII DIMENSIONIS DE LA SECTIONS				BETON QUALITE DU BETON	ARMATURA TENSIONATA ARMATURE TENDUE		ETRIERI ÉTRIÈRES		FORȚA DE TRAHIRE FORCE DE TRACTION N(d)	DESCRIEREA DE PORȚELARE PORTEE D'EFFORT TRANCHANT			OBSERVATII OBSERVATIONS		
	cm	cm	h	$D_{ps}$	$D_{pl}$	$h_p$		b	calitate qualité	sectiune section	procent %		calitate qualité	sectiune section	procent %		$\sigma_s/h$	$\sigma_s/h$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	
G1							TBP 9	120	0,942	5φ8	2,5D	0,335	172,0	2,5	2,5			
G2							24-7φ3			3φ6	0,86	0,14	172,0	2,5	1,5			
G3										4,5φ8	2,25	0,30	183,0	1,5	1,5			
G4					15					5,5φ12	6,21	0,83	172,5	2,5	2,5			
G5										4,5φ8	2,25	0,30	63,0	2,5	2,5			
G6										5,5φ12	6,21	0,83	62,0	2,5	2,5			
G7	920	100	50	20		B-400	TBP12	162	1,27	4,5φ8	2,25	0,30	155,0	3,5	3,5	15	60	
G8							18-7φ4			4,5φ8	2,25	0,30	154,0	2,5	2,5			
G9					10				1,91	4,5φ8	2,25	0,45	146,0	2,5	2,5			
G10										5,5φ12	6,21	1,245	146,0	2,5	2,5			
G11							PC 90	393	3,08	5,5φ12	6,21	0,83	153,0	2,5	2,5			
G12					15					4,5φ8	2,25	0,30	153,0	2,5	2,5			
G13							TBP12	162	1,27	5,5φ12	6,21	0,83	167,0	3,5	3,5			
G14										5,5φ12	6,21	0,83	16,0	1,5	1,5			
G18-12-7	1770	210	63	12	12	B500	TBP12	216	0,93	kanal	—	—	254,0	150	225	450	450	
G18-12-2	1770	175	50	13	10	B500	PC 90	4416	2,90	kanal	—	—	240,0	1,5	3,2	150	150	
G12-6	1180	110	40	9	12,5	B500	PC 90	10,63	1,40	kanal	—	—	98,0	3,8	—	130	130	



DIMENSIUNILE SI ARMAREA GRANIZILOR EXPERIMENTALE DE 9,2 m

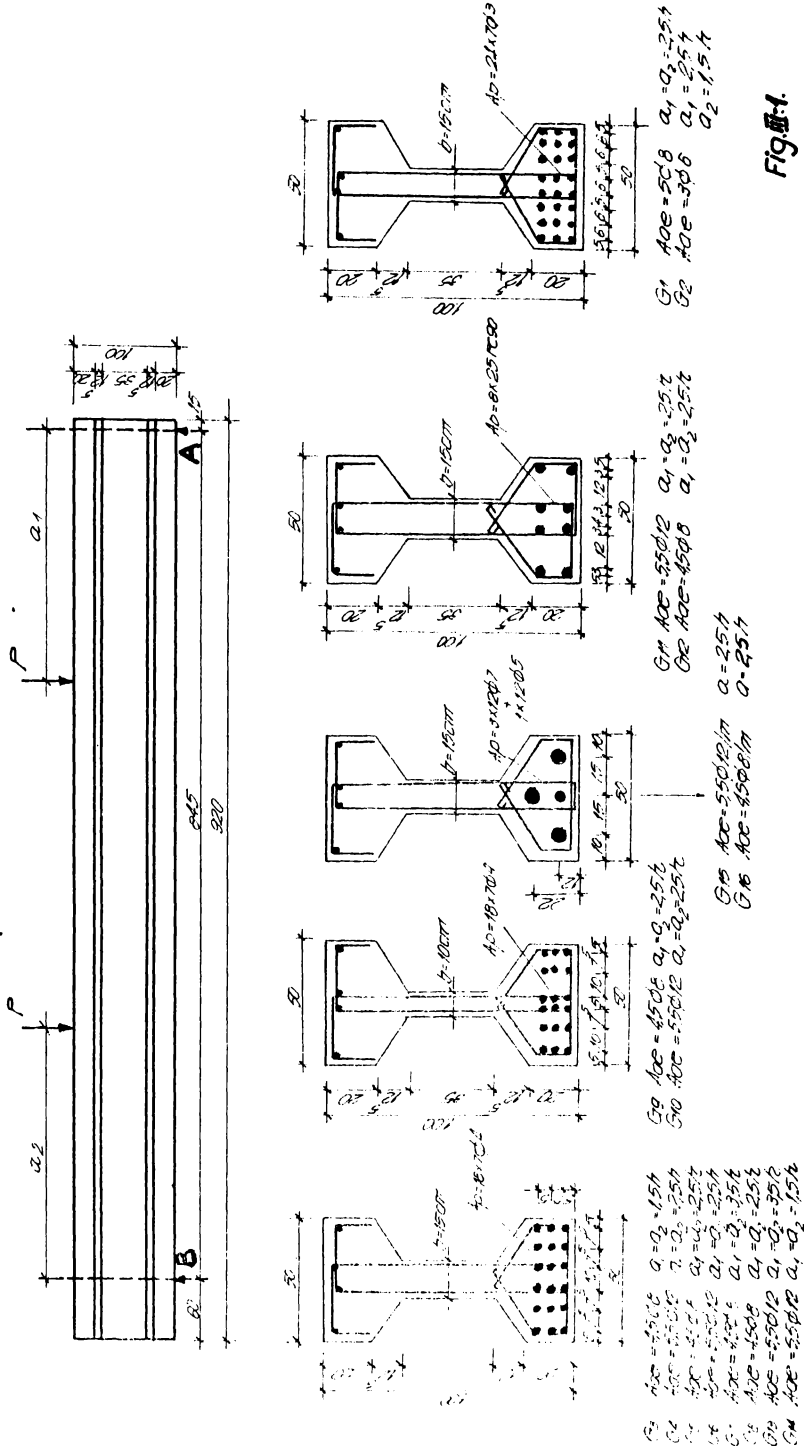


Fig. 1.

III.2.e. Grinda G<sub>12-6</sub>, de asemenea, prototip experimental (proiect IPC) a fost încercată /23/ cu trei forțe concentrate. Grinda, de 11,8 m lungime, are secțiunea transversală în formă de T cu înălțimea variabilă de la 68 cm la reazem, la 110 cm în axul grinzii. Grosimea inimii este constantă în lung, dar variabilă pe înălțime: 12,5 cm la partea inferioară și 17,7 cm la nivelul tălpii superioare. Lățimea tălpii este de 40 cm iar grosimea ei de 9 cm. Precomprimarea este realizată cu armătură preîntinsă, rectilinie, din bare groase, 4 Ø 25 din PC90 (fig.III.5 și tab.III.1).

### III.3. Parametrii variabili

Dificultatea în cercetarea comportării la forțe tăietoare a elementelor de beton precomprimat se datorește multitudinii și complexității parametrilor care intervin și care influențează comportarea și capacitatea de rezistență. Din numărul de parametri (peste 20 în total) au fost aleși aceia a căror influență este determinantă asupra fisurării și capacității de rezistență a elementelor precomprimate solicitate la forțe tăietoare; limitarea numărului de parametri fiind evident condiționată și de costul ridicat al unor experimentări pe grinzi de mari dimensiuni (9 m - 18 m).

În cele ce urmează se prezintă parametrii variabili, numărul total de încercări și marca grinzilor respective, corespunzător fiecărei valori a diferiților parametri. Pe aceeași grindă, au fost efectuate una sau două încercări până la pierderea capacității de rezistență (vezi fig.IV-1).

#### III.3.a. Modul de precomprimare și calitatea armăturii tensionate.

Tabel III.3

	Cu armătură postîntinsă		Cu armătură preîntinsă		
	Hm 446 L S	Fascicole	TBP9	TBP12	PC90
Nr. total de încerc.	8	4	4	22	6
grinzile	P <sub>0A</sub> , P <sub>0B</sub> , P <sub>4A</sub> P <sub>4B</sub> , P <sub>6A</sub> , P <sub>6B</sub> P <sub>8A</sub> , P <sub>8B</sub>	G 15 G 16	G <sub>1</sub> G <sub>2</sub>	G <sub>3</sub> , G <sub>4</sub> , G <sub>5</sub> , G <sub>6</sub> G <sub>7</sub> , G <sub>8</sub> , G <sub>9</sub> , G <sub>10</sub> G <sub>18-12-7</sub>	G <sub>11</sub> , G <sub>12</sub> G <sub>18-12-2</sub> G <sub>12-6</sub>

## III.3.b. Armătura transversală (etrieri pe metru)

Tabel III.3

Etr./m.	Fără etrieri în zona de forțe tăietoare.	3ø6/m.	4,5ø8/m.	5,5ø12/m.	Variabili pe zona de forțe tăietoare
Nr. total de încercări	8	2	16	15	3
grinzile	P <sub>0A</sub> ...P <sub>8B</sub>	G <sub>2</sub>	G <sub>1</sub> , G <sub>3</sub> , G <sub>5</sub> G <sub>7</sub> , G <sub>8</sub> , G <sub>9</sub> G <sub>12</sub> G <sub>16</sub>	G <sub>4</sub> , G <sub>6</sub> , G <sub>10</sub> G <sub>11</sub> , G <sub>13</sub> , G <sub>14</sub> G <sub>15</sub>	G <sub>18-12-7</sub> G <sub>18-12-2</sub> G <sub>12-6</sub>

III.3.c. Intensitatea precomprimării ( $\bar{\sigma}_{bx} = \frac{N_{ot}}{A_i}$  daN/cm<sup>2</sup>)

Tabel III.5

Grinzii cu armătură postîntinsă					Grinzii cu armătură preîntinsă			
$\bar{\sigma}_{bx}$ daN/cm <sup>2</sup>	28	42,0	56	16	33-40	42-55	68	
Nr. de încercări	2	2	2	2	4	16	14	1
grinzile	P <sub>0A</sub> P <sub>0B</sub>	P <sub>4A</sub> P <sub>4B</sub>	P <sub>6A</sub> P <sub>6B</sub>	P <sub>8A</sub> P <sub>8B</sub>	G <sub>5</sub> G <sub>6</sub>	G <sub>11</sub> G <sub>12</sub> G <sub>7</sub> G <sub>8</sub> G <sub>9</sub> G <sub>10</sub> G <sub>3</sub> G <sub>4</sub>	G <sub>1</sub> G <sub>2</sub> G <sub>13</sub> G <sub>14</sub> G <sub>15</sub> G <sub>16</sub> G <sub>18-12</sub> G <sub>12-6</sub>	G <sub>18-12</sub>

## III.3.d. Deschiderea de forfecare (M/Qh sau a/h)

Tabel III.6

	a/h ≤ 1,5	a/h=2	a/h=2,5	a/h=3,5
Nr. de încercări	8	8	23	5
grinzile	G <sub>2</sub> , G <sub>3</sub> G <sub>14</sub> G <sub>18-12-2</sub> G <sub>18-12-7</sub>	P <sub>0A</sub> ; B P <sub>4A</sub> , B P <sub>6A</sub> , B P <sub>8A</sub> , B	G <sub>1</sub> , G <sub>2</sub> , G <sub>4</sub> , G <sub>5</sub> G <sub>8</sub> , G <sub>9</sub> , G <sub>10</sub> G <sub>12</sub> , G <sub>6</sub> , G <sub>11</sub> G <sub>15</sub> G <sub>16</sub>	G <sub>7</sub> , G <sub>13</sub> G <sub>12-6</sub>

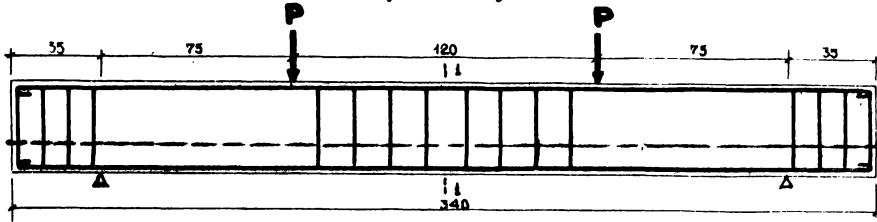
**PROGRAM DE INCERCARI : GRINZI CU ARMATURA POSTINTINSA**  
**PROGRAMME DES ESSAIS : POUTRE AVEC ARMATURE POST-TENDUE**

Tab 2

GRUPA POUTRE	DIMENSIONILE SECTIUNII						beton calitate du beton	ARMATURA TENSIONATA		ARMATURA NEINTENSIONATA (pasiva)				OBSERVATII OBSERVATIONS
	DIMENSIONIS DES SECTIONS			ARMATURA TENDUE		ARMATURA NONTENDUE		No	a/h	l	cm			
	h cm	b <sub>sp</sub> cm	b <sub>cp</sub> cm	h <sub>sp</sub> cm	h <sub>cp</sub> cm	colitate nr. fire calitate nr. file						nr. fire sectiune nr. file sectiune	colitate nr. bare calitate nr. bare	
P <sub>0A</sub>	35	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
P <sub>0B</sub>	35	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
P <sub>4A</sub>	35	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
P <sub>4B</sub>	35	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
P <sub>6A</sub>	35	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
P <sub>6B</sub>	35	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
P <sub>8A</sub>	35	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
P <sub>8B</sub>	35	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	

G 15	100	50	20	15	920	B400	Fasci - cole 5BP	3x12φ7 + 1x12φ5	16,21	1,22	0,838	5,5φ12 4,5φ8	6,21 2,25	0,83	176,3	2,5	l <sub>1</sub> =15 l <sub>2</sub> =60
G 16	100	50	20	15	920	B400	Fasci - cole 5BP	3x12φ7 + 1x12φ5	16,21	1,22	0,838	5,5φ12 4,5φ8	6,21 2,25	0,83	176,3	2,5	l <sub>1</sub> =15 l <sub>2</sub> =60

**GRINZI PRECOMPRIATE CU ARMĂTURĂ POSTINTINSĂ,**  
de 340 m. lungime.



SECȚIUNE I-I

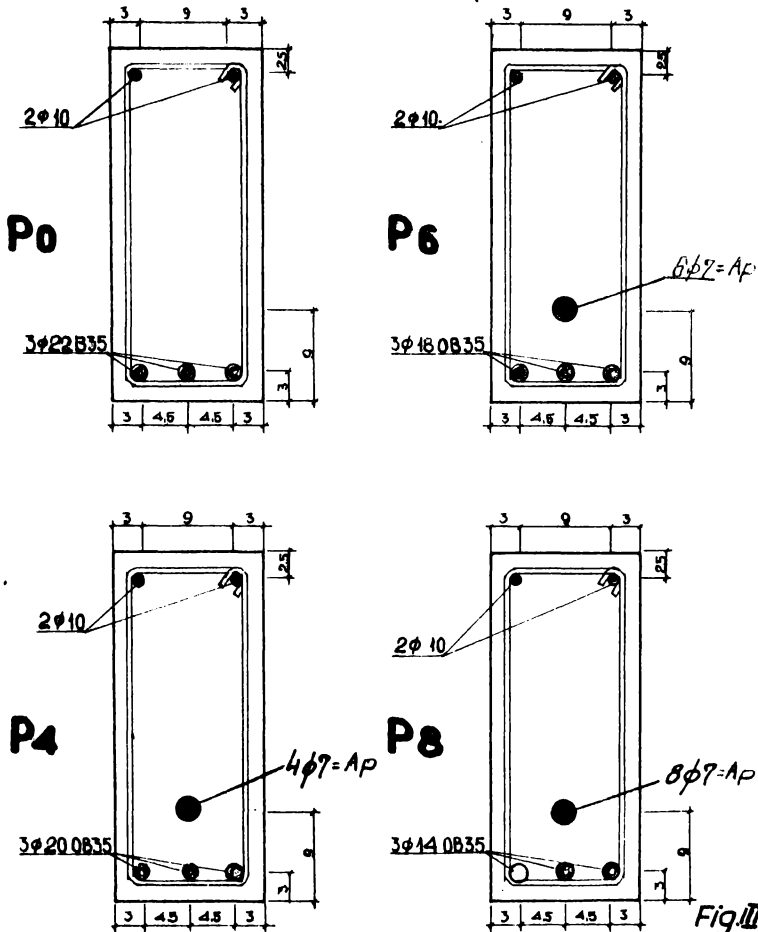
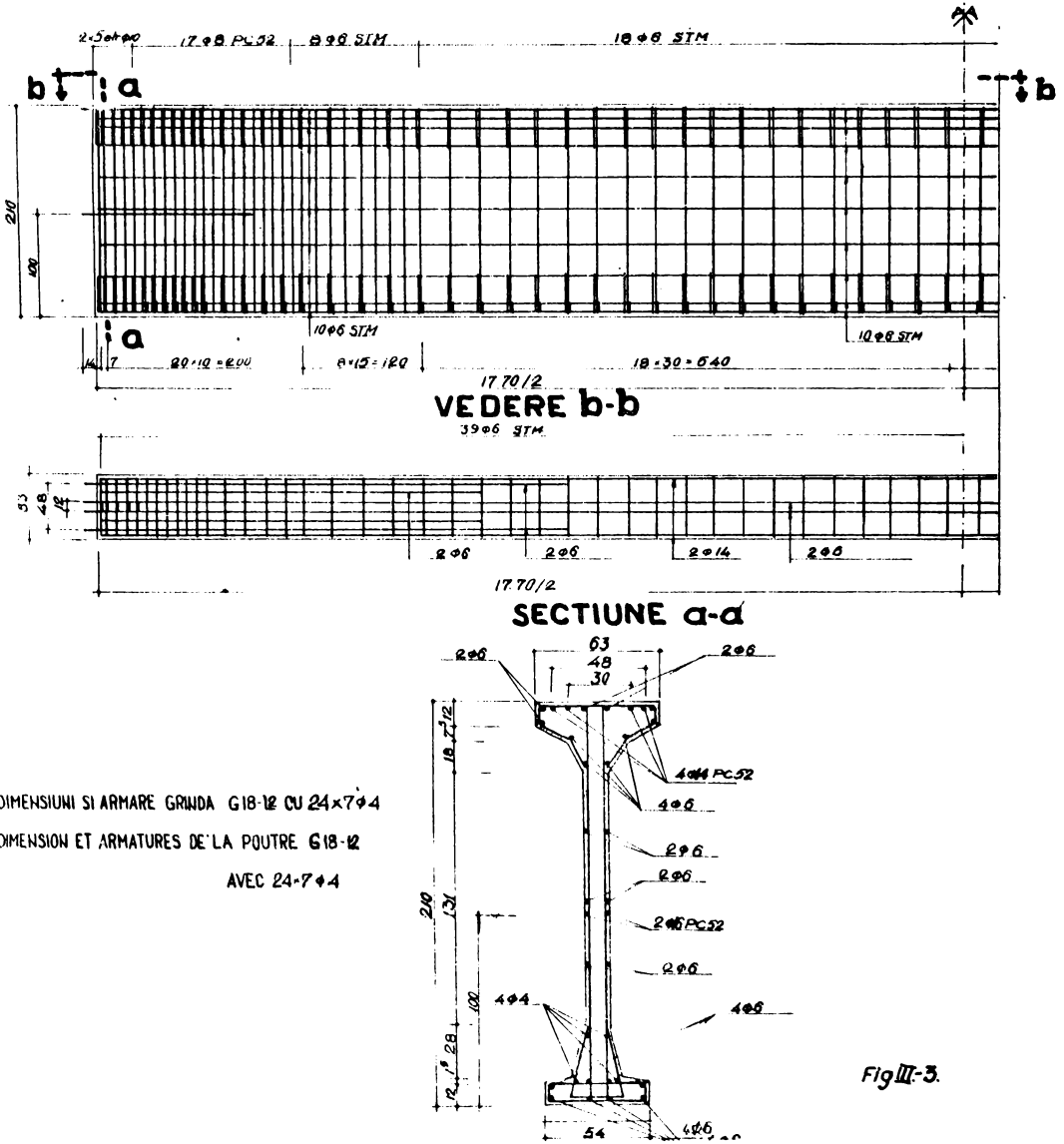


Fig. III-2a



DIMENSIONI SI ARMARE GRINDA G18-12 CU 24x7x4  
 DIMENSION ET ARMATURES DE LA POUTRE G18-12  
 AVEC 24x7x4

Fig III-3.





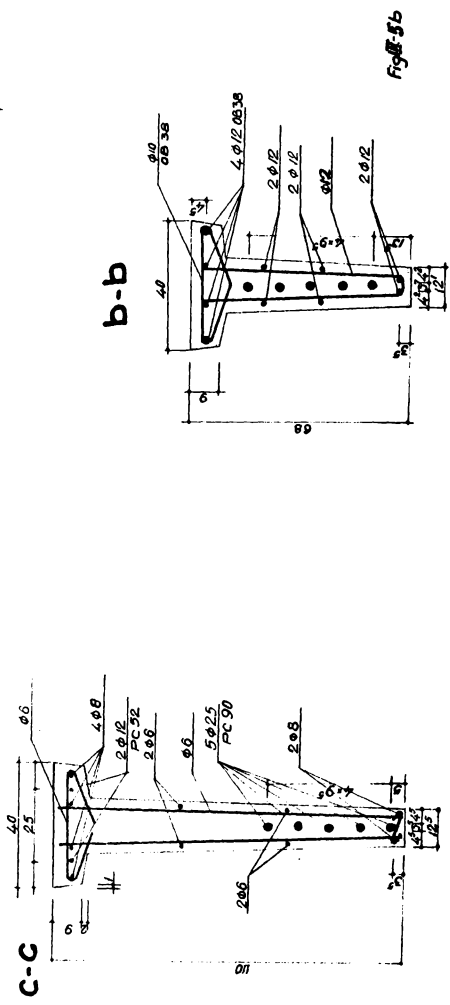
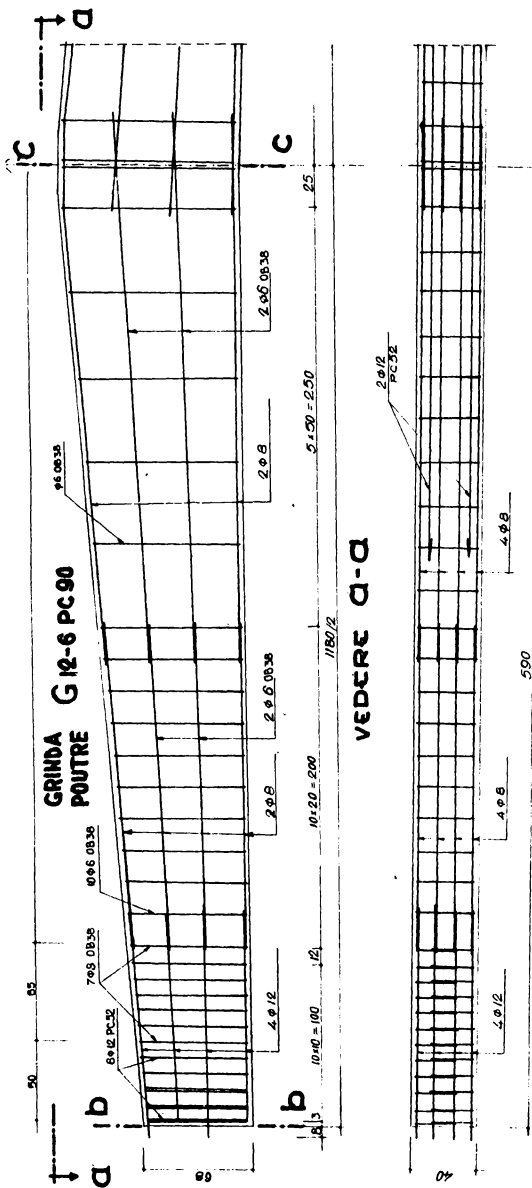


Fig. 5b

## III.3.e. Calitatea betonului.

Tabel III.7

$R_o$ daN/cm <sup>2</sup>	350-360	390-415	440-460	490-520
Nr.de încercări	5	19	11	5
Grinzile	G <sub>13</sub> , G <sub>14</sub> G <sub>16</sub>	G <sub>14</sub> , G <sub>2</sub> , G <sub>6</sub> , G <sub>1</sub> G <sub>7</sub> , G <sub>8</sub> , P <sub>4A,B</sub> P <sub>6A,B</sub> P <sub>8A,B</sub> G <sub>5</sub> G <sub>15</sub>	G <sub>4</sub> , G <sub>12</sub> , G <sub>p</sub> P <sub>0A</sub> , G <sub>10</sub> G <sub>11</sub>	G <sub>3</sub> , G <sub>12-6</sub> G <sub>18-12-7</sub> G <sub>18-12-2</sub>

Numărul total al încercărilor (44) este mai mare decât al grinzilor (27) întrucît la grinzile de 9,2 m s-au efectuat cîte 2 și chiar 3 încercări pînă la rupere, permițînd astfel a se scoate în evidență fie influența condițiilor diferite sau neomogenitatea betonului la cele două capete ale grinzilor, fie capacitatea portantă efectivă la încovoiere. Pentru anumiți parametri există un număr relativ mare de încercări, ceea ce dă posibilitatea de a se contura concluzii bine controlate depășind caracterul orientativ.

În tab.III.1 și III.2, se prezintă elementele esențiale ce caracterizează cele 27 grinzi precomprimate, precum și programul încercărilor și anume: dimensiuni, calitatea prezumată a betonului, armătura tensionată (calitatea, secțiunea și procente de armate), armarea transversală (secțiune, procente de armare), mărimea forței de precomprimare, precum și condițiile de încărcare.

## III.4. Executarea grinzilor

Intrucît programul experimental a cuprins grinzi a căror tehnologie de realizare și precomprimare diferă esențial de la o grupă la alta, în cele ce urmează se va descrie succint modul de execuție a acestora.

III.4.1. Grinzile de 9,2 m (G<sub>1</sub>...G<sub>16</sub>).

Grinzile de 9,2 m au fost executate pe standul catedrei de beton armat și s-au menținut în general aceiași parametri ai execuției pentru a nu introduce abateri care să influențeze asupra rezultatelor experimentale; a fost folosit toron TBPI2 de pe același tambur, beton de la aceeași

stație automată de preparare, același cofraj și același personal de execuție.

a) Caracteristicile materialelor folosite:

- armătura pretensionată.

Pentru grinzile  $G_1$  și  $G_2$  - tab.III.1 - s-a folosit toron TBP9 (24 x 7  $\emptyset$  3), bare groase PC90 pentru  $G_{11}$ ,  $G_{12}$ , pentru grinzile  $G_3$ - $G_{10}$  și  $G_{13}$ - $G_{14}$  toron TBPl2 (18 x 7  $\emptyset$  4), iar pentru grinzile  $G_{15}$   $G_{16}$  fascicole 12  $\emptyset$  7 din SBP I. Caracteristicile mecanice de rezistență ale celor două tipuri de toroane, au fost determinate pe probe încercate pînă la rupere. Valorile medii, pe cinci probe, pentru cele două tipuri de toroane și bare groase PC90, determinate experimental sînt date în tab.III.8.

Tabel III.8

	$R_{po,2}^n$ daN/cm <sup>2</sup> .	$R_p^n$ daN/cm <sup>2</sup> .	$R_{po,1}^n$ daN/cm <sup>2</sup> .	$E_p$ daN/cm <sup>2</sup> .	$\delta_r$ %
TBP9	16050	20100	15050	$2,05 \times 10^6$	4 - 4,5
TBPl2	13920	18400	15200	$2,00 \times 10^6$	4,5
PC90	7200	10350	6800	$2,0 \times 10^6$	8 - 9

- Armătura transversală (etrieri).

Toate cele 16 grinzi au ca armătură transversală numai etrieri din  $\emptyset$  6,  $\emptyset$  8 sau  $\emptyset$  12 (tab.III.1 - col.14), din oțel OB38, pentru care au fost determinate următoarele valori medii (tab.III.9).

Tabel III.9

$\emptyset$ mm.	$R_{ac}^n$ daN/cm <sup>2</sup> .	$R_r^n$ daN/cm <sup>2</sup> .	$E_a$ daN/cm <sup>2</sup> .	$\delta_r$ %	Obs.
6	3000	4300	$2,1 \times 10^6$	29%	
8	2500-2620	4200	$2,1 \times 10^6$	26-28	
12	2650-2800	4200	$2,1 \times 10^6$	30%	

- Betonul.

Pentru toate grinzile s-a utilizat un beton folosit în mod curent la elementele precomprimate, de marcă prezumată B400.

La confecționarea betonului s-a utilizat agregat de rîu, cu dimensiuni maxime pînă la 15 mm (datorită distanței mici între toroane și pentru o bună turnare în inima grinzilor) și a cărei granulometrie a fost:

Tabel III.10

sită mm.	0,2	1,0	3	7	15	30
nisip 25%	6,2	20,7	23,2	24,2	25	25
mărgăritar 20%	0,2	0,7	2,7	18,2	20	20
pietriș 7-15 55%	0,9	1,4	1,8	3,6	44,7	55
Total 100%	7,3	22,8	27,7	46,0	89,7	100

Compoziția betonului a fost următoarea:

- ciment Pz400 (RIM 200 la grinda G3)..460 kg/m<sup>3</sup>;
- apă 207 l. (minus cea corespunzătoare umidității agregatului);
- nisip 433 kg (plus cantități corespunzătoare umidității nisipului) 460 kg/m<sup>3</sup>;
- mărgăritar (plus cantități corespunzătoare umidității mărgăritarului) = 362 kg/m<sup>3</sup>;
- pietriș 7-15 mm · 972 kg/m<sup>3</sup>.

#### b<sub>1</sub>. Tensionarea toroanelor.

Intrucît catedra de beton armat dispune de un stand de precomprimare de cca 24 m lungime, s-a preconizat executarea a cîte două grinzi pe aceeași linie de toroane tensionate și blocate pe culeile standului - fig.A 2.1. Pentru a se elimina ancorajele de la un capăt, s-au prevăzut bolțuri Ø 50 mm realizîndu-se o buclă la toroane după bolțuri, toroanele fiind tensionate numai de la un capăt al standului (fig.A 2.2).

Controlul eforturilor în fiecare toron în parte s-a făcut cu ajutorul presiunii de la manometrul electropompei (etalonat în prealabil), prin măsurarea alungirilor și trasarea diagramei  $P - \Delta l$  la tensionare (Fig.40-d din /46/). Măsurarea forței totale din cele 18 toroane TBPl2 (la grinzile G3...G14), s-a făcut cu ajutorul a două dinamometre mecanice de 100 tone capacitate fiecare, dispuse între culeile standului și traversele pe care sînt blocate toroa-

nele (fig.A 2.3). Tensionarea fiecărui toron s-a făcut cu presa BPl2; în tab.III.12 fiind date valorile efortului unitar de control  $\sigma_{pk} \approx 0,6 R_p^n$ , valorile pierderilor de tensiuni, valorile forței de precomprimare etc.

#### b. Tensionarea barelor groase PC90.

Grinzile  $G_{11}$ ,  $G_{12}$  au fost precomprimate cu armătură pre-tensionată din bare groase PC90. Barele groase, în număr de 8, din PC90  $\emptyset$  25, au fost tensionate în grup, cu ajutorul a două prese de 100 t, după ce în prealabil au fost blocate la un capăt, cu ajutorul ecliselor sudate pe traverse metalice (fig.III.6). Efortul unitar de control  $\sigma_{pk}$  (tab.III.12), a fost stabilit la circa 4200 daN/cm<sup>2</sup>, sub 5000 daN/cm<sup>2</sup>, deoarece studii anterioare /24/ au arătat că pentru eforturi  $\sigma_{pk} \geq 5000$  daN/cm<sup>2</sup> apar, la transferul eforturilor, distrugerii locale ale aderenței între armătură și beton datorită unor concentrări excesive de tensiuni la interfața beton-armătură. Controlul eforturilor unitare în fiecare bară s-a făcut prin măsurarea alungirilor cu deformetrul 1/100 mm. pe o bază de 20 cm. Astfel, eforturile în bare, la tensionarea în grup, au avut valori între 3850 daN/cm<sup>2</sup> și 4300 daN/cm<sup>2</sup> cu o medie  $\sigma_{pk} = 4180$  daN/cm<sup>2</sup> (tab.III.12 col.3).

#### c. Armătura transversală.

Toate grinzile de 9,2 m au fost armate transversal numai cu etrieri cu două ramuri, din oțel OB38 ( $\emptyset$ 6,  $\emptyset$ 8 sau  $\emptyset$ 12), dispuși la distanțe egale pe toată lungimea grinzii; numărul de etrieri pe metrul de grindă constituind un parametru variabil (tab.III.1 col.11...13).

La capetele grinzilor s-au prevăzut, pe o lungime de 10 cm, 4 etrieri cu același diametru ca cei din grindă pentru a se îmbunătăți comportarea la transfer a zonelor de capăt.

#### d. Turnarea grinzilor

După tensionarea toroanelor, respectiv a barelor groase s-au montat, prin legarea cu sîrmă neagră arsă, etrierii, după care s-a montat cofrajul realizat din dulapi de lemn și căptușit la interior cu teșo pentru a permite

# EFCURTURI UNITARE LA PRECOMPRIMARE CONTRAINTE PENCANT LA MISE EN PRECONTRAINTE

Tab III-12

GRINDA POTRE	ARMATURA TENHANTA	ARMATURA TENDRE	EFORT UNITAR DE CONTROL		PIERDERI DE TENSIUNI PERTES DE PRECONTRAINTE					EFORT, ARMAT. TENSIUNE CONTRAINTE DANS L'UNE FORCE DE PRECONTRAINTE MATURE TENDE					PRECOMPRIMARE + CREUTATE PROPRIE MISE EN PRECONTRAINTE - POUS PROPRE					OBSERVATI: OBSERVATIONS
			$\sigma_{pk}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{ps}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\Delta\sigma_1$	$\Delta\sigma_2$	$\Delta\sigma_3$	$\Delta\sigma_4$	$\Delta\sigma_5$	$\Delta\sigma_6$	$\Delta\sigma_7$	$\Delta\sigma_8$	$\sigma_{ps}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\bar{\sigma}_{ps}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\bar{\sigma}_{ps,p}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\bar{\sigma}_{ps,p}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\bar{\sigma}_{ps,p}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\bar{\sigma}_{ps,p}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\bar{\sigma}_{ps,p}$ daN/cm <sup>2</sup>	
G1	24-743		15 650		580	705	-	1025	500	14 365	12 840	1540	-1063	+ 14.4	-106.0	+15.0				
G2	TBP9				580	705	-	895	885	14 365	12 585	1510	-1043	+ 95	-106.0	11.4				
G3			12 300		455	545	-	985	1010	11000	9000	145.6	-106.6	+ 12.5	-114.0	14.2				
G4					500	545	625	695	1160	10 650	8 725	141.5	-105.3	+ 15.4	-116.0	16.8				
G5			4 850		330	= 0	625	= 0	130	3 900	3 770	60.5	- 30.8	- 1.75	- 35.9	16.5				
G6	18-744				330	= 0	625	= 0	256	3 895	3 640	63.0	- 32.3	- 1.00	- 36.3	13.5				
G7	TBP12		11 000		340	495	625	476	700	9 540	8 365	155.0	- 93.15	+ 9.40	- 95.0	9.5				
G8					400	495	625	665	915	9 480	7 900	154.0	- 96.8	+ 15.3	- 99.9	15.0				
G9			9 650		360	285	-	285	655	9 005	8 345	146.0	- 95.1	+ 13.8	- 104.0	15.5				
G10					360	255	-	390	800	9 000	8 200	145.0	- 98.8	+ 15.15	- 110	17.2				
G11	6-25		4 180		175	105	-	240	455	3 900	3 310	153.0	- 82.2	+ 7.4	- 86.0	6.9				
G12	PC 90				175	105	-	235	490	3 900	3 280	153.0	- 87.4	+ 11.6	- 89.5	11.85				
G13	18-744		11 200		105	380	400	555	440	10 290	9 700	167.0	- 103.6	+ 15.7	- 108.5	15.7				
G14	TBP12				105	380	400	610	605	10 315	9 480	167.0	- 102.3	+ 16.8	- 110	17.9				

$$\bar{\sigma}_{ps} = \sigma_{pk} - (\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2 + \Delta\sigma_3 + \Delta\sigma_4 + \Delta\sigma_5)$$

$$\bar{\sigma}_{ps} = \sigma_{ps} - (\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_2 + \Delta\sigma_3 + \Delta\sigma_4 + \Delta\sigma_5)$$

$$\bar{\sigma}_{bs,p} = \frac{N_0}{A} - \frac{N_0 \cdot e_0}{W_{L1}}$$

$$\bar{\sigma}_{bs,p} = \frac{N_0}{A} + \frac{N_0 \cdot e_0}{W_{L2}}$$

obținerea unei suprafețe netede a betonului (fig.A 2.6).

Betonul de marcă B400, preparat într-o stație de betoane cu dozare și fabricație complet automatizate, a fost turnat în grindă manual. Vibrarea s-a făcut în două etape (pentru talpa inferioară și pentru restul grinzii) cu ajutorul unui vibrator de 26.000 vibrații/minut. La turnarea fiecărei grinzi s-a confecționat și câte un număr de șase cuburi cu latura de 20 cm. pentru aprecierea calității betonului și șase cilindri pentru determinarea rezistenței la întindere prin desplicare, probele fiind păstrate alături de grinzi. În timpul turnării fiecărei grinzi datorită atingerii de către vibrator a toroanelor, s-au produs uneori alunecări din ancorași. Acestea au fost măsurate (cu precizia de 0,5 mm) și s-au considerat ca pierderi de tensiuni alături de  $\Delta\sigma_{\lambda}$ .

#### e. Precomprimarea.

Transferul eforturilor de la armătură la beton (precomprimarea), s-a făcut pentru câte două grinzi odată, atunci când betonul a atins o rezistență de cel puțin 300 daN/cm<sup>2</sup>. Rezistența betonului la transfer a fost determinată prin încercarea a trei cuburi de probă și apreciată și cu ajutorul unui sclerometru Schmidt, cu înregistrare, constatându-se o foarte bună concordanță între valorile lui  $R_c$  obținute pe cele două căi (tab.III.13).

La precomprimare s-au efectuat măsurători privind:

- Deformațiile betonului pe înălțimea grinzii, la mijlocul deschiderii grinzii, cu ajutorul unui deformetru cu baza de 20 cm și precizia de măsurare 0,0005 mm (Fig.A2-4a...g).

- Contrasașeata grinzilor la precomprimare, în cinci secțiuni ale grinzii, măsurată cu ajutorul comparatoarelor cu precizia 0,01 mm.

- Deformațiile betonului, la nivelul armăturii tensionate în talpa inferioară, pe o lungime de circa 1,5 m de la capătul grinzii pentru a se determina lungimea de transmitere a efortului de la armătură la beton.

În tab.III.12 se dau valorile calculate (col.13-14) și cele experimentale (col.15,6) ale eforturilor unitare din



beton la precomprimare.

### III.4.2. Grinzile de 3,4 m ( $P_{0A} \dots P_{8B}$ ).

Grinzile precomprimare de 3,4 m (fig.III.2), cu armătura postintinsă au fost executate și experimentate de autor în timpul stagiului de specializare la Universitatea Liberă din Bruxelles - Belgia, în anul 1970, cu scopul de a studia influența unui număr redus de parametri asupra capacității de rezistență la forța tăietoare a grinzilor precomprimare /25/.

Au fost executate câte două grinzi de același tip pentru a avea un control mai bun al rezultatelor experimentale. În tab.III.2 se dau principalele caracteristici ale acestor grinzi: de beton armat ( $A_a = 3\emptyset 22$ ) notate  $P_{0A}$ ,  $P_{0B}$  și precomprimare cu câte un cablu din 4 $\emptyset 7$ , 6 $\emptyset 7$  și 8 $\emptyset 7$  și notate  $P_{4A}$ ,  $P_{4B}$ ,  $P_{6A}$ ,  $P_{6B}$  respectiv  $P_{8A}$ ,  $P_{8B}$ .

#### a) Calitatea materialelor

- Betonul

Pentru toate grinzile s-a utilizat un beton de marcă B400. Compoziția betonului utilizat a fost:

- piatră concasată de porfir 8-16 mm	980 kg.
- nisip de râu 0-4 mm	870 kg.
- ciment P400	350 kg.
- apă/ciment	0,56

Pentru fiecare pereche de grinzi s-au confecționat și epruvete destinate determinării rezistenței la compresiune a betonului (pe cilindri 15 x 30 cm și cuburi cu latura de 20 cm) și la întindere prin despicare ( $R_t$  brazilian).

Armătura tensionată.

Oțelul utilizat pentru cablurile tensionate este de tipul Hm 446 LS cu suprafața netedă în fire de 7 mm diametru. Caracteristicile mecanice, determinate pe epruvete luate din acest oțel, sînt următoarele:

- rezistența la întindere  $R_a^n = 17300 \text{ daN/cm}^2$ ;
- limita de elasticitate  $R_p 0,1\% = 15410 \text{ daN/cm}^2$ ;
- limita de curgere tehnică  $R_{p0,2} = 15700 \text{ daN/cm}^2$ ;
- modulul de elasticitate  $E_p = 2,1 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2$ ;
- alungirea la rupere  $\epsilon_r = 6,7\%$ .

Efortul unitar de control cu care s-au tensionat cablurile a avut valori medii  $\overline{\sigma}_{pk} = 11400 \text{ daN/cm}^2$ . In tab.III.14 se dau valorile eforturilor unitare  $\overline{\sigma}_{pk}$ , valorile pierderilor de tensiuni, valorile forței de precomprimare.

- Armătura netensionată.

Ca armătură netensionată longitudinală (pasivă), s-au utilizat bare cu profil periodic de tipul B35, de diametre 16, 18, 22 avînd următoarele caracteristici mecanice:

- rezistența la tracțiune  $R_a^n = 4850 \text{ daN/cm}^2$ ;
- limita de elasticitate  $R_{0,1} = 3330 \text{ daN/cm}^2$ ;
- limita de curgere  $R_{0,2} = 3530 \text{ daN/cm}^2$ ;
- modul de elasticitate  $E_a = 2,1 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2$ ;
- alungirea la rupere  $\epsilon_r\% = 13\%$ .

#### b. Turnarea grinzilor.

Grinzile au fost turnate cîte două în același timp, în cofraje metalice cu fețele laterale mobile pentru a facilita decofrarea. Înainte de punerea în cofraj, armăturile longitudinale obișnuite au fost fasonate în carcase legate cu sîrmă. Pe cîte una din bare, la fiecare pereche de grinzi s-au lipit mărci tensometrice rezistive, bine protejate și izolate în timpul turnării betonului, pentru a se măsura eforturile unitare în armăturile pasive.

Betonul de marcă B400 a fost turnat manual și compactat prin vibrare; o atenție deosebită fiind acordată păstrării în poziție corectă a tecii cablului și a carcasei de armătură. La o zi după turnare, grinzile au fost decofrate pe fețele laterale și s-au lipit ploturi pentru a se măsura contracția betonului cu ajutorul unui deformetru cu precizia  $6,6 \times 10^{-6}$ . Măsurători au fost efectuate periodic pentru a se cunoaște mărimea contracției betonului (Fig.A 3.1) și a eforturilor unitare în armătura pasivă.

#### c. Precomprimarea.

Precomprimarea celor 6 grinzi s-a făcut prin procedeul BBRV elaborat de firma cu același nume din Liège, care a furnizat de asemenea cablurile cu ancoraje și tecile  $\emptyset 4,5$  cm din tablă gofrată (Fig.A 3 - 11 a). Operațiunea de

tensionare a cablului s-a făcut cu o verină, pistonul verinei făcând să deplaseze tija de tensionare care antrenează capul ancorajului, verina sprijinindu-se pe placa de repartiție din grindă. Când cablul a fost tensionat corespunzător efortului unitar  $\sigma_{pk}$  prevăzut, șalba (piulița) blocajului este blocată pe placa de reazem. Precomprimarea s-a făcut în trepte, măsurându-se alungirea cablului, săgeata grinzilor (în cinci secțiuni) și deformățiile betonului pe înălțimea grinzii (în trei secțiuni). Injectarea cu mortar a canalelor s-a făcut imediat, cu un mortar - ciment - apă - adaus plastifiant (a/c=0,45).

În tab.III.14 se dau valorile calculate (col.13-14) și cele experimentale (col.15-16) ale eforturilor unitare în beton la precomprimare.

În lucrarea /25/ și fig.A3-1...A3...24 se dau, reprezentate grafic, principalele aspecte și măsurători de la experimentarea acestor grinzi.

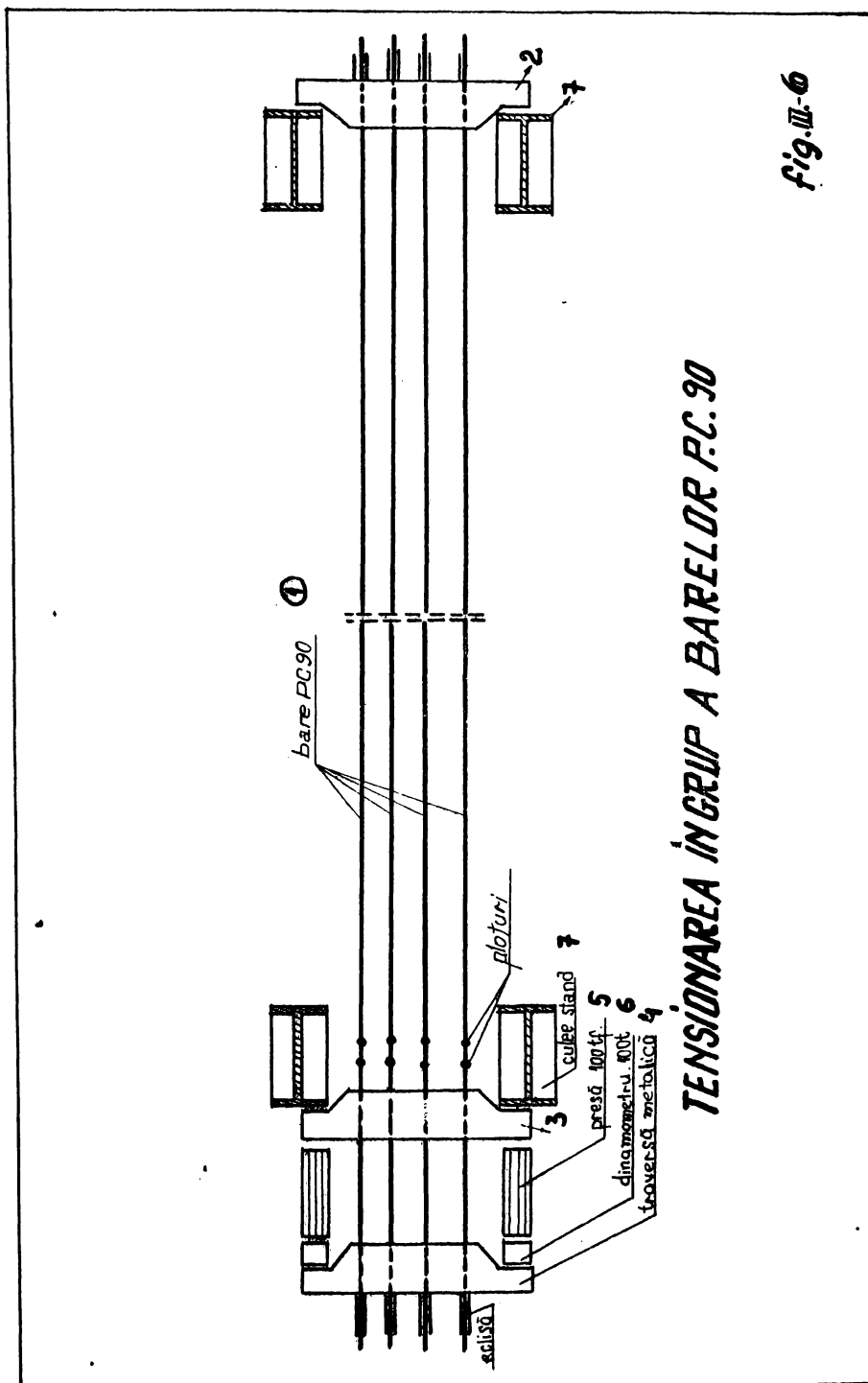
#### III.4.3. Execuția grinzii G<sub>18-12-7</sub>

Această grindă precomprimată cu armătură preîntinsă, 24 x 7 Ø 4 TBP 12, a fost executată într-o fabrică de prefabricate, cu cofraje metalice, turnarea făcându-se în poziție orizontală. Rezistența betonului la transfer a fost de 350 daN/cm<sup>2</sup>, iar la încercare de 500 daN/cm<sup>3</sup>. Toroanele au fost tensionate fiecare cu o forță de 12,24 tone, ceea ce corespunde unui efort unitar de control  $\sigma_{pk} = 13600$  daN/cm<sup>2</sup>. Ca armătură transversală s-au dispus numai etrieri, începând de la capătul grinzii, după cum urmează: 5 etrieri dubli 8Ø6 la 10 cm, apoi 17 etrieri simpli Ø 8 la 10 cm distanță, din PC52, apoi 8Ø6 din STM la 15 cm distanță și în zona centrală etrieri Ø6 la 30 cm distanță din STM (Fig.III.3).

#### III.4.4. Execuția grinzii G<sub>18-12-2</sub>

Grinda G<sub>18-12-2</sub> de 18 m deschidere precomprimată cu bare groase, are ca armătură pretensionată 8 Ø 25, din PC90, tensionarea făcându-se printr-un procedeu original /22/,/23/ de tensionare mecanică în grup a barelor (fig.III.6).

Controlul efortului s-a făcut prin măsurarea presiunii la momentul electropompei și prin măsurători ale alungirii



**CALITATEA BETONULUI DIN GRINZI  
QUALITÉ DU BÉTON DES POUTRES**

TAB. 15

CRINDA POUTRE	DATA TURNARII MARA PRESCRIA dan/cm <sup>2</sup>	PRECOMPRIMARE PRECONTRAITE				LA INCERCARE A L'ESSAI										OBSERVATII OBSERVATIONS
		Virsta -100p (zile jours)		R <sub>cub</sub> dan/cm <sup>2</sup>	E <sub>b</sub> dan/cm <sup>2</sup>	Rezistenia la intindere Résistance à la traction					Rezistenia la compresie Résistance à la compression					
		R <sub>t</sub> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>c</sub> dan/cm <sup>2</sup>			R <sub>t</sub> <sup>FIP</sup> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>t</sub> <sup>STAS</sup> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>t</sub> <sup>CAER</sup> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>c</sub> <sup>FIP</sup> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>c</sub> <sup>STAS</sup> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>c</sub> <sup>CAER</sup> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>i</sub> <sup>FIP</sup> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>i</sub> <sup>STAS</sup> dan/cm <sup>2</sup>	R <sub>i</sub> <sup>CAER</sup> dan/cm <sup>2</sup>	E <sub>b</sub> dan/cm <sup>2</sup>	
G1	16-09-1972	25	300	290 000	86	410	285	268	26,45	328	323	360	332 000			
G2	17-09-1972	25	300	290 000	134	390	275	261	25,7	312	309	340	326 000			
G3	27-10-1972	15	430	356 000	197	490	325	298	29,3	392	379	432	356 000			
G4	30-10-1972	11	340	306 000	191	430	295	276	27,25	345	337	377	356 000			
G5	16-11-1972	16	340	306 000	66	390	275	261	25,7	312	309	340	326 000			
G6	13-11-1972	19	290	297 600	149	415	285	270	26,65	322	331	365	335 000			
G7	14-01-1973	71	400	330 600	91	400	280	264	26,0	320	316	350	330 000			
G8	23-01-1973	63	380	322 000	98	400	280	264	26,0	320	316	350	330 000			
G9	6-05-1973	28	400	330 000	135	460	310	288	28,25	368	358	405	344 000			
G10	12-06-1973	22	350	310 000	130	460	310	288	28,25	368	358	405	344 000			
G11	19-07-1973	48	400	330 000	129	460	310	288	28,25	368	358	405	344 000			
G12	25-07-1973	42	400	330 000	124	440	300	280	27,5	352	345	392	358 000			
G13	6-11-1973	21	330	302 000	27	360	260	24,3	24,5	288	287	315	314 000			
G14	9-11-1973	18	325	300 000	118	390	275	261	25,7	312	309	340	326 000			
G18-12-7	8-03-1972	27	350	310 000	127	500	330	302	29,6	400	386	440	360 000			
G18-12-2	4-05-1970	28	460	344 000	85	525	342	310	30,5	420	400	465	365 000			
G12-6	3-06-1970	28	520	364 000	79	550	355	318	31,3	440	418	485	370 000			

$$R_t^{FIP} = 8,0 + 0,005 R_{cub} \quad (\text{dan/cm}^2)$$

$$R_t^{STAS-8000} = 0,57 \sqrt{R_c} \quad (\text{dan/cm}^2)$$

$$\bar{R}_c = (0,87 - 0,0002 \bar{R}_{cub}) \bar{R}_{cub} \quad (\text{dan/cm}^2)$$

$$R_t^{CAER} = (0,52 - 0,0007 \bar{R}_{cub}) \sqrt{R_{cub}} \quad (\text{dan/cm}^2)$$

$$R_c^{FIP} = 0,8 R_{cub}$$

$$R_c^{STAS} = (0,87 - 0,0002 R_{cub}) R_{cub} \quad (\text{dan/cm}^2)$$

$$R_c^{CAER} = (0,80 - 0,0001 R_{cub}) R_{cub}$$

a barelor cu o precizie de 0,5 mm pe o lungime de 25 m. Valoarea medie a lui  $\bar{\sigma}_{pk}$  a fost de 5700 daN/cm<sup>2</sup>. Armarea grinzii experimentale s-a realizat conform proiectului IPC (fig.III.4). În vederea unei mai bune ancorări a barelor în beton, la capetele grinzii s-au sudat pe bare, eclise Ø25 (fig.A4.2). La fiecare capăt al grinzii s-au dispus etrieri dubli Ø 12 la 10 cm distanță, pe 150 cm de grindă, apoi etrieri Ø 10 simpli, la 15 cm pe o lungime de grindă de 255 cm, după care în zona centrală s-au dispus etrieri Ø 8 la 25 cm. În fig.A 4.3 se prezintă grinda având armarea terminată, cofrajul de lemn în faza de montare și în fig.A4.4 grinda pregătită pentru încercare.

Betonul de marcă B500 a fost preparat cu ciment RIM200 cu un dozaj de 550 kg/m<sup>3</sup> cu un adaus de 0,2% LSC și un factor a/c=0,4, agregatele din piatră spartă concasată încadrându-se în curba granulometrică nr.18. Turnarea betonului s-a realizat în două straturi: primul, în talpa inferioară, vibrat cu vibratoare de suprafață, iar al doilea completând înălțimea grinzii vibrat cu ajutorul pervibratoarelor. Paralel cu turnarea betonului s-au executat și epruvete cubice, prismatice și cilindrice pentru a se obține toate caracteristicile mecanice necesare.

Înainte de efectuarea transferului s-au determinat, pe epruvete, caracteristicile mecanice ale betonului; rezistența la compresiune  $R_{cub} = 505 \text{ kgf/cm}^2$ , a rezistenței la întindere pe cilindri  $R_{tcil} = \text{daN/cm}^2$ , precum și valoarea modulului de elasticitate determinat experimental cu ajutorul tensometriei mecanice și electrice rezistive.

Transferul eforturilor de la armătură la beton (pre-comprimarea), s-a făcut prin tăierea într-o anumită ordine a fiecărei bare cu flacără oxiacetilenică, cu o încălzire pe o lungime cât mai mare a barei pentru a se evita transferul brusc. S-au efectuat măsurători privind:

- Deformațiile betonului în secțiunea centrală și în zona reazemelor cu ajutorul tensometriei electrice rezistive și cu ajutorul deformetrului cu precizia de măsurare 0,0005 mm /22/.

- Contrasăgeata grinzii măsurată cu ajutorul comparatoarelor 1/100 mm, încinci secțiuni, în lungul grinzii.
- Măsurarea intrării barelor PC90 în grindă, la transfer, fixate pe bare cu inele metalice (fig.A 4.7).

#### III.4.5. Executarea grinzii G<sub>12-6</sub>.

Grinda G<sub>12-6</sub> (fig.III.5) a fost precomprimată cu 4 bare groase Ø25 din PC90; detalii de armare și de execuție a grinzii fiind date în fig.A 4.6. Cele 4 bare au fost tensionate prin procedeul mecanic de tensionare individuală /23/. Fiecare bară a fost tensionată cu un efort unitar  $\sigma_{pk}=5700$ , iar pentru o mai bună ancorare a barelor în beton s-au sudat pe bare, la capetele grinzii, eclise Ø 25 dispuse vertical pentru a nu împiedica turnarea betonului.

Armarea grinzii (fig.III.5) s-a făcut în conformitate cu proiectul IPC care prevede ca armătură transversală, etrieri la distanțe variabile: pe 0,6 m de la capăt etrieri Ø12/10 cm din PC52, apoi pe 0,6 m lungime de grindă, la fiecare capăt, etrieri Ø 8/20 cm din OB38, apoi 10 etrieri Ø6 la distanța de 20 cm, iar pe zona centrală a grinzii de 5,5 m etrieri Ø 6 din OB 38 la 20 cm.

Betonul de marcă B500 a fost preparat cu ciment RIM200, cu doza de 550 kg/m<sup>3</sup> și un adaos de 0,2% LSc. S-a folosit agregat din piatră spartă concasată avînd o curbă granulometrică ca și la grinda G<sub>18-12-2</sub>. Turnarea betonului s-a făcut de asemenea, în două straturi, în talpa inferioară compactarea făcîndu-se cu vibratoarele de cofraj și apoi în restul grinzii compactarea făcîndu-se cu pervibratoare.

Transferul eforturilor (precomprimarea) s-a făcut la fel ca și la grinda G<sub>18-12-7</sub>, rezistența betonului fiind  $R_c=520 \text{ daN/cm}^2$  iar măsurătorile efectuate au fost, de asemenea *aceleași*: deformațiile betonului, contrasăgeata și respectiv intrarea barelor în beton.

#### IV. EXPERIMENTAREA GRINZILOR

##### IV.1. Condiții de experimentare /25/.

Cele 27 de grinzi au fost încercate pînă la pierderea capacității de rezistență prin încărcarea cu două forțe concentrate (cele 8 grinzi de tip P și cele 16 grinzi de tip G) sau cu 3-5 forțe concentrate (grinzile  $G_{12-6}$  și  $G_{18-6}$ ).

a) Grinzile precomprimate de 3,4 m lungime au fost încercate cu două forțe concentrate situate la 75 cm distanță de fiecare reazem. Grinzile au fost montate pe două reazeme, un reazem fiind o articulație, iar celălalt un reazem simplu pentru a permite deplasarea liberă orizontală. Aplicarea forțelor pe grindă s-a realizat cu ajutorul unor verine hidraulice, cu o capacitate de 30 t. fiecare verină fiind însoțită de un captor tensometric cu o sensibilitate de 14,6 kg.

Lungimea grinzilor peste reazeme s-a luat de 35 cm pentru a avea asigurată ancorarea armăturilor netensionate.

b) Grinzile de mari dimensiuni, 9-18 m lungime, s-au încercat pe un stand (fig.IV.1). Prin intermediul unor cadre metalice a fost posibil să se realizeze două sau mai multe sarcini concentrate egale ca valoare și situate la distanțe, în general egale față de reazeme. Grinzile au fost de asemenea, simplu rezemate pe două reazeme metalice; un reazem pe ruluu fix și celălalt pe un ruluu cu posibilitate de deplasare orizontală. Sarcinile concentrate se transmit de la presele hidraulice de 100 tf la grindă, prin intermediul unui profil metalic care reazemă pe grindă prin intermediul unor plăcuțe metalice cu lățimea de 12 cm, pentru a nu produce presiuni locale mai mari de  $200 \text{ daN/cm}^2$  (50% din  $R_0$ ). Intre prese și cadrul metalic s-a dispus cîte un dinamometru mecanic (fig.A 2.7) de 100 tf.

Lungimea de trecere a grinzii peste reazem a fost:

- la un capăt, notat "A", denumit "liber" s-a luat  $l_1 = 15$  cm valoare curent utilizată la rezemarea elementelor prefabricate precomprimate;
- la celălalt capăt, notat "B" și denumit "blocat", s-a luat  $l_2 = 60$  cm. Valorile acestea s-au luat pe baza unor taționări experimentale /36/, /59/ care au arătat că pentru



$l_1=15$  cm apare în timpul încercării grinzii fenomenul de smulgere al armăturii longitudinale tensionate, iar pentru  $l_2=60$  cm acest fenomen nu apare fiind asigurată ancorarea armăturii tensionate pînă la ruperea grinzii.

La grinzile de 9,2 m lungime, notate  $G_1...16$  în tab. III.1, după prima încercare a grinzii pînă la rupere (rupere produsă printr-o fisură înclinată la unul din capete - în general - capătul A) s-a efectuat și o a doua încercare introducînd un nou rezem sub forța spre care s-a produs prima cedare (Fig.IV.1).

#### IV.2. Măsurători efectuate

##### IV.2.1. La grinzile de 3,4 m (fig.A.3.7..A 3.10).

Experimentarea acestor grinzi a avut drept scop obținerea unui ansamblu de rezultate destinate a servi ca referință la studiul general al comportării grinzilor precompriate la forțe tăietoare.

Măsurătorile efectuate în cursul încercărilor s-au referit la:

- săgeata și deformată grinzii; deformația betonului pe înălțimea grinzii în mai multe secțiuni caracteristice (cu  $M_{max}$  și  $T_{max}$ ); apariția și deschiderea fisurilor normale și înclinate; eforturile unitare în armătura pasivă; capacitatea portantă și modul de rupere; releveul fisurilor.

Deplasările verticale ale grinzilor (săgețile) au fost măsurate cu ajutorul unor fleximetre (0,001 mm) la fiecare palier de încărcare și în șapte secțiuni pe lungimea grinzii. Deformațiile specifice ale betonului au fost determinate prin măsurarea deformațiilor pe o bază de 25 cm (cu o precizie de  $6,6 \times 10^{-6}$ ) sau pe o bază de 10 cm (precizie  $2 \times 10^{-5}$  mm) cu ajutorul unor deformetre mecanice. În anumite secțiuni pentru măsurarea deformațiilor betonului pe înălțimea grinzii s-au utilizat deformetre inductive (fig.A 3-15) racordate la un sistem de măsură digital automat cu înregistrarea măsurătorilor (fig.A 3-14).

Apariția fisurilor a fost urmărită cu o lupă de 30 cm diametru și lampă fluorescentă și puterea de mărire de 20 ori. Deschiderea fisurilor a fost măsurată cu ajutorul unui defor-

# EFORTURI UNITARE LA PRECOMPRIMARE CONTRAINTE PENDING LA MISE EN PRECONTRAINTE

Tab II-4

GRINDA POUTRE	ARMATURA TENSIOANATA ARMATURA TENDUE	$\sigma_{pk}$ daN/cm <sup>2</sup>	PIERDERI DE TENSIUN PERTES DE TENSION						EFORTURI UNITARE IN ARMATA TURA TENSIOANATA CONTRAINTE DANS L'ARMATURE TENDUE				FORȚA DE PRECOMPRIMARE FORTE DE PRECONTRAINTE				EFORT IN BETON DIN PRECOMPRIMARE + GREUTATE PROPRIE CONTRAINTA DANS LE BETON DUE A LA MISE EN PRECONTRAINTE				OBSERVAȚII OBSERVATIONS
			$\Delta\sigma_1$ daN/cm <sup>2</sup>	$\Delta\sigma_2$ daN/cm <sup>2</sup>	$\Delta\sigma_3$ daN/cm <sup>2</sup>	$\Delta\sigma_4$ daN/cm <sup>2</sup>	$\Delta\sigma_5$ daN/cm <sup>2</sup>	$\Delta\sigma_6$ daN/cm <sup>2</sup>	$\Delta\sigma_7$ daN/cm <sup>2</sup>	$\Delta\sigma_8$ daN/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{po}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\bar{\sigma}_{po}$ daN/cm <sup>2</sup>	$N_0$ t	$\bar{N}_0$ t	$\sigma_{cnc}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{cnc}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{cnc}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{cnc}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{cnc}$ daN/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{cnc}$ daN/cm <sup>2</sup>	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17					
P4A	4φ7 Hm 446LS	43 220	1500	—	—	880	455	11 720	10 385	18 05	15 95	-60,7	+0,77	-58	+38						
P4B		13 180				820	350	11 680	10 510	18 0	16 2	-60 0	+0 76	-59 7	+ 6 64						
P6A	6φ7 Hm 446LS	12 795	375	—	—	825	600	11 820	10 340	27 3	24 0	-92 0	+4 7	-92 5	+ 9 9						
P6B		12 785				830	550	11 640	10 430	27 25	24 2	-92 0	+4 7	-101	+ 8 25						
P8A	8φ7 Hm 446LS	12 875	1000	—	—	1060	850	11 875	9 965	36 6	30 7	-138	+14 2	-133	+ 25						
P8B		12 875				925	770	11 875	10 180	36 6	31 4	-138	+14 2	-141	+18 2						
G15	Fascicola	12 800	1400	$\Delta\sigma_5$ 275	$\Delta\sigma_6$ 310	600	760	10 625	9 265	176 3	149 7	116 6	23 6	118 1	+29 0						
G16	3x12φ7 1x12φ5	13 400	1400	$\Delta\sigma_5$ 275	$\Delta\sigma_6$ 310	1060	1020	12 090	10 040	174 2	142 3	102 3	10 7	96 6	+13 4						
G18-12-7	24x7φ4 TBP 12	13 600	600	645	625	795	1500	11 760	9 465	254 0	205 0	-140 5	+ 16 6	140 5	+16 6						
G18-12-2	9φ25 PC 90	5 700	130	155	—	380	560	5 435	4 495	240 0	195 0	-167 5	+11 65	167 6	+11 65						
G12-6	4φ25 PC 90	5 330	195	135	—	320	560	5 000	4 100	98 0	80 6	-145 3	+25 3	145 3	+25 3						

metru cu baza de 5 cm și precizia de măsurare de 0,00125 mm.

IV.2.2. La grinzile de mari dimensiuni (lungime 9-18 m). În timpul experimentărilor au fost efectuate următoarele măsurători care se referă la comportarea grinzii și anume:

- deplasarea pe verticală (săgeți), cu comparatoare 1/100 mm, în cinci secțiuni în lungul grinzii;
- înregistrarea apariției smulgerii armăturilor tensionate și alunecarea acestora la capătul "A" cu ajutorul comparatoarelor 1/100 mm fixate pe fiecare armătură (Fig.A2.8);
- apariția și dezvoltarea fisurilor normale și înclinate, urmărite cu lupta (lox) și cu un deformetru cu baza de 5 cm (0,005 mm);
- deformațiile betonului pe înălțimea grinzii în zona de moment constant și în secțiuni înclinate au fost măsurate cu ajutorul deformetrului mecanic (1/1000 mm). Toate experimentările au fost conduse în conformitate cu /27/.

Mărimea treptelor de încărcare a fost de 3,5 - 4% din încărcarea de rupere, până la apariția fisurilor și apoi de 6-8,5% până la rupere; după fiecare treaptă de încărcare menținându-se constantă încărcarea timp de 10-15 minute, după care s-au făcut măsurători.

Deschiderea fisurilor s-a măsurat, la nivelul centrului de greutate al armăturii tensionate, la fiecare treaptă de încărcare până la mărimi ale deschiderii de 0,3 mm pentru fisurile normale și de 1 mm pentru fisurile înclinate. Releveul fisurilor a fost întocmit pe ambele fețe ale grinzii; pe fisură fiind marcate mărimea forței în tone precum și dezvoltarea pe înălțimea grinzii (figurile A 1.1 - A 1-24)

#### IV.3. Caracteristici efective ale elementelor experimentale

IV.3.1. Grinzile experimentale de 9,2 m lungime au fost executate în cofraje de lemn, fapt ce a condus la obținerea unor grinzi ale căror dimensiuni au, față de valorile preconizate (tab.III.1), abateri care nu pot fi neglijate. În tab.IV.1 (col.2,3) se prezintă dimensiunile efective care au variat, față de dimensiunile nominale, cu: 0,5-2,5 cm lățimea tălpilor, cu 1,5 - 2,0 cm înima grinzii și cu

0,5 - 1 cm înălțimea grinzii. Celelalte caracteristici geometrice și de rezistență (col.10...18) au fost calculate cu valorile efective ale dimensiunilor.

Rezistența la compresiune a betonului determinată prin încercarea cuburilor cu latura de 20 cm cit și cu ajutorul unui sclerometru Schmidt cu înregistrare se dă în tab. III.13 (col.8).

IV.3.2. Grinzile de 3,4 m lungime cu secțiunea 13 x 35 cm, au fost executate în cofraje metalice rigide care au permis realizarea unor dimensiuni efective foarte apropiate de cele preconizate (tab,IV.3).

#### V. REZULTATELE INCERCĂRIILOR EXPERIMENTALE ȘI COMPARAREA LOR CU VALORILE TEORETICE

In cele ce urmează, <sup>se prezintă</sup> prin prisma considerațiilor teoretice și a rezultatelor experimentale, principalele aspecte care se referă la studiul stărilor limită de fisurare și rezistență în secțiuni înclinate la elementele pre-comprimate cu bare groase Pc90 și toroane RBr. Se menționează că în timpul experimentărilor au fost adunate foarte multe date experimentale care au permis autorului să facă, în diferite lucrări /8/, /35/, /57/ și o analiză a fisurării în secțiuni normale elaborând relații originale de calcul la fisurare în secțiuni normale. De aceea, în continuare se va prezenta o analiză detaliată numai a comportării la rorțe tăietoare și care se va referi la fisurarea în secțiuni înclinate (aparitia și deschiderea risurilor), la influența ancorării armăturii tensionate asupra fisurării în secțiuni înclinate și la capacitatea portantă.

##### V.1. Apariția risurilor înclinate

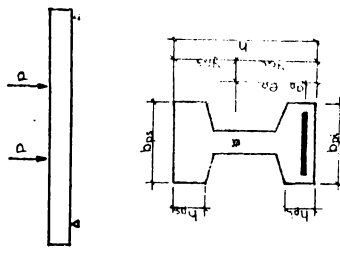
Calculul elementelor din beton precomprimat la apariția fisurilor înclinate se face în general prin limitarea tensiunilor principale de întindere determinată în stadiul elastic ținând seama de influența diferiților factori: precomprimare, a, tensiunea principală de compresiune etc.



CARACTERISTICILE EFECTIVE ALE GRINZILOR DE 92...18m

Tab. 10-4

GRINDA POUTRE	DIMENSIUNILE SECTIUNII TRANSVERSALE DIMENSIONS DE LA SECTION											A <sub>i</sub> cm <sup>2</sup>	y <sub>cs</sub> cm	y <sub>ct</sub> cm	I <sub>i</sub> cm <sup>4</sup>	W <sub>i,s</sub> cm <sup>3</sup>	W <sub>i,i</sub> cm <sup>3</sup>	α <sub>p</sub> cm	h <sub>op</sub> cm	e <sub>o</sub> cm	OBSERVATII OBSERVATIONS
	h cm	b <sub>ps</sub> cm	b <sub>pi</sub> cm	h <sub>ps</sub> cm	h <sub>pi</sub> cm	b cm	b <sub>A</sub> cm	b <sub>B</sub> cm	A <sub>i</sub>												
									b <sub>A</sub> cm	b <sub>B</sub> cm											
G1	1005	513	52	204	212	17	18	174	3649	5135	492	12	13	14	15	16	17	18			
G2	1005	51	523	20	21	166	166	171	3605	52	485	12	13	14	15	16	17	18	342		
G3	1016	508	537	203	213	166	158	164	3710	327	489	12	13	14	15	16	17	18	335		
G4	101	51	526	203	206	169	16	164	3664	521	489	12	13	14	15	16	17	18	332		
G5	102	512	53	203	215	173	18	17	3721	533	487	12	13	14	15	16	17	18	339		
G6	1009	503	533	204	208	166	17	16	3657	524	485	12	13	14	15	16	17	18	337		
G7	1005	512	537	202	204	169	172	166	3677	507	498	12	13	14	15	16	17	18	345		
G8	101	51	522	202	205	172	171	168	3672	517	493	12	13	14	15	16	17	18	348		
G9	100	51	53	20	21	12	132	125	3462	515	485	12	13	14	15	16	17	18	353		
G10	100	505	52	20	21	107	1075	98	3364	514	486	12	13	14	15	16	17	18	36		
G11	1001	525	534	203	218	183	178	19	3675	527	474	12	13	14	15	16	17	18	366		
G12	1008	516	524	195	215	178	18	18	3770	532	476	12	13	14	15	16	17	18	316		
G13	100	507	53	187	21	172	17	18	3612	52	48	12	13	14	15	16	17	18	334		
G14	1005	51	535	197	215	175	16	175	3705	522	483	12	13	14	15	16	17	18	351		
G18:27	210	63	54	12	12	12	12	12	4568	985	1115	12	13	14	15	16	17	18	955		
G18:22	175	50	35	13	11	10	12	12	3103	868	882	12	13	14	15	16	17	18	6345		
G12:6	110	40	—	9	—	125	16	16	2271	475	625	12	13	14	15	16	17	18	47		
G15	100	51	54	195	21	175	165	175	3632	515	485	12	13	14	15	16	17	18	570		
G16	1003	506	53	196	207	181	175	195	3710	523	480	12	13	14	15	16	17	18	545		



h<sub>op</sub> = h - α<sub>p</sub>  
e<sub>o</sub> = y<sub>ct</sub> - α<sub>p</sub>

## CALITATEA BETONULUI DIN GRINZILE CU ARHATURĂ POSTÎNTINSĂ

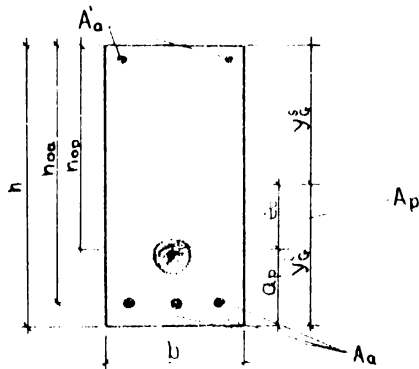
Tab III-2

GRINZILE POUTRE	DATA TURNĂRII CĂ	PRECOMPRIMARE PRECONTRAÎNTE										LA ÎNCERCARE						A L'ESSAI		Obs
		MAR		R <sub>cub</sub>		E <sub>b</sub>		Virsă Lage		R <sub>cub</sub>		R <sub>c</sub>		R <sub>c</sub>		R <sub>c</sub>		R <sub>c</sub>		
		3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	
P <sub>0A</sub>	16-06-1970	58	58	400	330000	135	450	30,50	284	279	250	360	352	395	341000					
P <sub>0B</sub>	16-06-1970	58	58	400	330000	139	425	90,25	274	270	250	340	334	373	335000					
P <sub>1A</sub>	11-06-1970	70	70	400	330000	155	410	2875	268	264	253	332	328	360	332000					
P <sub>1B</sub>	11-06-1970	70	70	390	326000	147	390	27,5	261	257	246	312	309	340	326000					
P <sub>2A</sub>	25-06-1970	59	59	400	330000	143	410	2875	268	264	253	332	328	360	332000					
P <sub>2B</sub>	25-06-1970	56	56	400	330000	110	400	2800	264	260	250	320	309	350	330000					
P <sub>3A</sub>	18-06-1970	63	63	400	330000	93	415	29,9	270	26,6	254	330	326	363	333000					
P <sub>3B</sub>	18-06-1970	63	63	400	332000	126	430	29,5	276	27,25	259	345	337	377	336000					
G 15	29-07-1974	400	58	300	310000	72	380	27,0	257	253	241	304	302	352	322000					
G 16	20-03-1974	400	38	300	290000	65	360	27,0	257	253	241	304	302	352	322000					

# CARACTERISTICILE GRINZILOR DE 3,4<sub>m</sub> CARACTÉRISTIQUES DES POUTRES DE

Tab. II-6

GRINDA POUTRE	ARMATURA TENSIONATA ARMATURE TENDUE	ARM. METENSIONATA ARM. MONTENDUE	Dimensiuni Dimensions				Caracteristicile sectiunii Les caracteristiques de la section						
			h cm	b cm	h <sub>op</sub> cm	h <sub>oa</sub> cm	A <sub>i</sub> cm <sup>2</sup>	y <sub>G</sub> <sup>s</sup> cm	y <sub>G</sub> <sup>i</sup> cm	I <sub>i</sub> cm <sup>4</sup>	W <sub>i,s</sub> cm <sup>3</sup>	W <sub>i</sub> cm <sup>3</sup>	e <sub>o</sub> cm
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
P <sub>0A,B</sub>	—	3φ22	35	15	26	32	587	19,35	15,65	66 900	3460	4280	6,65
P <sub>4A,B</sub>	4φ7	3φ20					571	18,6	16,4	67 900	3650	4130	7,4
P <sub>6A,B</sub>	6φ7	3φ18					585	18,7	16,3	66 810	3580	4100	7,3
P <sub>8A,B</sub>	8φ7	3φ14					558	18,5	16,7	61 200	3350	3670	7,7



INSTITUTUL POLITEHNIC  
 TIMIȘOARA  
 BIBLIOTECA CENTRALĂ



Pînă în prezent nu s-au elaborat teorii sau relații de calcul unanim acceptate care să reflecte cît mai exact corelația dintre eforturile unitare principale și rezistența la întindere a betonului. Așa cum s-a arătat și mai înainte, la foarte multe experimentări fisurile înclinate au apărut pentru valori calculate ale eforturilor unitare principale de întindere  $\tilde{\sigma}_1$  mai mici decît rezistența la întindere a betonului, iar o influență a stării biaxiale (poate chiar complexe) de eforturi pare a nu fi sensibilă asupra rezistenței betonului. De aceea, în continuare se prezintă o analiză a rezultatelor prin prisma relațiilor din diverse normative precum și propuneri privind corelația dintre eforturile unitare principale  $\tilde{\sigma}_1$  și rezistența la întindere. În cazul grinzilor de 9,2 m, această analiză se face la capătul B denumit "blocat" acolo unde se poate conta pe precomprimarea integrală. Următoarele relații din normele existente au fost considerate:

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_1 / R_t &= K_1 \dots - \text{prevedere din STAS 8000/67 și} \\ &\text{RS 119/74, pentru} \\ \frac{\tilde{\sigma}_1}{R_t} + \frac{\tilde{\sigma}_2}{R_c} &= K_2 \dots - \text{B < B 500 . . . . . V.1} \\ &\text{echivalentă cu prevederea FIP-} \\ &\text{CEB . . . . . V.2} \\ \frac{\tilde{\sigma}_1}{R_t(1 - \frac{\tilde{\sigma}_2}{R_c})} &= K_3 \dots - \text{prevedere în RS119/74 V.4} \\ &\text{- corespunzător teoriei din rezis-} \\ &\text{tența deformațiilor specifice} \\ \frac{\tilde{\sigma}_1 + \mu \tilde{\sigma}_2}{R_t} &= K_4 \dots \text{maxime . . . . . V.3} \end{aligned}$$

În tab.V.1 se prezintă pentru toate cele 27 grinzi valorile experimentale ale lui  $K_1$  (în col.12-14),  $K_2$  (în col.18-20),  $K_4$  (col.15-17) și  $K_3$  (col.21); cele trei valori ale fiecărui "K" se datoresc faptului că s-au luat pentru rezistența la întindere trei valori:  $R_t^{\text{FIP}}$ ,  $R_t^{\text{STAS}}$ ,  $R_t^{\text{CAER}}$  (v.tab.III.13). În primele coloane ale aceluiași tabel V.1, se dau: armarea fiecărei grinzi (col.2-5), calitatea betonului (col.6) deschiderea de forfecare  $a/h$  (col.7), gradul de precomprimare (col.8) și valorile calculate ale lui  $\tilde{\sigma}_B$ ,  $\tilde{\sigma}_1$  și  $\tilde{\sigma}_2$  funcție de valoarea experimentală a forței

la care a apărut prima fisură înclinată  $Q_{f1}$ . În tab.V.2, se prezintă aceleași valori ca și în tab.V.1 pentru un număr de 38 grinzi care au făcut obiectul cercetărilor de la INCERC București /36/, aceasta pentru a face ca analiza să cuprindă cât mai multe rezultate experimentale.

Pe baza prelucrării rezultatelor obținute la experimentarea celor 27 grinzi și utilizând și rezultatele din /36/ se propun următoarele relații de limitare a eforturilor  $\bar{\sigma}_{b1}$ , relații care să reflecte cât mai fidel fenomenele și să fie cât mai simple pentru proiectare.

$$\frac{\bar{\sigma}_{b1}}{R_t \left[ 1 - \left( \frac{\bar{\sigma}_{b2}}{R_c} \right)^{2/3} \right]} = K_5 \dots\dots V.5$$

$$\frac{\bar{\sigma}_{b1}}{R_t \left[ 1 - \frac{\bar{\sigma}_{b2} - \bar{\sigma}_{b2x}}{\sqrt{\mu_t \cdot \bar{\sigma}_{b2}}} \right]} = K_6 \dots\dots V.6$$

$$\bar{\sigma}_{b1} / R_{cub}^{2/3} = K_7 \dots\dots V.7$$

În aceleași tabele V.1 și respectiv V.2 se dau și valorile experimentale ale coeficienților  $K_5$  (col.22) și  $K_6$  (col.23) iar în fig.V.1 ..V.7 se prezintă grafic variația valorilor coeficienților  $K_1 \dots K_6$  (în ordonată), funcție de deschiderea de forfecare  $a/h$  (în abscisă); pentru  $K_3$  și  $K_5$  se prezintă variația lor și funcție de armarea transversală  $\mu_t$ .

a) Așa cum rezultă din tab.V.1 și din fig.V.1, la un număr mare de grinzi - 43 din 65 grinzi - fisurile înclinate au apărut pentru valori ale eforturilor unitare principale de întindere  $\bar{\sigma}_{b1}$  mai mici decât rezistența la întindere a betonului (uneori chiar la valori 0,55  $R_c$  efectiv). Aceasta înseamnă că, de fapt, în condițiile curente, cel puțin pentru tipul de grinzi experimentate (cu secțiunea dublu T) probabilitatea apariției fisurilor înclinate, la nivelul încărcărilor de exploatare este sensibil mai mare decât 5%. Se constată că la grinzile de mari dimensiuni, 9-18 m, valorile lui  $K_1$  sînt în majoritate  $\gg 1$  ceea ce pare să confirme o influență pozitivă a efectului de scară asupra raportului  $\bar{\sigma}_{b1}/R_t$  /38/.





minim de armare transversală  $M_t$ . Intr-adevăr, analizînd valorile lui  $K_3$  funcție de  $M_t$ , fig.V.3-b, se constată că limitînd procentul de armare  $M_t$  la o valoare  $M_t \min = 0,3-0,35\%$ , relația din STAS 10107/1975, poate fi considerată acoperitoare. Influența favorabilă a efectului de scară trebuie explicată prin valorile mai mari ale lățimii inimii ( $b=12...17\text{cm}$ ) la grinzile de 9-18 m lungime; prin creșterea grosimii inimii, formarea fisurilor înclinate are loc pentru valori mai mari ale încărcării, ceea ce este normal, iar apariția lor poate fi aparent înregistrată la valori mai mari ale lui  $\sigma_{b1}$ .

d) In ceea ce privește relația:

$$\frac{\sigma_{b1} + \mu \sigma_{b2}}{R_t} = K_4 \dots\dots\dots V.4$$

corespunzătoare teoriei din rezistență, a deformației specifice maxime, luînd pentru coeficientul lui Poisson  $\mu=1/5$  (/28/ fig.4.31) rezultă - fig.V.4 - pentru toate grinzile (cu excepția a două grinzi fără armare transversală), valori supraunitare pentru  $K_4$  și deci relația conduce la valori acoperitoare în toate cazurile.

e) Relația

$$\frac{\sigma_{b1}}{R_t \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{b2}}{R_c} \right)^{2/3} \right]} = K_5 \dots\dots\dots V.5$$

prinde mai corect sub o formă simplă, influența eforturilor unitare  $\sigma_{b2}$  și a rezistenței betonului  $R_c$  asupra eforturilor unitare  $\sigma_{b1}$ . Valorile lui  $K_5$  (fig.IV.5 a) sînt supraunitare pentru 55 din 65 grinzi; cele 10 grinzi cu valori ale lui  $K_5 < 1$ , sînt cu armarea transversală redusă (fig.V.5), fie că ruperea lor s-a produs prin moment încovoietor în secțiuni normale (grinzile 11 și 14).

Relația

$$\sigma_{b1} / R_t \left[ 1 - \frac{\sigma_{b2} - \sigma_{b2}}{\sqrt{M_t} \cdot \sigma_{b2}} \right] = K_6 \dots V.6$$

deși mai complexă, este totuși cea mai completă deoarece prinde și influența armării transversale  $M_t$  și a gradului de precomprimare  $\sigma_{br}$ . Doar pentru 6 din 59 grinzi (fig.V.6), valorile lui  $K_6$  sînt subunitare; cele 5 grinzi fiind toate cu armare transversală  $M < M_{t \min}$  sau ruperea lor s-a produs la încovoiere în secțiuni normale.

b) In STAS 8000/73 se prevedea, pentru elementele din clasa II de fisurare o relație echivalentă cu cea din Recomandările FIP - CEB și anume:

$$\frac{\tilde{\sigma}_1}{R_t^n} \leq 1 - 0,8 \frac{\tilde{\sigma}_2}{R_c} \dots\dots\dots V.2'$$

Deoarece în același STAS, rezistența la compresiune a betonului este practic egală cu  $R_{c11}$  și deci egală cu  $0,8 R_{cub}$  din relație dispăre  $0,8$ , rezultînd relația V.2. Acceptarea în proiectare a valorilor normate  $R_t^n$  și  $R_c^n$  ar echivala cu acceptarea unei probabilități de 5% ca sub acțiunea încărcărilor de exploatare să apară fisuri înclinate. Analiza rezultatelor - fig.V.2 arată că în realitate, la foarte multe grinzi - 28 din 65 - fisura înclinată a apărut pentru valori ale lui  $K_2$  mai mici ca 1, ceea ce înseamnă că probabilitatea apariției fisurilor înclinate sub încărcări de exploatare este sensibil mai mare de 5%.

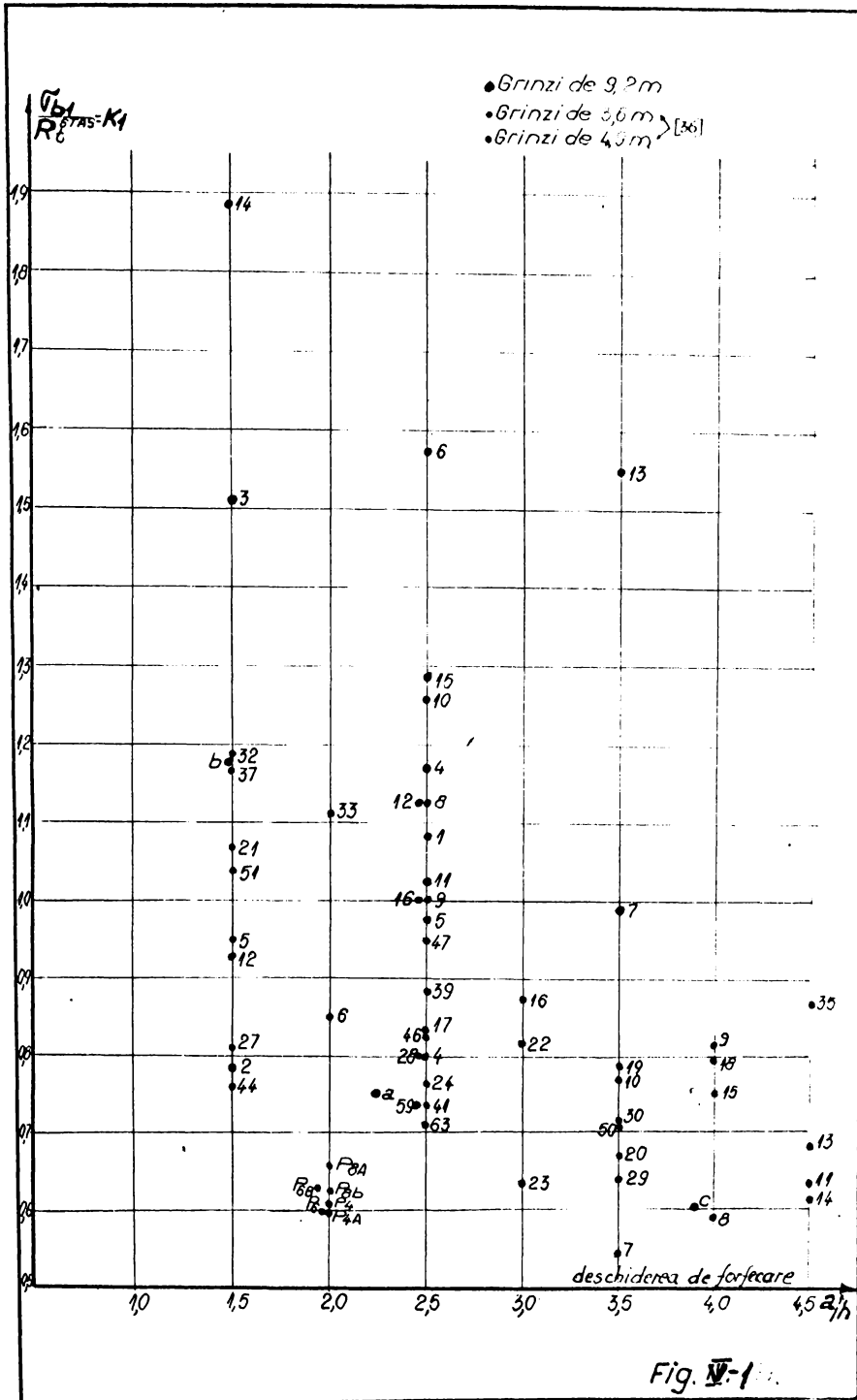
c) In STAS 10107/75, ce va înlocui STAS 8000/73, se propune limitarea eforturilor unitare principale de întindere  $\tilde{\sigma}_{b1}$  printr-o relație de forma:

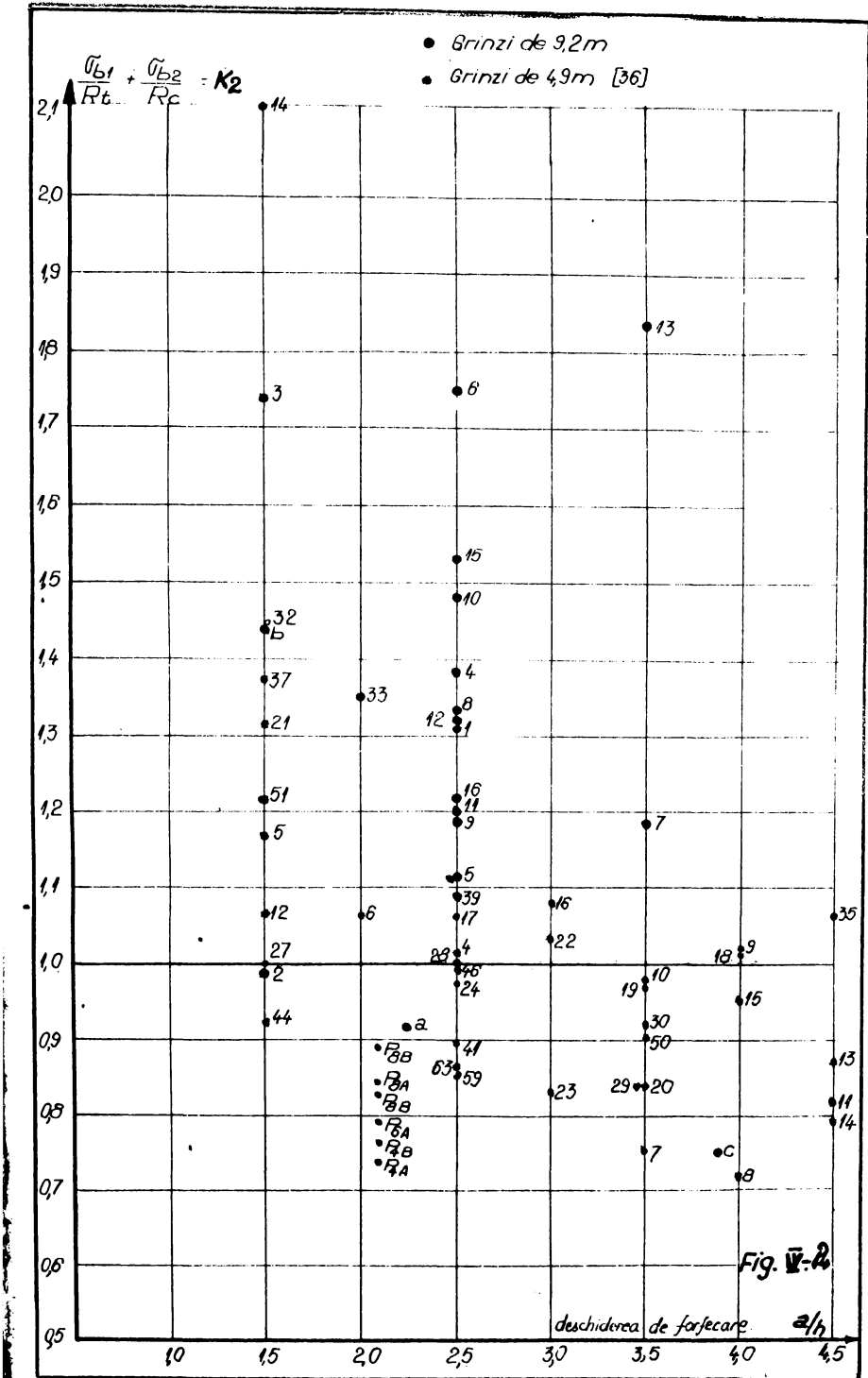
$$\tilde{\sigma}_{b1} \leq \left(1 - \frac{\tilde{\sigma}_2}{R_c}\right) \dots\dots\dots V.3'$$

asemănătoare relației 4.4.13 din proiectul de Recomandări RS 119/74 și care pentru cele trei clase de fisurare va avea următoarele forme:

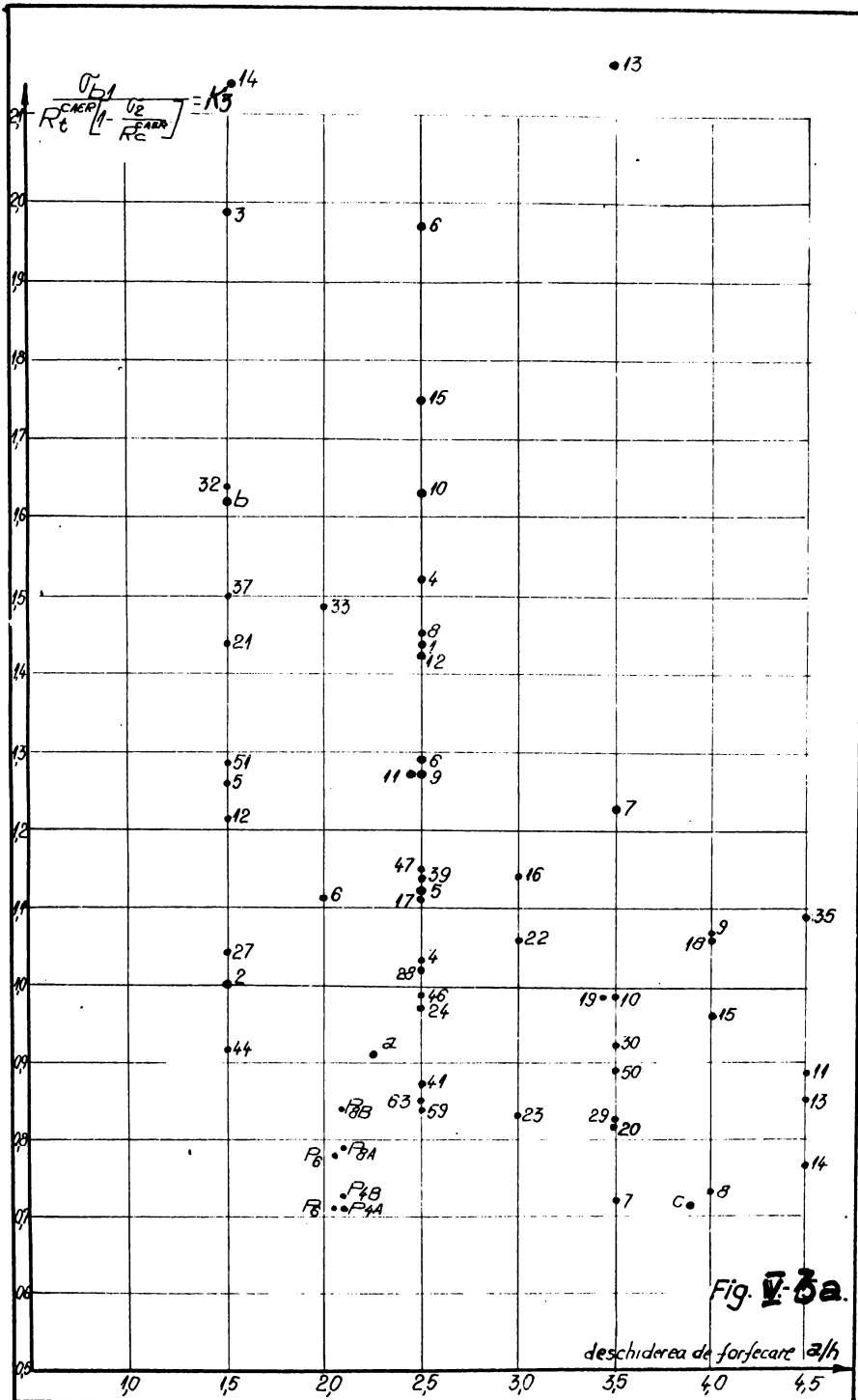
Clasa I	$\tilde{\sigma}_{b1} \leq R_t \left(1 - \frac{\tilde{\sigma}_2}{R_c}\right)$	
Clasa a II-a	$\tilde{\sigma}_{b1} \leq R_t^n \left(1 - \frac{\tilde{\sigma}_2}{R_c^n}\right)$	V.8
Clasa a III-a	$\tilde{\sigma}_{b1} \leq 1,5 R_t^n \left(1 - \frac{\tilde{\sigma}_2}{1,5 R_c^n}\right)$	

Analiza rezultatelor experimentale prin prisma acestei relații corespunzătoare, de exemplu clasei a II-a, de fisurare, arată - fig.V.3 a - că pentru 27 din 65 grinzi, fisurile înclinate au apărut pentru  $\tilde{\sigma}_{b1}$  mai mici decît  $R_t \left(1 - \frac{\tilde{\sigma}_2}{R_c}\right)$  adică pentru 27 de grinzi valorile lui  $K_3$  sînt subunitare. Relația aceasta ar putea fi reținută pentru proiectare, numai dacă se corelează cu un anumit procent









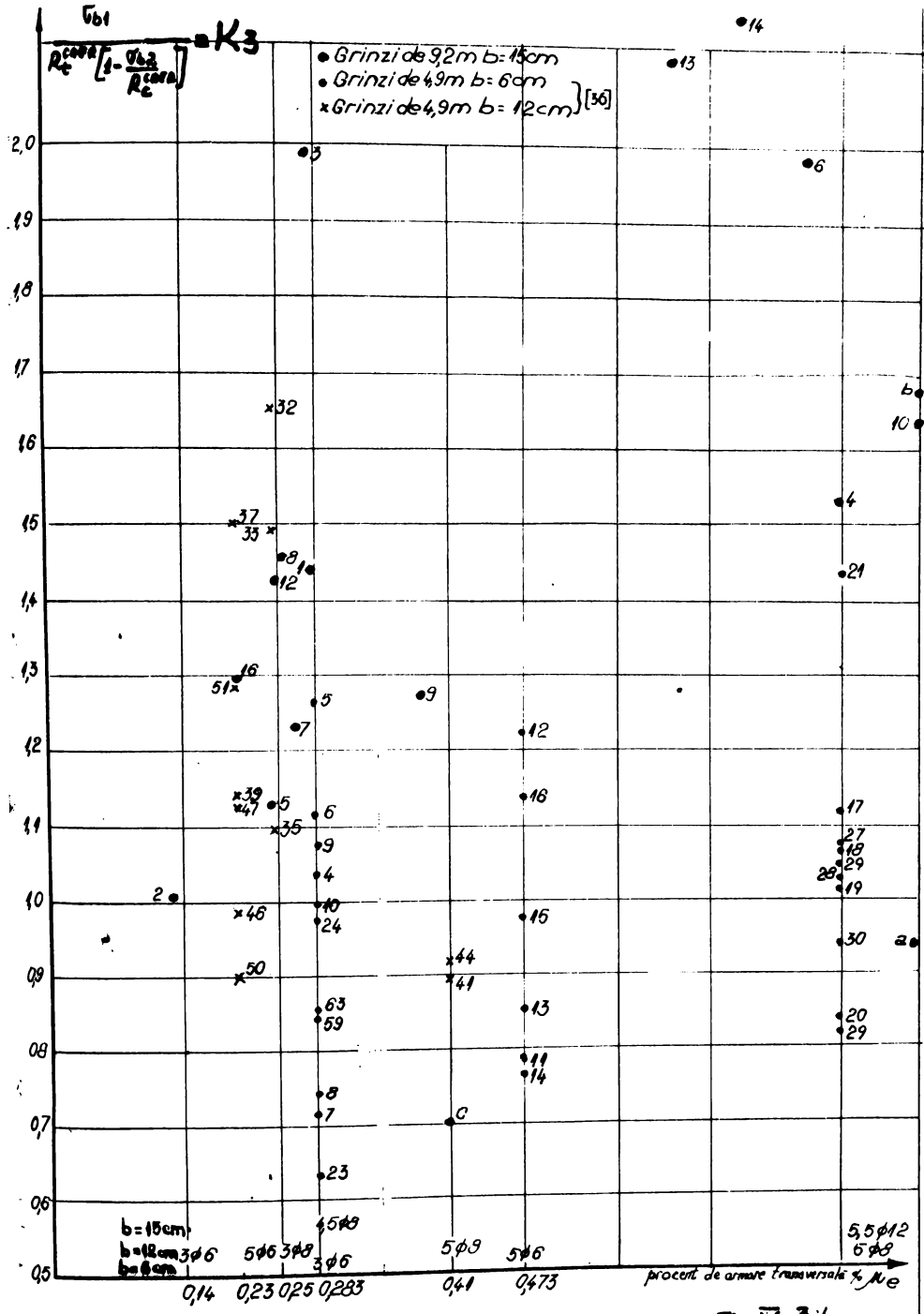
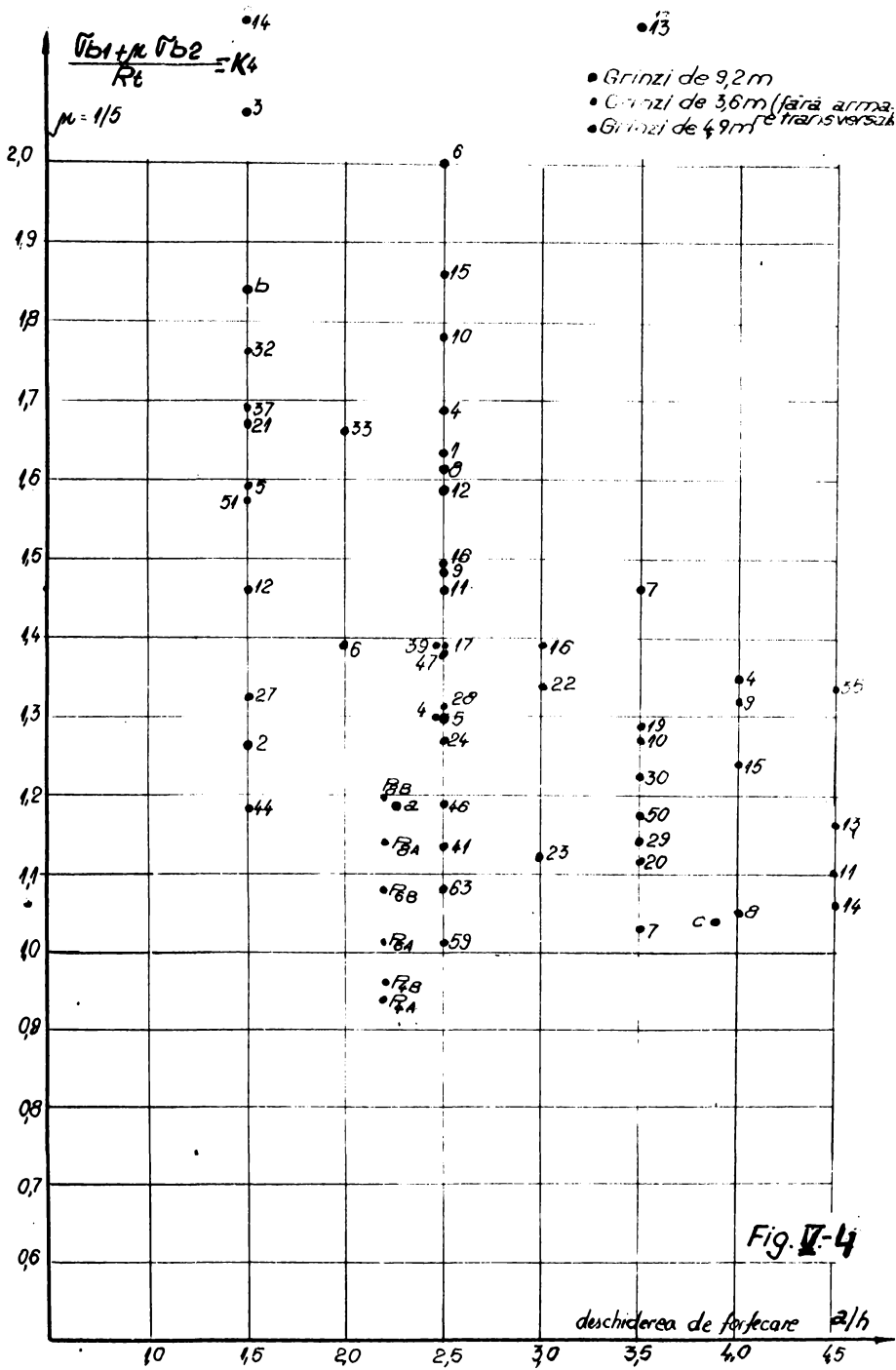
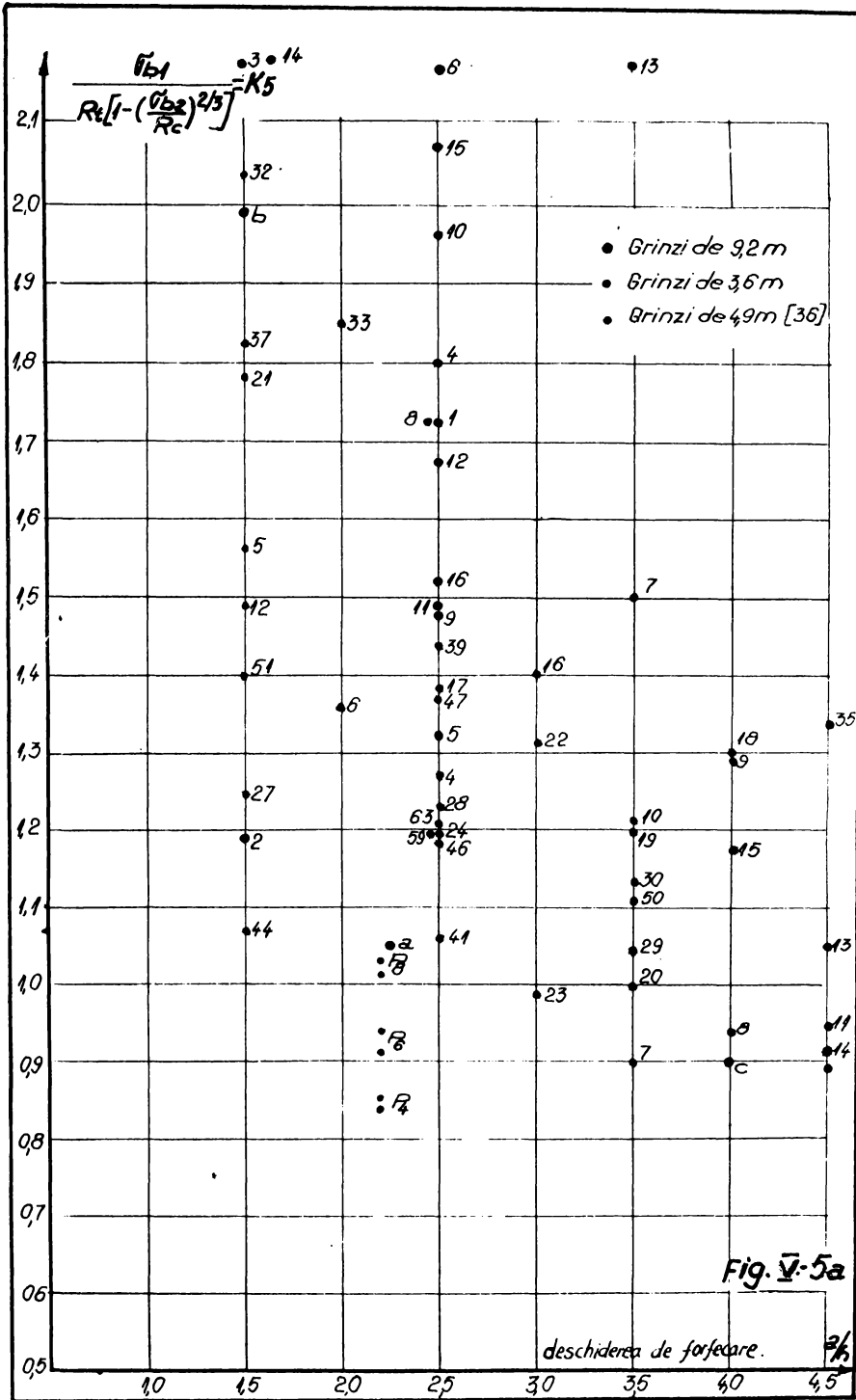


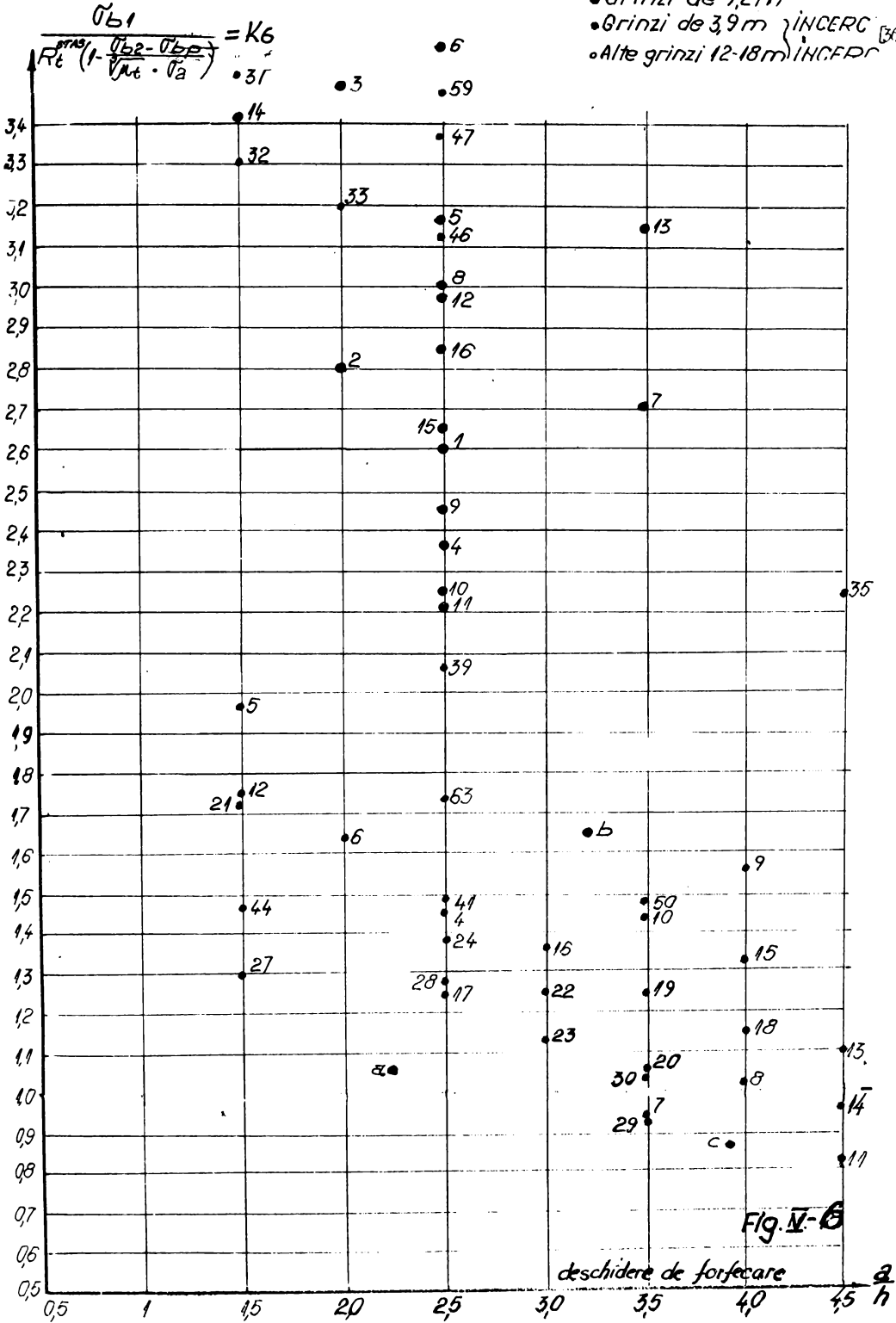
Fig. V-3b

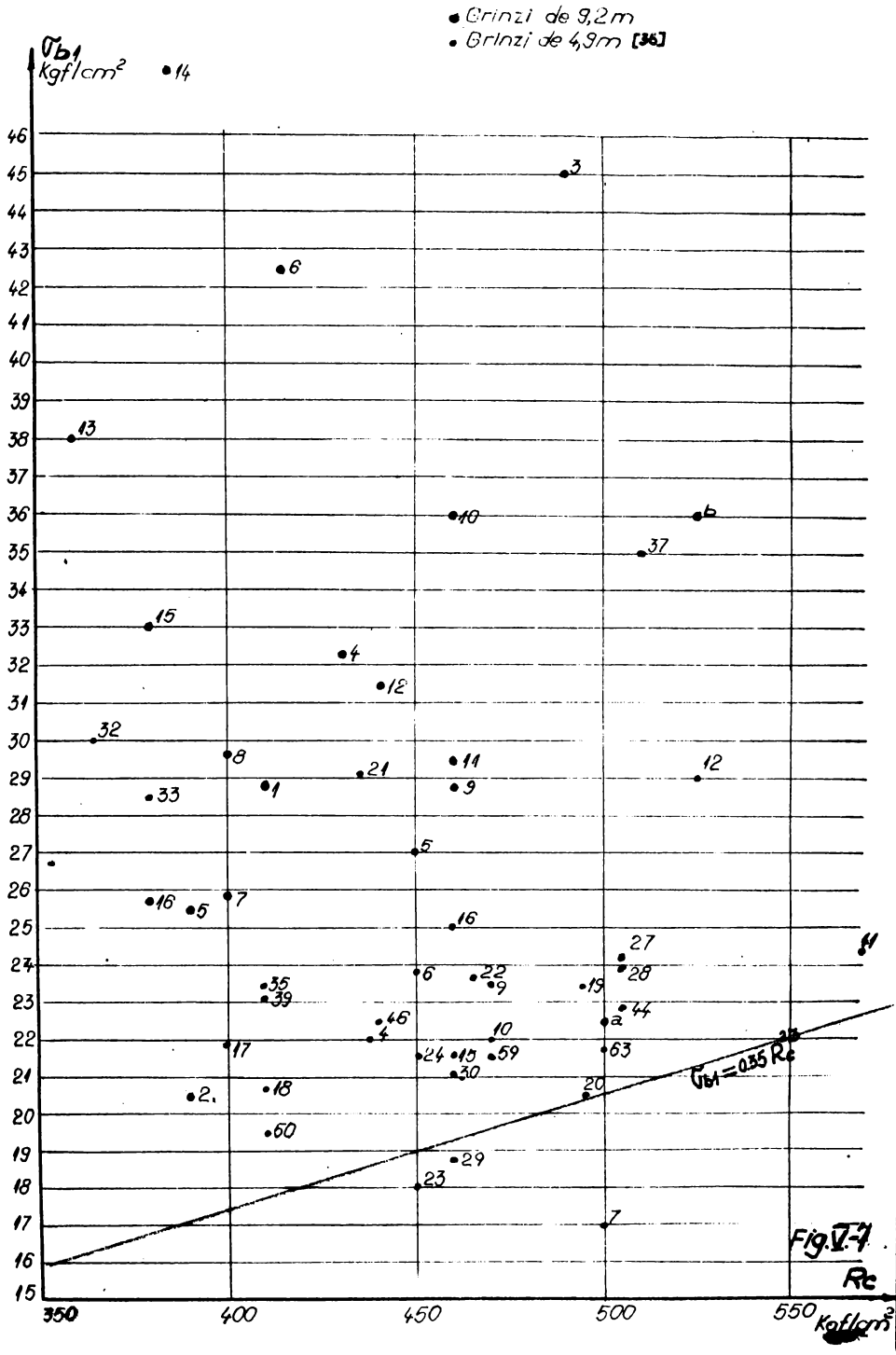






- Grinzi de 9,2m
- Grinzi de 3,9m } INCERC [36]
- Alte grinzi 12-18m } INCERC





Relația

$$\sqrt{\sigma_{b1}} / R_{cub}^{2/3} \leq K_7 \dots \dots \dots$$

V.7

limitează eforturile unitare principale de întindere  $\sqrt{\sigma_{b1}}$  funcție de rezistența cubică a betonului  $R_{cub}$ . Valorile eforturilor unitare principale  $\sqrt{\sigma_{b1}}$  la care au apărut fisurile înclinate se situează aproape în totalitate deasupra dreptei definite de relația V.7, cu excepția a 5 grinzi dar care s-au rupt prin moment încovoietor în secțiuni normale. Aceasta înseamnă că limitând eforturile  $\sqrt{\sigma_{b1}}$  la  $0,35 R_G$  riscul de apariție a fisurilor înclinate este sub probabilitatea de 5% (fig.IV.7). Analiza relațiilor V.1...V.7, cu reprezentările grafice din fig.V.1...V.7, scoate în evidență o serie de aspecte:

- Valorile mari de 2 pînă la 3 ale unora din coeficienții  $K_1...K_6$  trebuie considerate ca acceptabile și nu prea acoperitoare, deoarece la grinzile respective, deschiderea fisurilor la apariție a fost mare,  $\alpha_{F1} = 0,3-1$  mm, ceea ce înseamnă că trebuie cu desăvîrșire exclus riscul apariției fisurilor înclinate. În plus, relațiile de calcul fiind simple, nu cuprind decît 2-3 parametri, din cei peste 20 care influențează comportarea la forțe tăietoare și este imposibil ca relația de calcul să acopere cîmpul de variabilitate a parametrilor respectivi. Așa se explică de altfel și împrăștierea mare a valorilor coeficienților  $K_1...K_6$ .

- Experimentările au scos în evidență că armătura transversală, chiar sub formă numai de etrieri are o influență sensibilă asupra apariției fisurilor înclinate și că valori ale armăturii transversale sub un anumit procent minim de armare ( $M_{tmin}$ ) conduce la valori subunitare ale coeficienților  $K_3$  și  $K_5$  (fig.V.3 b și fig.V.5 b). Deși în contradicție cu unele cercetări anterioare /36/, /59/, /37/ această concluzie se impune dacă se analizează datele tabelului V.3. În acest tabel sînt date, în col.8, valorile eforturilor unitare principale  $\sqrt{\sigma_{b1}}$  calculate plecînd de la valorile experimentale ale forței tăietoare de apariție a fisurilor înclinate, adică:



$$\sigma_{bx} = \frac{N_{ot}}{A_i} \quad \sigma_x = \frac{Q_{xi}^{exp} S}{b I} \quad \text{și} \quad \sigma_{bj} = -\frac{\sigma_{bx}}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{bx}}{2}\right)^2 + \sigma^2}$$

În același tabel V.3 col.11, se prezintă, de asemenea, valorile lui  $\sigma_{bj}$ , dar calculate plecând de la valoarea măsurată pe grindă, a unghiului de înclinare  $\beta$  (col.10) al primei fisuri înclinate

$$\sigma'_{bx} = \frac{2 \sigma_x}{\operatorname{tg} 2\beta} \quad \text{și} \quad \sigma'_{bj} = -\frac{\sigma'_{bx}}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma'_{bx}}{2}\right)^2 + \sigma_x^2}$$

Comparând aceste valori  $\sigma_{bj}$  din col.8 cu  $\sigma_{bj\beta}$  din col.11, se observă clar influența transversală în zona de forțe tăietoare:  $\sigma_{bj} / \sigma_{bj\beta} = 1$ , pentru grinzile cu  $m_t = 0,2 - 0,3\%$   $\sigma_{bj} / \sigma_{bj\beta} = 1,02 - 1,25\%$  iar pentru grinzile cu  $m_t = 0,83\%$

$\sigma_{bj} / \sigma_{bj\beta} = 1,25 - 1,5$ . Cum armătura transversală nu influențează asupra unghiului de înclinare al fisurii (la grinzi cu  $m_t$  complet diferit,  $\beta$  este aproximativ același) este clar că armătura transversală influențează asupra nivelului încărcării la care apare fisura înclinată,  $Q_{xi}^{exp}$ , deci asupra lui  $\sigma_{bj}$ . Această influență a armării transversale asupra apariției fisurilor înclinate a condus la ideea de a se defini un procent minim și un procent optim de armare transversală,  $m_{tmin}$ , respectiv  $m_{toptim}$ , funcție de mărimea efortului unitar principal  $\sigma_{bj}$ . Pornind de la variația procentului de armare transversală, funcție de mărimea lui  $\sigma_{bj}$ , după diverse prescripții și autori fig.V.8, s-au reprezentat grinzile experimentate; alături de marca grinzii s-a trecut și deschiderea fisurilor înclinate la apariție. Se observă clar că pentru procente mici de armare transversală

$m_t = 0,3 - 0,35\%$  la toate grinzile s-au înregistrat deschideri ale fisurii la apariție de ordinul 0,25-1,2 mm spre deosebire de grinzile cu  $m_t = 0,85\%$  la care deschiderile fisurilor înclinate au fost de ordinul 0,05 - 0,15 mm. Analiza detaliată a acestor date din fig.V.8 a permis să se propună un anumit procent de armare transversală  $m_{toptim}$  funcție de nivelul eforturilor unitare principale  $\sigma_{bj}$ . În acest sens, dreapta punctată satisface cerințele unei armări transversale optime, cu valorile extreme  $m_{tmin} = 0,35\%$  și  $m_{tmax} = 1-1,2\%$ .

Tab. 7-3

Grin- da	Ar- măt. tensi- onată	Etri- erl q/m /m	a h	R <sup>STAS</sup>	0b	Valori calculate pe cînd de la Q <sub>fi</sub>			Unghiul de înclin- are pri- mărilor surlor	0 <sub>fi</sub> calc. pe cînd de la Q <sub>fi</sub>	0 <sub>18</sub> (0 <sub>fi</sub> )
						0 <sub>B</sub> dal/cm <sup>2</sup>	0 <sub>18</sub> dal/cm <sup>2</sup>	0 <sub>38</sub> dal/cm <sup>2</sup>			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12-14
G1	TBP <sub>9</sub>	5φ8 029%	2,5	26,8	44,7	46,2	28,9	73,6	28°	21,55	1,34
G2	24x74	3φ6 0100	1,5	26,1	42,0	35,7	20,3	62,3	28°	19,25	1,055
G3		4,5φ8 0255	1,5	29,4	39,4	61,7	45	84,4	30°	35,75	1,26
G4		5,5φ12 076	2,5	27,4	38,5	47,8	32,25	70,75	30°	24,35	1,325
G5	TBP <sub>12</sub>	4,5φ8 0265	2,5	26,1	16,2	33,2	25,4	44,6	34°	20,0	1,270
G6	18x74	5,5φ12 078	2,5	27,0	16,3	50,0	42,5	58,8	31°	29,55	1,435
G7		4,5φ8 0272	3,5	26,4	37,3	40,3	25,85	63,15	28°	19,10	1,35
G8		4,5φ8 0283	2,5	26,4	34,8	43,8	29,7	64,5	29°	24,45	1,215
G9		4,5φ8 030	2,5	28,8	39,0	44,0	28,8	67,3	31°	26,6	1,095
G10		5,5φ12 127	2,5	28,8	39,5	52,2	36,05	75,55	26°	23,1	1,55
G11	PC <sub>90</sub>	5,5φ12 0558	2,5	28,8	33,7	42,8	29,35	63,05	24°	19,35	1,515
G12	9φ25	4,5φ8 0250	2,5	28,0	34,3	45,4	31,45	65,75	22°	28,0	1,12
G13	TBP <sub>12</sub>	5,5φ12 0693	3,5	24,8	43,4	55,8	38,3	61,30	24°	24,65	1,555
G14	14x x74	5,5φ12 0712	1,5	26,1	42,3	67,0	49,15	91,45	31°	35,65	1,38
G15	13,30C 96 x1207	5,5φ12 0713	2,5	25,7	41,3	49,3	33	74,25	29°	27,55	1,20
G16	112φ5	4,5φ8 023	2,5	25,7	38,4	40,3	25,6	64,0	32°	25,3	1,01
G18-121	TBP <sub>12</sub> 24x74	10φ10 131	1,3 2,25	30,2	44,8	38	22	66,8	29°	20,1	1,095
G18- 12-2	PC <sub>90</sub> 9φ25	2x10φ10 130%	1,5	31	68,0	61,8	36,4	104,4	30°	35,4	1,03
0126	PC <sub>90</sub> 4φ25	10φ5 044	3,8	31,8	55,8	36,6	18,1	73,9	—	—	—
G5- 12-10	—	—	—	30,2	69,1	48,3	24,85	98,95	27 35	24 35,8	1,035 0,74
G5- 12-10	—	—	—	30,2	67,6	56,5	32	99,7	30° 34	32,4 37,9	0,987 0,845
F4A	4φ7	—	2	26,8	28,0	26,6	16,1	44,1	30°	15,45	1,04
F4B	—	—	2	26,1	28,5	27,5	15,75	42,25	29°	15,15	1,035
F6A	6φ7	—	2	26,8	42,0	30,3	16,0	58,0	28°	16,2	0,987
F6B	—	—	2	26,4	42,4	31,2	16,6	59,0	27°	15,9	1,043
F8A	6φ8	—	2	27,0	55,0	34,3	16,5	71,5	27°	16,6	0,995
F8B	—	—	2	27,6	56,2	36,8	18,2	74,4	26°	19,2	0,945

- Grinzi de 32m
- Grinzi de 35m

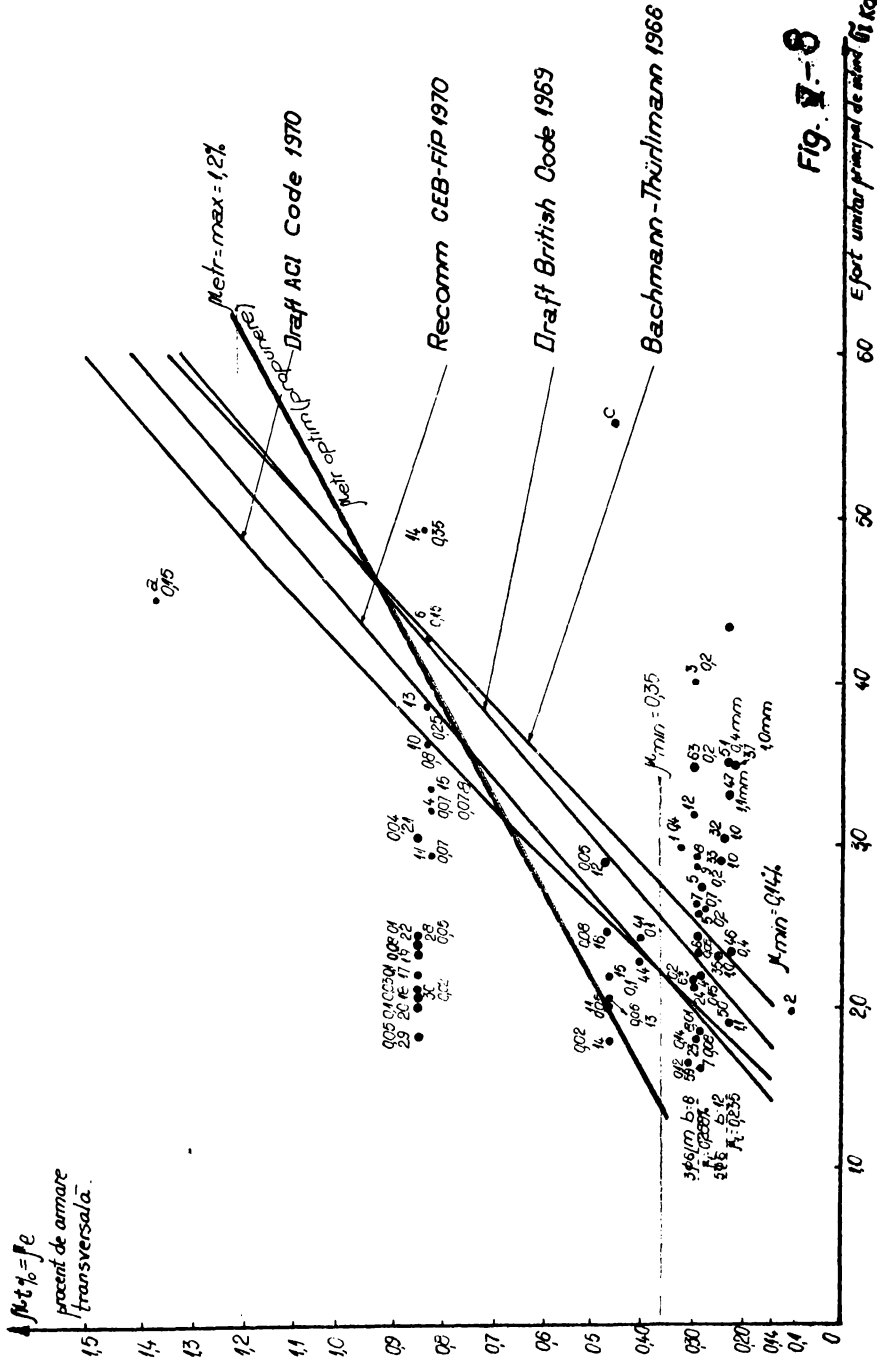


Fig. 9-8 Efort unitar principal de calcul în kgf/cm<sup>2</sup>

- In lucrările /38/,/45/ s-a analizat și influența mărimii grinzii (a efectului de scară) asupra fisurării în secțiuni înclinate. Indiferent de relația folosită în analiza (V.1...V.7) pentru grinzile de mari dimensiuni ( $l = 9,2 \text{ m}$ ,  $b = 10-15 \text{ cm}$ ), s-au obținut valori mai acoperitoare ale raportului  $\sigma_{b1}/R_t$  (valori supraunitare pentru  $K_1 \dots K_6$ ). Aceasta se explică atât prin lățimea mai mare a inimii grinzii cât și prin faptul că înălțimea fiind mai mare, curbura benzilor de compresiune după direcția lui  $\sigma_{b2}$  este mai mică și deci presiunile pe care le exercită perpendicular - după direcția lui  $\sigma_{b1}$  - sînt mai mici.

In concluzie, se apreciază că, cel puțin în momentul de față, pentru elementele de beton precomprimat cu armătură preîntinsă se impune menținerea calculului la apariția fisurilor înclinate mai ales atunci cînd rezemarea grinzilor precomprimate este redusă, 10-15 cm. Dintre relațiile analizate se consideră că pentru proiectarea curentă se poate reține relația V.4, care să înlocuiască relația V.3 prevăzută în prezent în STAS 10107/1975.

Relația V.4 reflectă mai bine fenomenul și rezultatele experimentale obținute la încercarea a circa 85 de grinzi precomprimate de diferite mărimi au confirmat acest lucru.

In plus, la aceste elemente se impune și adoptarea unei anumite armări transversale optime conform fig.V.8 pentru a elimina apariția unor fenomene nedorite ca: smulgerea armăturii pretensionate înaintea fisurilor înclinate și care afectează capacitatea de rezistență.

## V.2. Deschiderea fisurilor înclinate

Problema deschiderii fisurilor înclinate pentru grinzile experimentate  $G_1 \dots G_6$  a fost prezentată separat în lucrarea /33/, făcîndu-se o analiză comparativă între valorile experimentale ale deschiderii fisurilor și valorile calculate cu relația cea mai completă, dată în RS 119/74.

$$\alpha_f = C_f \cdot K \cdot (h_0 + 30 d_{\max}) \frac{\sigma_{\pi}}{f_{ct}} \cdot \frac{t^2}{E_a^2} \quad \text{II.17}$$

Deși această relație de calcul cuprinde influența unor parametri cum ar fi procentul de armare transversală  $M_t$ , durata de acțiune a încărcării, forța de precomprimare  $N_{ot}$  etc., totuși, compararea cu valorile experimentale a scos în evidență multe neconcordanțe - fig.V.9.

La elementele precomprimate cu armătură pretensionată cu traseu rectiliniu, deschiderea fisurilor înclinate la apariție este foarte mult influențată de armătura transversală; astfel, la un procent  $M_e = 0,25 - 0,28\%$   $\alpha_{f10} = 0,4 - 1,2$  mm (funcție și de nivelul încărcării la care apar fisurile înclinate și care la rîndul lui este influențat de deschiderea de forfecare  $a/h$ ), la grinzile cu armare transversală mai puternică  $M_e = 0,8 - 0,85\%$   $\alpha_{f10} = 0,2 - 0,4$  mm. Pe lângă deschiderea mare a fisurilor la apariție,  $0,2 - 1,2$  mm, trebuie menționat că la aceste elemente precomprimate cu armătură tensionată rectilinie, la descărcare, închiderea acestor fisuri este doar parțială, rămînînd zone unde ele nu se închid complet ( $\alpha_{f10} \geq 0,1$  mm). Deși verificările efectuate cu relația II.17 sînt reduse ca număr față de complexitatea problemei se poate totuși considera că aplicarea acestei formule conduce la rezolvări insuficient de acoperitoare în comparație cu datele experimentale. De aceea, se consideră că în etapa actuală nu este oportun să se introducă în prescripțiile românești pentru elementele de beton precomprimat calculul deschiderii fisurilor înclinate, aceasta datorită în primul rînd numărului relativ redus de date sistematice ale rezultatelor experimentale. Mai mult, la elementele precomprimate cu armătură preîntinsă la care lungimea de rezemare este foarte mică (10-15 cm) apariția unor fisuri cu deschidere relativ mare ( $0,1 - 0,2$  mm) conduce întotdeauna la declanșarea fenomenului de smulgere a armăturii tensionate care, fiind fenomen ireversibil influențează, sensibil capacitatea portantă. Prezentele experimentări au scos clar în evidență că la elementele precomprimate cu armătură preîntinsă calculul la apariția fisurilor - prin limitarea eforturilor unitare principale de întindere - rezolvă deocamdată siguranța acestor elemente în zonele cu forțe

DESCHIDEREA FISURILOR ÎNCLINATE FUNCȚIE DE ÎNCĂRCARE

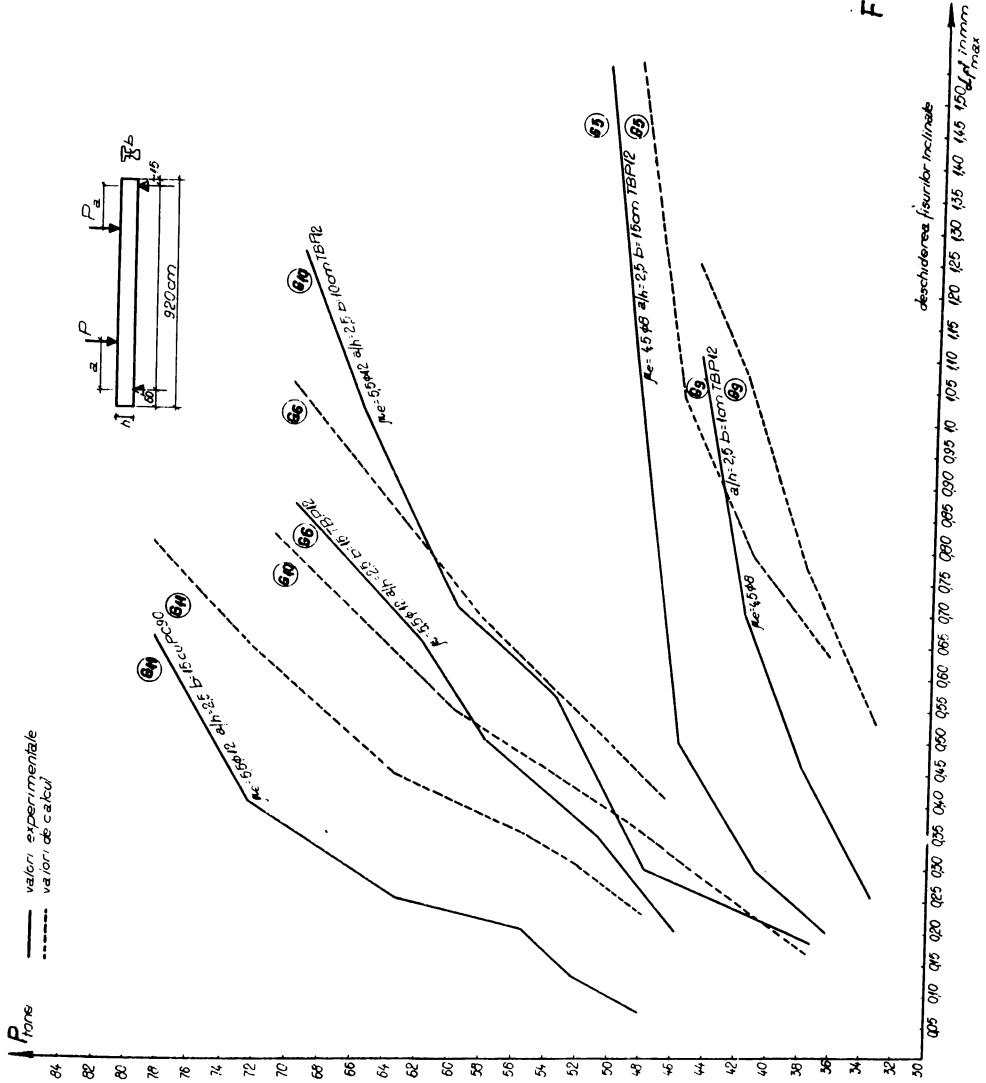


Fig. V-9

tăietoare importante.

### V.3. Influența ancorării armăturii tensionate asupra fisurării în secțiuni înclinate

a) Un alt aspect deosebit de important, specific elementelor precomprimate cu armătură preîntinsă, este acela al influenței apariției fisurilor asupra ancorării armăturii longitudinale tensionate și invers, influența smulgerii armăturii tensionate asupra fisurării în secțiuni înclinate. Transmiterea eforturilor de la armătură la beton în momentul transferului și ancorarea armăturii tensionate, sînt probleme deosebit de importante mai ales la elementele (T,  $\pi$ , TT etc), cu inimi subțiri și cu lungime de rezemare mică pe alte elemente. La elementele precomprimate cu armătură preîntinsă, transmiterea eforturilor se face pe toată lungimea armăturii prin aderență. În momentul deblocării (sau tăierii) armăturii tensionate, efortul este transmis progresiv de la armătură la beton pe o lungime  $l_t$  necesară pentru solidarizarea celor două materiale, beton și armătură, fig.V.10, transmiterea făcîndu-se prin eforturi de aderență dezvoltate la interfața dintre cele două materiale (fig.V.10 c). Notînd  $\sigma_{po}$  efortul unitar în armătura tensionată înainte de transfer, după transfer, acesta variază de la zero la marginea elementului la  $\sigma_{pp}$  la distanța  $l_t$  de la margine (fig.V.10 b). Teoretic, nu se poate vorbi totuși de aderență pe lungimea de transfer, deoarece au loc alunecări relative între cele două materiale datorită scurțărilor inegale ale lor. Aderența betonului la armătură este pusă în evidență numai în afara lungimii  $l_t$ , iar pe această lungime numai în momentul deblocării armăturii înainte ca alunecările să se producă.

Ancorarea armăturii tensionate în beton trebuie pusă pe seama a trei factori:

- frecarea între armătură și beton, urmare atît a compresiunii date de contractia betonului cît și prin umflarea elastică a armăturii după deblocare (fig.V.11-a);
- efectul de "cep" al armăturii, a cărui secțiune

crește progresiv către marginea elementului pe măsură ce efortul scade în armătură, (fig.V.10 a);

- efectul de înclăștare datorită rugozității și ondulațiilor (oricât de mici ar fi ele) armăturii.

Determinarea prin calcul a lungimii de ancorare  $l_a$  este în general dificilă din cauza numărului mare de parametri, mai ales în cazul armăturilor amprentate sau a toanelor.

În lucrarea /53/ se prezintă o metodă relativ simplă pentru determinarea lungimii de ancorare " $l_a$ " plecând de la mărimea intrării în beton a armăturii tensionate la transfer, notată  $\Delta l_r$ . Intrarea armăturii  $\Delta l_r$  pe care o putem măsura la transfer este o alunecare care rezultă din diferența de scurtare a betonului  $\Delta l_b$  și a armăturii  $\Delta l_p$  pe lungimea " $l_a$ ", (fig.V.12).

$$\Delta l_r = \Delta l_p - \Delta l_b \quad \text{V.9}$$

Scurtarea armăturii se datorește diferenței dintre efortul inițial  $\sigma_{p0}$  și efortul ce rămîne în armătură după deblocare  $\sigma_{px}$ , iar scurtarea betonului se produce sub acțiunea efortului de precomprimare transmis de armătură. Aceste valori pot fi exprimate analitic:

$$\Delta l_p = \frac{1}{E_p} \int_0^{l_a} (\sigma_{p0} - \sigma_{px}) dx \dots \text{V.10}$$

$$\Delta l_b = \frac{A_p}{A_b E_b} \int_0^{l_a} \sigma_{px} dx \dots$$

Funcția  $\sigma_p(x)$  variază - (fig.V.12 c) - între zero pentru  $x=0$  și  $\sigma_{p0}$  pentru  $x = l_a$ . Admițînd pentru  $\sigma_{px}$  o dezvoltare în serie /54/

$$\sigma_{px} = a + bx + cx^2 + dx^3 \dots \text{V.11}$$

se poate găsi

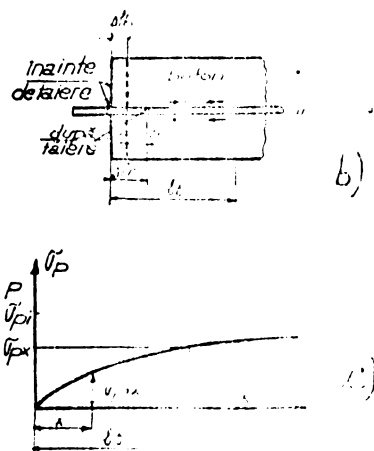
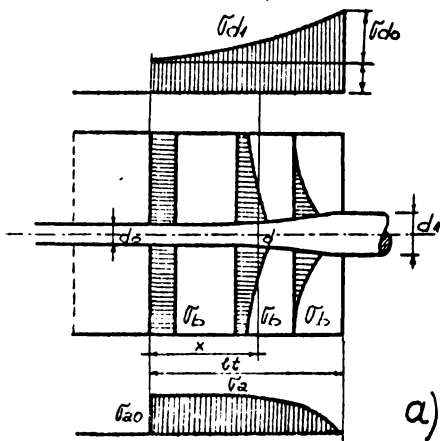
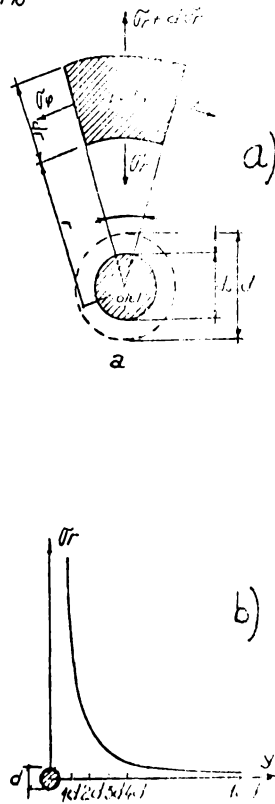
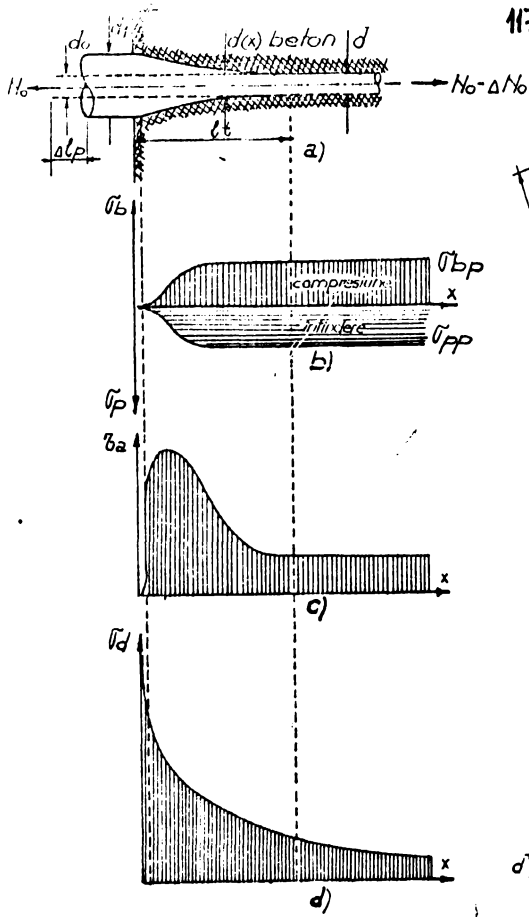
$$\sigma_{px} = \sigma_{p0} \left( \frac{3x}{l_a} - \frac{3x^2}{l_a^2} + \frac{x^3}{l_a^3} \right) \dots \text{V.12}$$

și rezultă

$$\Delta l_p = \frac{\sigma_{pp} l_a}{E_p} \left( 1 - \frac{3}{4} \eta \right) \dots \text{V.13}$$

$$\Delta l_b = \frac{\sigma_{pp} l_a}{E_p} \frac{3}{4} \eta \cdot \mu_p \cdot n \dots \text{V.14}$$





în care:

$$\eta = 1 - \mu_p \cdot n \quad \mu_p = A_p / A_b \quad n = \frac{E_a}{E_b}$$

Înlocuind  $\Delta l_p$  și  $\Delta l_b$  în V.9 se obține final

$$l_a = K \frac{E_p \cdot A_p}{R_p} \Delta l_r \dots\dots V.15$$

și în care

$$1/K = \alpha \left[ 1 - 0.75 (1 - \mu_p \cdot n)^2 \right] \dots\dots V.16$$

$$\alpha = \bar{\sigma}_{pp} / R_p = \text{gradul de precomprimare.}$$

Experimental, s-au măsurat la un număr de 6 grinzi cu armătură tensionată din TBP9, TBPI2 sau PC90, intrarea  $\Delta l_r$  pe un număr de 5-lo armături la fiecare grindă. În tab.V.4, în col.9, se prezintă valorile lungimii de ancoraj determinate cu relația V.15, iar în col.10 se dau valorile de bază pentru  $l_a$  din STAS 8000/73 obținute prin împărțirea valorilor de calcul la 1,6 pentru TBP și 1,5 pentru PC90. Așa cum rezultă din acest tabel (col.11), valorile date în STAS 8000/73 pentru lungimea de ancorare  $l_a$  sînt acoperitoare și în același timp se pare că relația II.29  $l_a = K \cdot d$  permite să se aprecieze destul de satisfăcător lungimea de ancoraj. Totuși, pentru barele groase PC90 așa cum s-a menționat și în lucrarea /24/ problema ancorării, mai ales cînd  $\bar{\sigma}_{po}$  are valori peste 4000 daN/cm<sup>2</sup>, nu este rezolvată; valorile experimentale fiind mult mai mari decît cele date în STAS 8000/73.

b) Determinarea lungimii de transfer a eforturilor de la armătura tensionată la beton " $l_t$ " este necesară, deoarece cunoscînd  $l_t$  se cunoaște și zona de unde se poate conta pe precomprimarea integrală în grindă. Experimental, valorile  $l_t$  s-au determinat prin măsurarea scurtării betonului - la nivelul armăturii tensionate - într-o serie de secțiuni de circa 1,5 m lungime de grindă la ambele capete. Rezultatele măsurărilor efectuate la 12 grinzi precomprimare de 9,2 m lungime, sînt prezentate în fig.V.13, în care se dau valorile scurtării  $\xi_{1b} \times 10^{-6}$  datorită precomprimării. Din aceste reprezentări grafice s-au luat valorile

$l_t^{\text{exp}}$  incluse în tab.V.4 (col.12). În col.13 tab.V.4 se dau valorile  $l_t$  date în STAS 8000/73, de asemenea, ca valori de bază (deci reduse cu 1,6 respectiv 1,5). Valorile raportului  $l_t^{\text{exp}}/l_t^{\text{STAS}}$ , col.14, arată că pentru toroane lungimea reală de transfer este mai mică decît cea dată în STAS 8000/73, ceea ce înseamnă că relația  $l_t = K_t \cdot d$  din STAS 8000/73 este acoperitoare. În schimb, pentru bare groase din PC90 valorile  $l_t$  corespunzătoare din STAS 8000/73 nu sînt nici pe departe acoperitoare; lungimea de transfer efectivă, reală, fiind mult mai mare (aproape dublă). Aceasta explică necesitatea îmbunătățirii ancorării (prin fretare sau piese speciale sudate pe bare), la armăturile tensionate din bare groase PC90. Cu cît aderența este mai puternică influența unor factori cum ar fi: grosimea betonului de acoperire, armătura transversală în zona ancoraj și chiar rezistența betonului, devine mult mai importantă.

Cunoașterea mai exactă a lungimii de transmitere a eforturilor de la armătura tensionată la beton, în zonele de capăt, este deosebit de importantă deoarece în cazul unor lungimi de trecere a grinzii, peste reazeme, mici, neavînd realizată precomprimarea integrală în apropierea reazemelor, apariția fisurilor înclinate este favorizată. Mai mult, la verificarea la moment încovoietor în secțiuni înclinate trebuie să se țină seama de efortul efectiv  $\int_p(x)$  din armătura tensionată (relația II.24). Cunoașterea lungimii de ancorare este de asemenea importantă întrucît trebuie evitată - prin proiectare și măsuri constructive smulgera armăturii tensionate înainte de pierderea capacității de rezistență a grinzii.

c) Pentru a pune în evidență influența apariției fisurilor înclinate asupra smulgerii armăturii tensionate și invers; eventuala influență a smulgerii armăturii tensionate datorită insuficienței ancorării, asupra apariției fisurilor înclinate, cele 16 grinzi  $G_1 \dots G_{16}$  de 9,2 m lungime s-au încercat diferit la cele două capete: la capătul "A" denumit "liber" lungimea grinzii peste reazem a fost de 15cm insuficientă ca ancorare a armăturii tensionate, iar la ca-

Tab. 7-4

Grindă	Armătură tensionată	$\sigma_{po}$ daN/cm <sup>2</sup>	A <sub>p</sub> cm <sup>2</sup> pt. TBP	R <sub>p</sub> <sup>0</sup>	Beton R <sub>c</sub> daN/cm <sup>2</sup>	k	$\Delta l_r$ cm	Lungimea de ancorare l <sub>a</sub>			Lungimea de transfer l <sub>t</sub>		
								exp l <sub>a</sub> cm	stas l <sub>a</sub> cm	stas l <sub>a</sub> cm	exp l <sub>t</sub> cm	stas l <sub>t</sub> cm	stas l <sub>t</sub> cm
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
G5	TBP12	3900	089	18400	390	12,6	0,09	110	170	4,55	30	57	1,9
G8	TBP12	9480	089	18400	400	5,1	0,31	157	165	1,05	45	56	1,25
G9	TBP12	9000	089	18400	460	5,55	0,25	134	150	1,12	50	51	1,02
G10	TBP12	9000	089	18400	460		0,25	138	150	1,09	40	51	1,28
G11	PC90 φ25	3900	491	7000	460	3,4	0,014	102	72	1,08	30	25	0,63
								670					
								62,5					
G12	PC90 φ25	3900	491	7000	440	3,4	0,015	670	75	1,12	35	25	0,72
								715					
								830					
								57,5					

$$l_a^{exp} = k \frac{E_{pAP} \Delta l_r}{R_p} \quad 1/k = \alpha \sqrt{1 - 0,75 (1 - \mu_p \rho)^2}$$



a. Deformali  
E<sub>b</sub> = 10<sup>6</sup> din  
greutate pro-  
pria.

	14	26	36	46	56	66	76	86	96	106 cm
	2	4	5	7	8	9	10	12	13	13.5

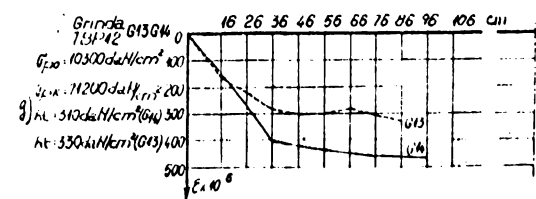
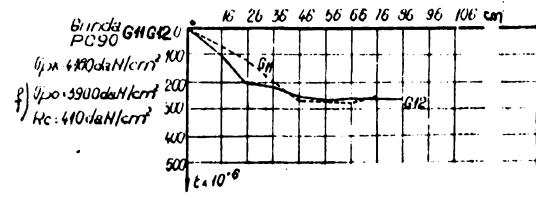
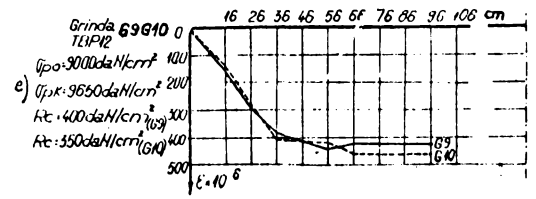
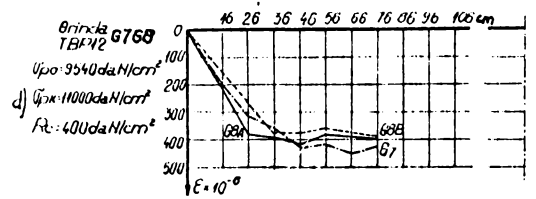
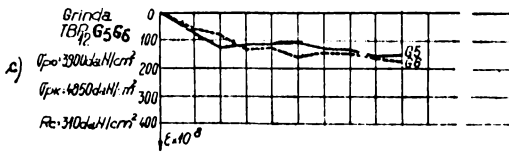
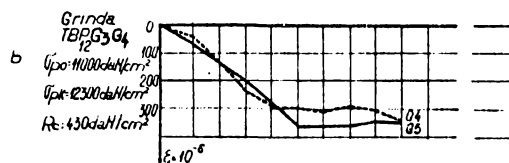


FIG. 5-13 LUNGIMEA DE TRANSFER A EFORTULUI  
DE LA ARMATURA LA BETON.

pătul "B" denumit "blocat" lungimea dincolo de reazem s-a luat 60 cm, determinată prin încercări ca fiind suficientă pentru ancorarea armăturii.

În timpul experimentărilor au fost înregistrate, la fiecare grindă, valorile forțelor tăietoare  $Q_{SO}$  corespunzătoare începutului smulgerii uneia din armături (toron sau bară groasă) și respectiv forța tăietoare corespunzătoare unei smulgeri de 0,1 mm notată  $Q_{SO,1}$ . În tab.V.5 se dau în col. 6 și 7 valorile  $Q_{SO}$ , respectiv  $Q_{SO,1}$ , iar în col.9 și 10 se dau valorile experimentale ale forței tăietoare de apariție a fisurilor înclinate la capătul "liber"  $Q_{f1A}$  și respectiv la capătul "blocat"  $Q_{f1B}$ . Valorile forțelor tăietoare de apariție a fisurilor înclinate au fost în general mai mici la capătul A (fig.V.14) datorită faptului că în secțiunea respectivă precomprimarea era mai redusă și datorită influenței smulgerii armăturii tensionate.

Analiza valorilor raportului  $Q_{SO}/Q_{f1A}$ , tab.V.5, col.13 reprezentat grafic în fig.V.15 funcție de  $a/h$  scoate în evidență faptul că la un număr de 15 din 65 grinzi, smulgerea armăturii s-a produs înaintea apariției fisurilor înclinate,  $Q_{SO}/Q_{f1A} < 1$ , iar la un număr de 12 grinzi smulgerea s-a produs odată cu apariția fisurilor înclinate  $Q_{SO}/Q_{f1A} = 1$  și este greu de precizat care fenomen totuși s-a produs primul. Analiza însă a aceluiași raport  $Q_{SO}/Q_{f1A}$  funcție de procentul de armare transversală  $\mu_t$  (fig.V.16), scoate clar în evidență că valorile  $Q_{SO}/Q_{f1A} \leq 1$  se înregistrează la grinzile cu armare transversală redusă  $\mu_t = 0,23 - 0,28\%$ , indiferent de mărimea grinzii (4,9 sau 9,2 m lungime). Aceasta se explică prin faptul că în prezența unei armări transversale insuficiente smulgerea armăturii tensionate se poate produce mai ușor, deformațiile transversale fiind insuficient preluate de armarea transversală. Si sub acest aspect, adoptarea unui procent minim de armare transversală  $\mu_{tmin} = 0,3 - 0,35\%$  elimină pericolul smulgerii armăturii tensionate înaintea apariției fisurilor înclinate.

Eliminarea fenomenului de smulgere a armăturii tensionate înaintea apariției fisurilor înclinate, este

deosebit de importantă dacă se are în vedere faptul că, așa cum rezultă din fig.V.17, după începutul smulgerii ( $Q_{SO}$ ) se ating relativ repede valori de 0,1 mm (corespunzătoare lui  $Q_{SO,1}$ ) alunecare a toroanelor. Astfel, la un număr de 53 din 65 de grinzi valorile raportului  $Q_{SO}/Q_{SO,1}$  sînt  $> 0,9$  și foarte apropiate de 1, ceea ce înseamnă că odată începută alunecarea, ea continuă rapid fără a fi influențată de deschiderea de forfecare  $a/h$  sau armătura transversală (fig. V.18). După unii /36/ valoarea alunecării egală cu 0,1 mm trebuie considerată drept critică pentru capacitatea portantă. Prezentele experimentări ne determină să apreciem că, chiar valoarea  $Q_{SO}$  (deci începutul alunecării), trebuie considerată ca valoare critică și aceasta deoarece:

- experimentările s-au făcut la sarcini de scurtă durată; ori la încărcări repetate (așa cum s-a procedat cu grinda  $G_{13}$ ) sau de lungă durată, alunecarea odată începută poate continua chiar la încărcări mai mici, dacă acestea sînt repetate sau de durată;

- prin nici o măsură constructivă (armare transversală, îmbunătățirea calității betonului etc), nu se poate influența asupra procesului de alunecare a armăturii;

- fenomenul de alunecare a armăturii poate influența nefavorabil asupra fisurilor înclinate eventual apărute, în sensul că le sporește și accelerează deschiderea.

Cel puțin la tipul de grindă studiat influența lățimii inimii „b” nu influențează asupra smulgerii ( $Q_{SO}$ ), dar influențează favorabil asupra raportului  $Q_{SO}/Q_{f1A}$  deoarece la inimi mai groase, valoarea relativă a lui  $Q_{f1}$  este mai ridicată. Aceasta explică de ce la multe elemente de suprafață cu lățimi foarte mici nu au apărut fenomene de smulgere a armăturii tensionate deși execuția lor era necorespunzătoare.

Analizînd în sfîrșit raportul  $Q_{SO,1}/Q_{TA}$  - tab. V.5 și fig.V.19, funcțiile de  $a/h$  și respectiv armarea transversală  $M_t$  (fig.V.20) se poate vedea că valorile acestui raport sînt cuprinse între 0,65 și 1, și nu sînt influențate de deschiderea de forfecare  $a/h$ , de gradul de pre-

Tab. V-5

Grind	Amor tension	Estrat d/mm	V <sub>60</sub> d <sub>10</sub> /d <sub>75</sub>	Q <sub>1+4</sub> %	Valori sperimentale (t)					Valori relative				Descritts inclinare departite		Inclinare visibile departite		
					Q <sub>50</sub>	Q <sub>50,1</sub>	Q <sub>75,4</sub>	Q <sub>75,8</sub>	Q <sub>75,4</sub>	Q <sub>50</sub>	Q <sub>75,4</sub>	Q <sub>50</sub>	Q <sub>50,1</sub>	A mm	B mm	A	B	
					t	t	t	t	t	Q <sub>50,1</sub>	Q <sub>75,8</sub>	Q <sub>75,4</sub>	Q <sub>75,4</sub>	A	B	A	B	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	
G1	78P9	5φ8	44,6	2,65	42,4	58,7	58,9	59,6	66,7	0,723	0,99	0,72	0,892	1,2	0,4	28°	27-28	
G2	24x7φ3	3φ6	42,0	2,65	60,0	61,9	60,9	45,4	62,9	0,97	1,31	0,985	0,985	0,05	1,2	22	28	
G3	78P9 18x7φ4	4,5φ8	39,4	1,65	66,4	73,3	59,4	71,8	105,4	0,907	0,827	1,110	0,70	0,15	0,20	30°	30°	
G4		5,5φ12	38,5	2,65	67,9	73,8	53,4	55,6	82,75	0,92	0,96	1,27	0,893	0,07	0,20	29°	30°	
G5		4,5φ8	16,2	2,65	48,3	49,9	42,9	41,0	53,9	0,967	1,045	1,125	0,926	1,4	0,2	26°	34	
G6		5,5φ12	16,3	2,65	69,9	78,9	50,9	55,3	79,1	0,886	0,920	1,370	0,997	0,15	0,15	30	31	
G7		4,5φ8	37,3	3,65	52,1	52,9	52,9	53,3	57,2	0,985	0,993	0,990	0,925	1,2	0,7	28	28	
G8		4,5φ8	34,8	2,65	53,8	54,5	54,4	52,3	67,4	0,985	1,035	0,99	1,807	0,4	0,3	23	29	
G9		4,5φ8	39,0	2,65	38,4	39,4	37,9	39,8	62,0	0,975	0,957	1,015	0,637	0,15	0,20	22	31	
G10		5,5φ12	39,5	2,65	67,9	70,4	37,4	37,8	83,4	0,965	0,990	1,815	0,845	0,2	0,16	30	28	
G11		FC 90	5,5φ12	33,7	2,65	82,0	89,3	56,9	59,8	107,9	0,920	0,953	1,44	0,828	0,07	0,25	31	24
G12		8φ25	4,5φ8	34,3	2,65	59,4	67,3	56,4	57,3	80,9	0,883	0,965	1,050	0,833	0,05	1,1	22	22
G13	78P12	5,5φ12	43,4	3,65	68,9	68,9	69,4	64,3	69,4	1,00	1,085	0,985	0,945	0,3	0,25	30	24	
G14	18x7φ4	5,5φ12	42,3	1,65	46,4	59,9	58,9	---	67,9	0,777	---	0,789	0,833	0,25	---	32	32	
					90,4	96,9	80,9	84,8	103,4	0,935	0,954	1,12	0,592	0,12	0,35	32	31	
G15	5050C. 3x12φ7	5,5φ12	41,3	2,65	---	---	59,4	60,8	75,4	---	0,977	---	---	0,10	0,13	29	29	
G16	+	1x12φ5	4,5φ8	38,4	2,65	---	---	50,9	56,8	64,0	---	0,895	---	---	0,08	0,10	31	32



- Grinzi cu  $h=100\text{cm}$   $b=15\text{cm}$
  - Grinzi cu  $h=40\text{cm}$   $b=6\text{cm}$
  - Δ Grinzi cu  $h=40\text{cm}$   $b=12\text{cm}$
- } cercetare  
INCERC [36]

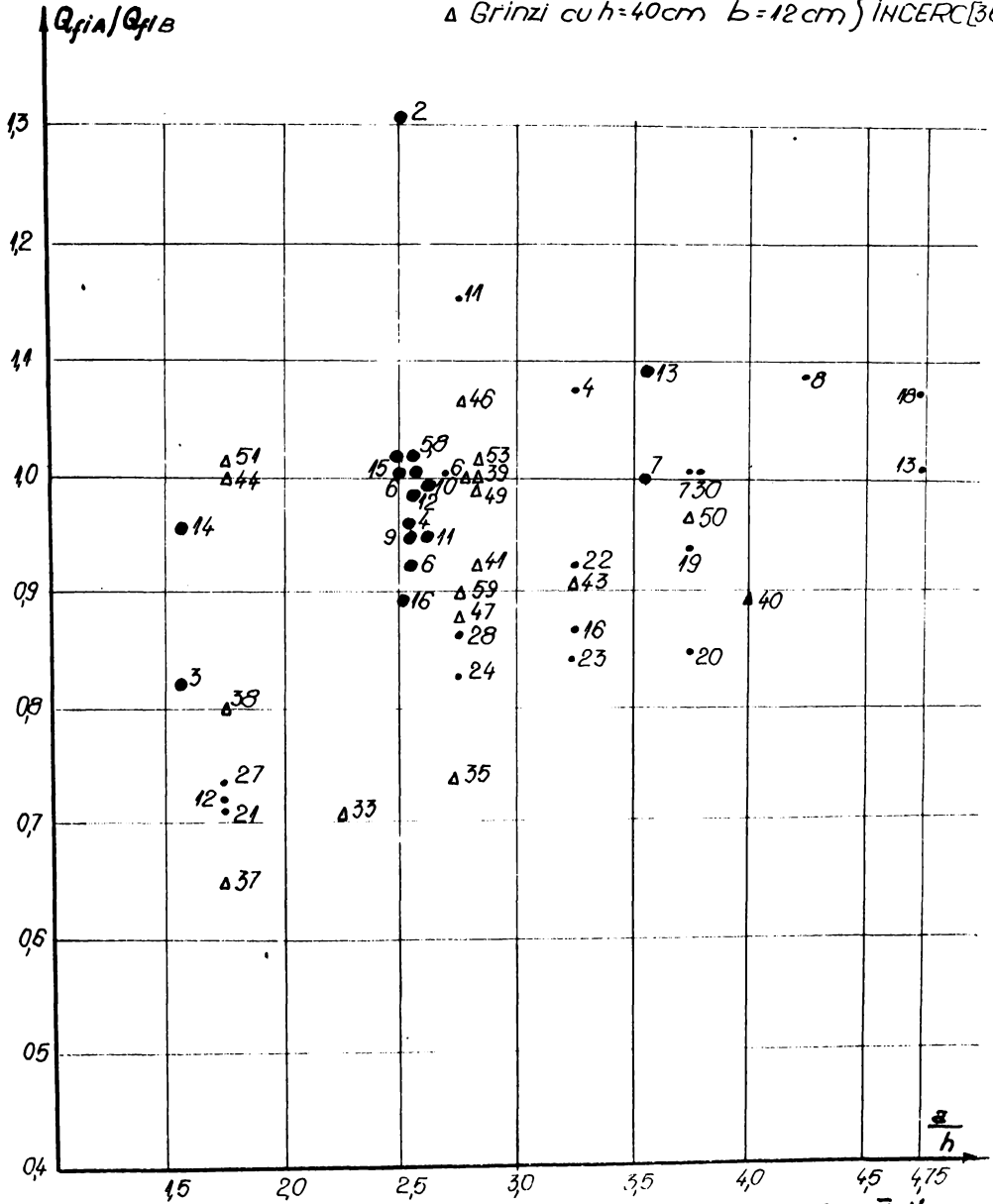


Fig. 14

- Grinzi  $h=40\text{cm}$   $b=6\text{cm}$  [36]
- Grinzi  $h=100\text{cm}$   $b=15\text{cm}$
- △ Grinzi  $h=40\text{cm}$   $b=12\text{cm}$

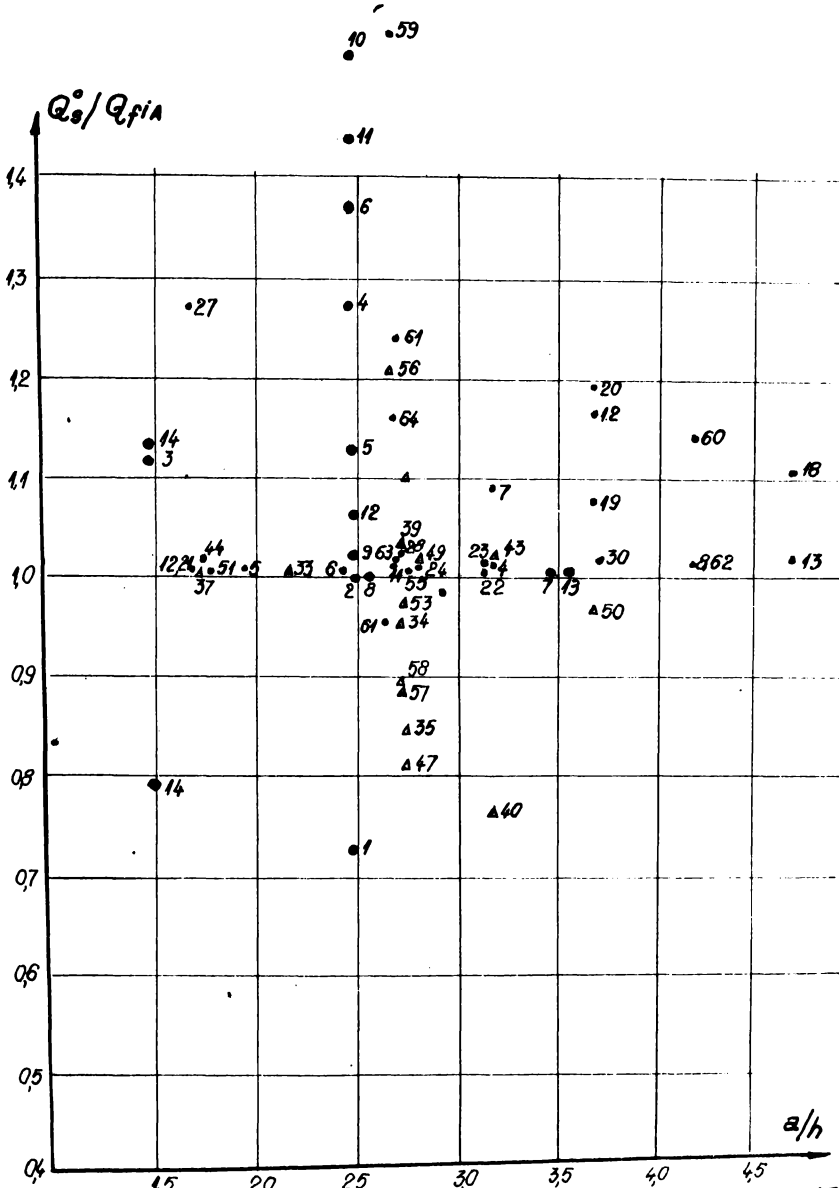


Fig. V-15

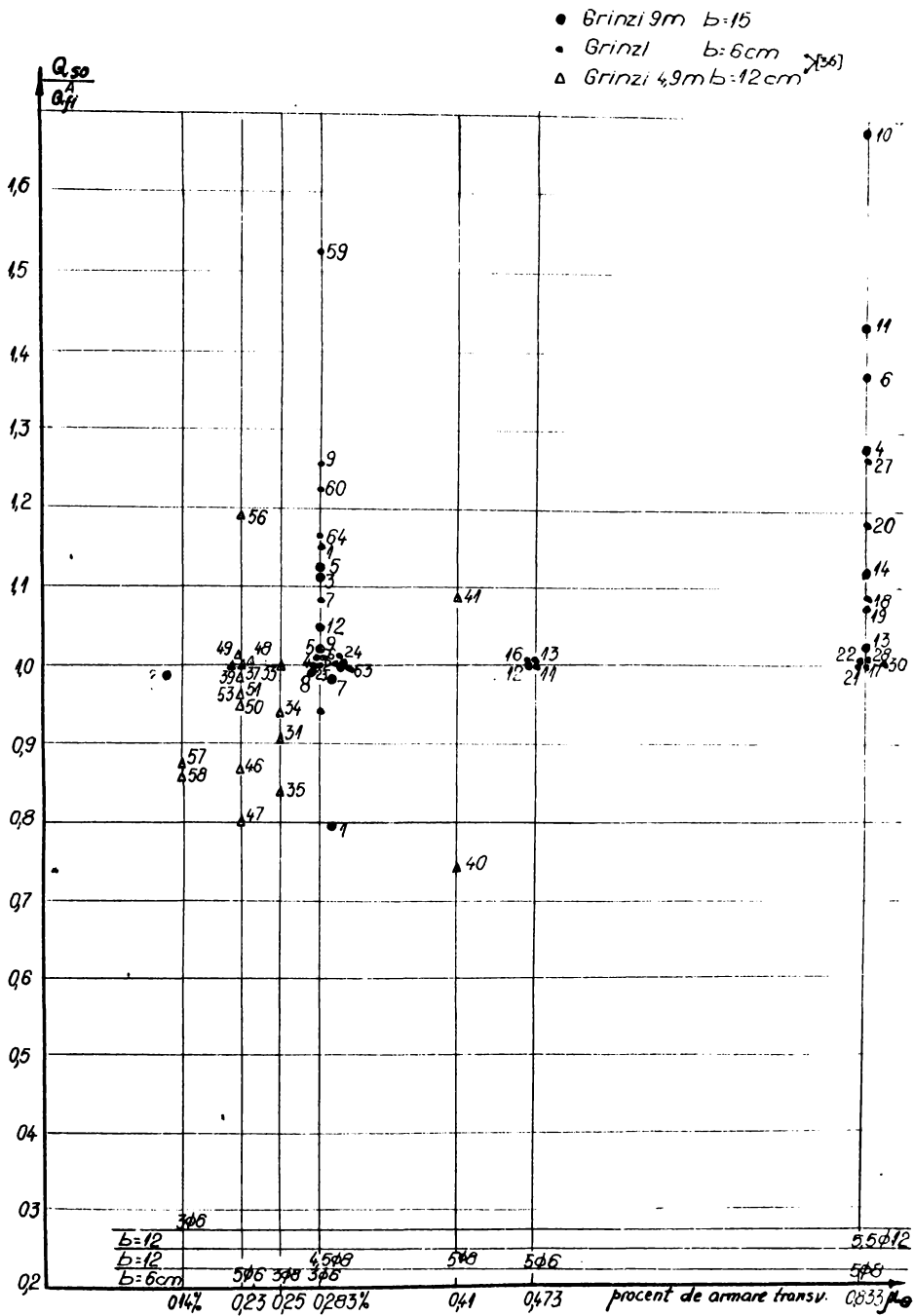
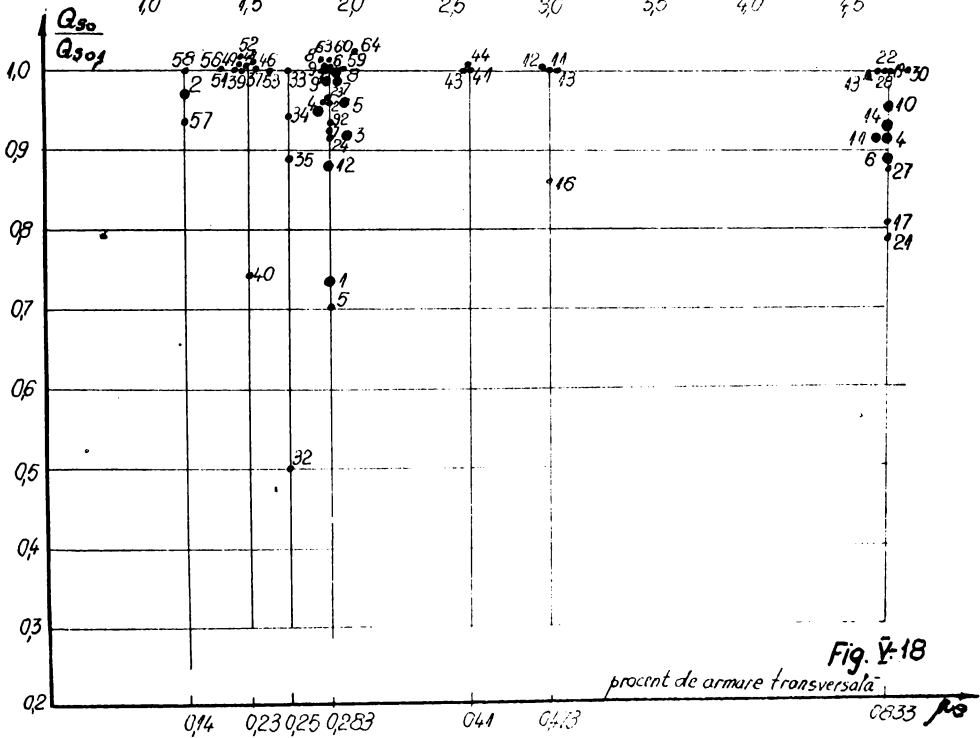
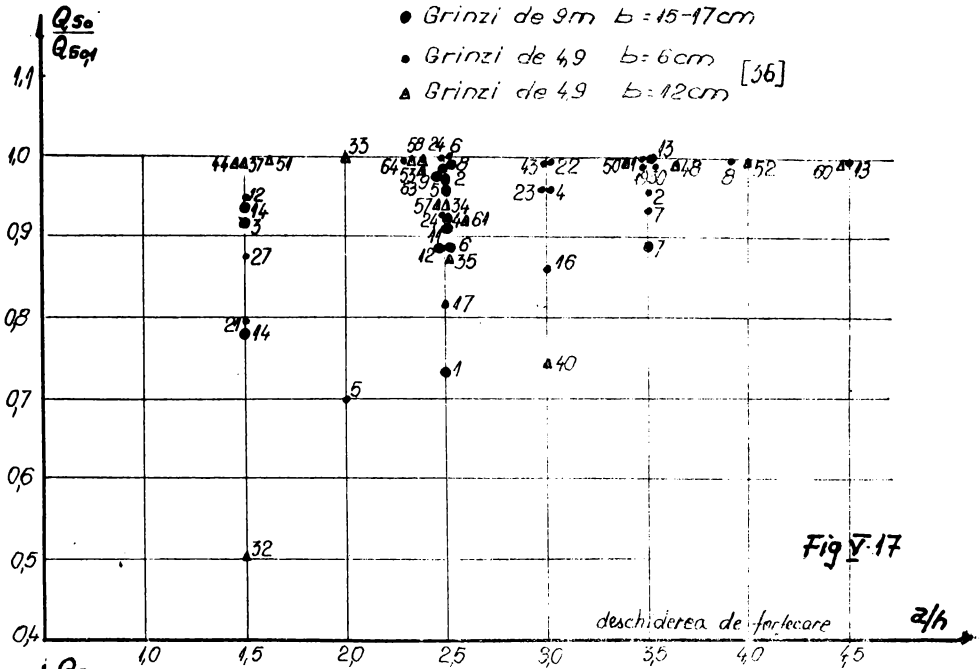
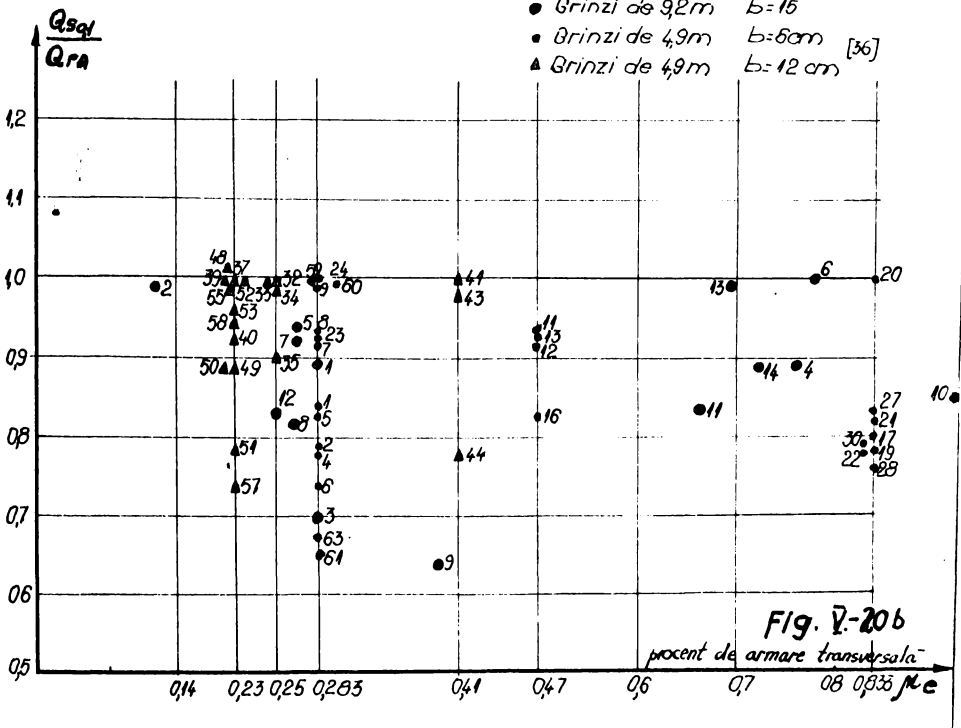
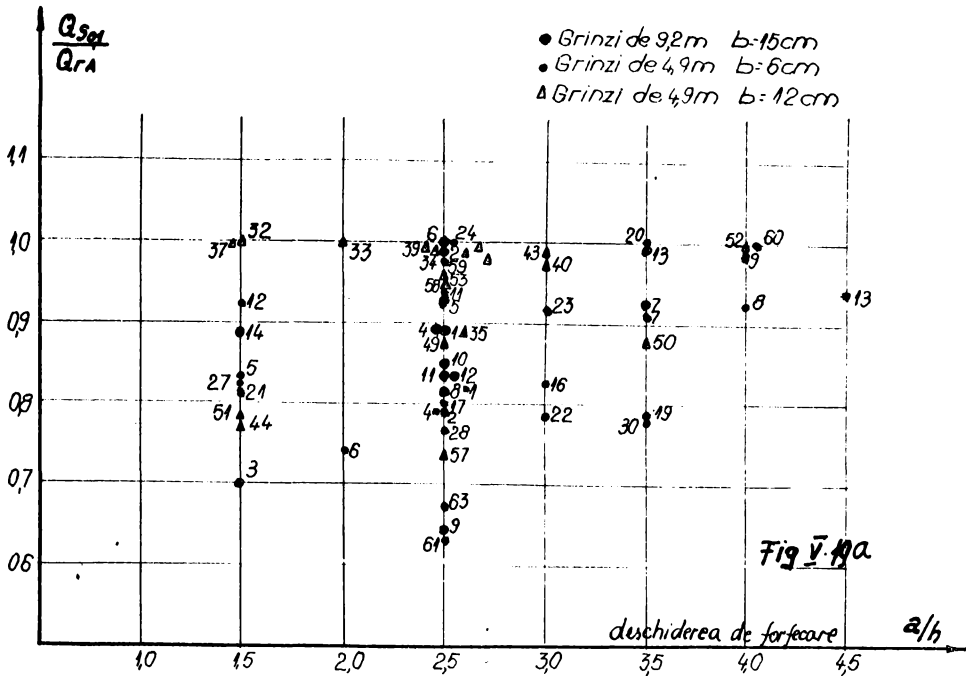


Fig. I-16





comprimare, de mărimea grinzii, ci doar în mică măsură de armătura transversală.

Prezentele experimentări au arătat că în cazul unor grinzi cu armare transversală redusă se poate produce mai întâi smulgerea armăturii tensionate și apoi apar fisurile înclinate; influența smulgerii fiind aceea că, la apariție, fisurile înclinate au deschideri foarte mari. Astfel, la grinzi la care  $Q_{SO}/Q_{fIA} < 1$  (tab.V.5 și tab.7.3 din /36/) deschiderea fisurilor la apariție a fost de 0,4 - 1,2 mm. Această constatare impune ca fiind necesar adoptarea unui procent optim de armare transversală  $\int M_{toptim}$  (fig.V.8).

#### V.4. Capacitatea portantă

În cele ce urmează se va prezenta o analiză a rezultatelor experimentale prin comparație cu valorile calculate cu relațiile II.18..II.24, cu referire la capacitatea de rezistență la forțe tăietoare, la moment încovoietor în secțiuni înclinate și la moment încovoietor în secțiuni normale.

a) În tab.V.6 se prezintă detaliat analiza capacității de rezistență la forțe tăietoare în secțiuni înclinate prin compararea valorilor de control  $Q_Q^c$  cu valorile experimentale  $Q_T^{exp}$ . Valorile de control determinate la cele două capete ale grinzii, înscrise în col.12-15 au rezultat din însumarea lui  $Q_Q$  col.11 cu  $Q_b$ ; pentru  $Q_b$ =forța tăietoare preluată de beton fiind utilizate pe rînd; relația II.19 (valori date în col.7), relația II.20 (col.8), relația II.21 (col.9) și respectiv relația propusă II.22 (col.10). Relațiile II.19...II.24 sînt date în prescripții pentru proiectare și de aceea extinderea valabilității acestor relații de calcul pentru determinarea valorilor de control (în care se introduc rezistențele efective  $R_c$  și  $R_t$ ) este totuși discutabilă. La determinarea valorilor  $Q_b^{cu}$  aceste relații s-au făcut încercări prin considerarea de valori diferite pentru " $s_1$ " pentru a se obține  $Q_b$  minim, deci, pentru a se obține  $Q_b$  corespunzător fisurii înclinate critice. În col.16 a tab.V.6 se dau valorile experimentale

$Q_T^{\text{exp}}$  pentru fiecare capăt al grinzii. Se menționează că la calculul valorilor de control ale forței tăietoare preluate de etrieri  $Q_e$  cu relația:

$$Q_e = \sum A_{ae} \cdot m_{et} \cdot \zeta_c \text{ cf. } \dots \text{ II.23}$$

s-au utilizat valorile efective ale limitei de curgere  $\zeta_c$  determinate prin încercări pe probe luate din etrieri (tab. V.7).

În col.17...20 se prezintă valorile rapoartelor dintre  $Q_T^{\text{exp}}$  și valorile de control date în col.12...15. Analiza acestor rapoarte permite să se sublinieze unele aspecte care se referă la modul cum în relațiile de calcul pentru  $Q_b$  se reflectă efectul unor parametri care influențează în general capacitatea de rezistență la forțe tăietoare. Valorile rapoartelor  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q$  control sînt influențate, la grinzile de 9,2 m, de modul de rezemare; valori mai mari s-au obținut la capătul "blocat" B spre deosebire de capătul "liber" A unde valoarea  $Q_T^{\text{exp}}$  a fost, în unele cazuri influențată de smulgerea armăturii tensionate.

- Valorile raportului  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{STAS/67}}$  pentru cele 25 grinzi din tab.V.6 sînt cuprinse între 0,99 și 2,16 cu o medie de 1,42 ceea ce înseamnă că, deși stabilită de Borîșenski cu mulți ani în urmă relația II.19 s-a dovedit corespunzătoare.

- Valorile raportului  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{STAS lolo7/75}}$  sînt cuprinse între 1,00 și 2,18 cu o valoare medie 1,46 foarte apropiată dar mai mare decît raportul  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{STAS 8000/67}}$ . Deși s-au făcut multe experimentări, deși în ultimii 20-25 ani s-a îmbunătățit calitatea materialelor (beton și armătură) și tehnologia betonului, totuși relația propusă în STAS lolo7/75 nu reprezintă un progres în sensul cunoașterii fenomenului și al cuprinderii influenței parametrilor de bază. Din contra, valorile de control ale lui  $Q_b$  STAS lolo7/75 sînt mai mici cu circa 2..5% decît  $Q_b^{\text{STAS 8000/67}}$  la un număr de 26 din cele 41.

- Analiza raportului  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{GAER}}$  arată valori ceva mai mici deoarece prin formula dată în RS 119/74 pentru  $Q_b$  se obțin valori mai mari. În plus, relația aceasta este mai

CAPACITATE PORTANTĂ  
BRINZI EXPERIMENTALE LA Î. P. I. AȘI

Tab. V-6

Grin- da	Armă- tură ten- sionată	Arma- tură trans- vers.	a h	N <sub>0</sub> t	R <sub>b</sub> kg/cm <sup>2</sup>	Valori calculate f <sub>o</sub>				Q <sub>e</sub>	STAS/ Q <sub>e</sub> 67	STAS/ Q <sub>e</sub> 73	CAER Q <sub>e</sub>	PROF Q <sub>e</sub>	Q <sub>exp</sub> Q <sub>e</sub>	Q <sub>exp</sub> Q <sub>e</sub> STAS 67	Q <sub>exp</sub> Q <sub>e</sub> STAS 73	Q <sub>exp</sub> Q <sub>e</sub> CAER	Q <sub>exp</sub> Q <sub>e</sub> PROF	Valori relative				M <sub>rel</sub> f <sub>o</sub>
						STAS/ Q <sub>b</sub> 67	STAS/ Q <sub>b</sub> 73	CAER Q <sub>b</sub>	PROF Q <sub>b</sub>											Q <sub>exp</sub> Q <sub>a</sub> STAS 67	Q <sub>exp</sub> Q <sub>a</sub> STAS 73	Q <sub>exp</sub> Q <sub>a</sub> CAER	Q <sub>exp</sub> Q <sub>a</sub> PROF	
1		3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23		
G1	TBP9 24 x x7ø3	5ø8	2,5	154	410	28,5	28,2	28,1	48,5	200	48,5	48,2	48,1	68,5	66,7	1,38	1,39	1,39	1,39	0,94	1,0	1,0	1,0	
		3ø6	2,5	151	390	21,5	21,2	21,2	50,3	200	47,5	47,2	47,2	70,3	72,3	1,53	1,54	1,54	1,54	1,030	1,0	1,0	1,0	
G2	TBP9 24 x x7ø3	3ø6	1,5			44,3	44,0	44,0	64,0	64,0	5,1	46,4	49,1	60,1	66,1	83,9	1,81	1,71	1,40	1,27	1,0	1,0	1,0	
G3		4,5ø8	1,5	145,8	490	47,8	46,5	61,5	71,0	120	59,8	58,5	73,5	83,0	105,4	1,765	1,665	1,435	1,27	1,0	1,0	1,0	1,0	
G4	TBP9 24 x x7ø3	5,5ø12	2,5	141,5	430	52,4	48,0	64,0	73,5	120	64,4	60,0	76,0	85,5	116,8	1,815	1,95	1,540	1,565	1,0	1,0	1,0	1,0	
		4,5ø8	2,5	60,5	390	26,8	26,2	30,0	39,0	50,7	77,5	76,9	80,7	89,7	82,75	1,065	1,075	1,025	0,925	1,0	1,0	1,0	1,0	
G5	TBP9 24 x x7ø3	4,5ø8	2,5	60,5	390	28,0	28,3	31,9	28,9	200	48,0	48,3	51,9	48,9	53,9	1,085	1,110	1,055	0,95	1,0	1,0	1,0	1,0	
G6		5,5ø12	2,5	59,6	415	26,5	26,8	30,1	27,3	200	46,5	46,8	50,1	47,3	56,8	1,175	1,165	1,09	1,15	1,0	1,0	1,0	1,0	
G8	TBP9 18 x x7ø4	5,5ø12	2,5	59,6	415	28,2	21,8	32,6	29,0	51,0	79,2	78,9	83,6	80,0	79,1	0,999	1,005	0,947	0,96	1,0	1,0	1,0	1,0	
		4,5ø8	3,5	135,5	400	19,5	18,8	20,0	33,8	240	43,0	42,5	44,0	67,8	57,2	1,33	1,338	1,30	0,985	1,0	1,0	1,0	1,0	
G8	TBP9 18 x x7ø4	4,5ø8	2,5	128	400	18,25	18,3	19,3	32,7	240	42,25	42,3	43,3	56,7	59,8	1,415	1,415	1,285	1,11	1,0	1,0	1,0	1,0	
		5,5ø12	2,5	128	400	27,4	27,2	30,8	37,2	180	45,4	45,2	48,8	55,2	67,4	1,465	1,495	1,390	1,22	1,0	1,0	1,0	1,0	
G9	TBP9 18 x x7ø4	4,5ø8	2,5	135	460	26,0	26,8	30,3	36,5	180	44,0	44,8	49,8	54,5	79,3	1,805	1,77	1,625	1,455	1,0	1,0	1,0	1,0	
		5,5ø12	2,5	133	460	24,6	23,4	30,3	30,7	187,5	43,35	42,15	40,05	51,5	62,0	1,435	1,470	1,267	1,20	1,0	1,0	1,0	1,0	
G10	TBP9 18 x x7ø4	5,5ø12	2,5	133	460	20,3	22,0	28,1	27,5	200	41,1	42,8	48,9	49,3	62,3	1,515	1,455	1,215	1,185	1,0	1,0	1,0	1,0	
		4,5ø8	2,5	135	460	20,2	19,2	27,1	26,9	256	75,8	74,8	82,7	82,9	83,4	1,10	1,110	1,01	1,02	1,0	1,0	1,0	1,0	
G11	PC90 ø25	5,5ø12	2,5	130,5	460	18,4	17,5	24,6	24,5	55,6	74,0	73,1	80,2	80,1	85,0	1,15	1,165	1,06	1,065	1,0	1,0	1,0	1,0	
		4,5ø8	2,5	129	440	34,4	29,6	30,6	49,5	55,6	87,0	85,2	86,2	105,1	107,9	1,24	1,27	1,25	1,02	1,0	1,0	1,0	1,0	
G12	TBP9 18 x x7ø4	4,5ø8	2,5	129	440	33,1	31,2	31,7	62,3	55,6	88,7	86,2	87,3	107,9	90,0	—	—	—	—	1,0	1,0	1,0	1,0	
		5,5ø12	3,5	157,6	560	31,9	30,3	30,8	47,7	18,8	50,7	49,1	49,6	66,5	71,1	1,40	1,45	1,435	1,07	1,0	1,0	1,0	1,0	
G14	TBP9 18 x x7ø4	5,5ø12	3,5	157,6	560	17,5	18,3	19,0	34,3	71,0	88,5	89,5	90,0	105,3	69,4	—	—	—	—	1,0	1,0	1,0	1,0	
		4,5ø8	2,5	149,7	380	18,5	19,4	20,2	36,3	71,0	89,5	90,4	91,2	107,3	69,8	—	—	—	—	1,0	1,0	1,0	1,0	
G15	Fas- cicol ø12ø5	5,5ø12	2,5	149,7	380	45,5	46,7	59,0	65,3	35,5	81,0	82,2	94,5	103,8	108,4	1,34	1,32	1,16	1,05	1,0	1,0	1,0	1,0	
		4,5ø8	2,15	142,3	385	25,7	26,6	27,4	43,1	50,7	76,4	77,3	79,1	93,8	75,4	—	—	—	—	1,0	1,0	1,0	1,0	
P4A	TBP9 18 x x7ø4	4ø7	—	2,15	159,5	410	7,3	7,25	7,75	10,5	—	7,3	7,25	7,75	10,5	10,9	1,5	1,51	1,41	1,04	1,0	1,0	1,0	
		6ø7	—	2,15	240	410	16,2	39,0	69,0	70,5	70	10,3	—	6,9	70,6	76	10,3	11,05	1,6	1,885	1,45	1,07	1,0	1,0
P6A	TBP9 18 x x7ø4	6ø7	—	2,15	242	400	7,07	7,15	8,2	11,65	—	10,7	7,15	8,2	11,65	11,65	1,645	1,63	1,425	1,00	1,0	1,0	1,0	
		8ø7	—	2,15	307	415	7,40	7,32	8,05	13,4	—	7,40	7,32	8,05	13,4	15,95	21,6	21,8	1,865	1,19	1,0	1,0	1,0	
P8A	TBP9 18 x x7ø4	8ø7	—	2,15	314	430	7,65	7,47	8,32	13,9	—	7,65	7,47	8,32	13,9	15,55	20,3	20,8	1,865	1,12	1,0	1,0	1,0	
		10ø7	—	2,15	205	500	11,00	9,85	14,7	12,9	8,8	19,0	19,6	23,5	21,7	17,35	0,89	1,335	0,74	0,805	1,0	1,0	1,0	
P12.6	TBP9 18 x x7ø4	10ø7	—	2,15	199,0	525	5,45	4,66	7,35	7,0	12,7	18,15	17,5,6	20,05	19,70	9,58	—	—	—	—	1,0	1,0	1,0	1,0
		12ø6	—	2,15	80,6	550	22,7	19,8	16,86	4,50	4,8	70,6	67,7	64,86	92,85	30,6	—	—	—	—	1,0	1,0	1,0	1,0



GRINZI EXPERIMENTATE LA ÎNGERC BUCUREȘTI [36] Tab. V-8

Grinzi de	Armt h		Mrt t		N <sub>b</sub>	R <sub>b</sub>	Valori calculate			t	Q <sub>g</sub>	Q <sub>g</sub> / t	Q <sub>g</sub> / t	Valori relative			Mod de Exp	b.h.o.Rc	Q <sub>g</sub> / t
	1	2	3	4			5	6	1					2	3	1			
1																			
2																			
3																			
4																			
5																			
6																			
7																			
8																			
9																			
10																			
11																			
12																			
13																			
14																			
15																			
16																			
17																			
18																			
19																			
20																			
21																			
22																			
23																			
24																			
25																			
26																			
27																			
28																			
29																			
30																			
31																			
32																			
33																			
34																			
35																			
36																			
37																			
38																			
39																			
40																			
41																			
42																			
43																			
44																			
45																			
46																			
47																			
48																			
49																			
50																			
51																			
52																			
53																			
54																			

completă și cuprinde mai bine influența unor factori, dar expresia ei este complicată, dificil de aplicat în proiectări. Valorile raportului  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{CAER}}$  sînt cuprinse între 0,95 și 1,98 cu o medie 1,34 și cu o împrăștiere relativ mai redusă. Față de valorile date de STAS lolo7/75 valorile lui  $Q_b$  calculate cu relația II.21 sînt în medie cu 10-15% mai mari ceea ce confirmă faptul că fiind mai complexă, formula permite o apreciere mai bună a fenomenului.

- În col.20 a tab.V.6 se dau valorile raportului  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{prop}}$  unde  $Q_Q^{\text{prop}}$  s-a calculat cu  $Q_b$  dat de relația II.22 propusă.

Valorile raportului  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{prop}}$  sînt cuprinse între 0,95 și 1,36 cu o valoare medie de 1,1 și doar cu 5 din 34 de valori subunitare pentru cele 25 de grinzi încercate. Valorile  $< 1$  se înregistrează, de altfel, la grinziile cu armătură transversală redusă, la capătul A la care  $Q_T^{\text{exp}}$  a fost afectată de fenomenul de smulgere a armăturii tensionate. Analiza detaliată a valorilor scoate în evidență că relația propusă corelează pe  $Q_b$  cu gradul de precomprimare, cu deschiderea de forfecare  $a/h$  și cu calitatea armăturii. Valorile  $Q_b$  calculate cu această relație sînt în medie cu circa 20...25% mai mari decît cele calculate cu relația din STAS lolo7/75. Pentru a verifica și compara relația II.22 cu celelalte analizate (II.19 - II.21) se prezintă în tab.V.8 valorile prelucrate după rezultatele obținute în cercetarea INCERC /36/ pentru grinzi de 4,9 m lungime. În acest tabel se dau aseleasi valori ca și în tab.V.6, pentru un număr de 33 grinzi din cercetarea /36/ și sînt valabile aceleasi aprecieri de mai sus cu mențiunea că valorile  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{C}}$  sînt mai mici ceea ce confirmă influența favorabilă a efectului de scară asupra acestui raport /38/. Astfel,  $Q_T^{\text{exp}}/Q_Q^{\text{prop}}$  sînt cuprinse între 0,75 și 1,31 cu o valoare medie de 1,05 față de 1,10 la grinziile de 9,2 m. lungime. Numărul mare de valori subunitare la aceste grinzi cu înălțimea de 40 cm nu este îngrijorător deoarece, așa cum se va vedea în continuare valorile de control minime nu sînt cele corespunzătoare verificării la forțe tăietoare, ci cele corespunzătoare verificării la moment încovoietor în secțiuni înclinate ( $Q_{M1}$ ).

În fig.V.21 și V.22 se prezintă în ordonată valorile relative  $Q_T^{\text{exp}}/bh_0R_c$ , iar în abscisă  $Q_Q^{\text{STAS}}/bh_0R_c$  (în fig.V.21) respectiv  $Q_Q^{\text{prop}}/bh_0R_c$  (în fig.V.22). Analiza acestor grafice arată că în cazul utilizării relației din STAS pentru  $Q_Q$  majoritatea valorilor sînt mult prea acoperitoare fiind situate mult peste linia plină din fig.V.21 și oricît de mulți ar fi parametrii care influențează capacitatea portantă nu trebuie uitat că în proiectare mai intervin o serie de coeficienți care transformă relația II.20, ceea ce face și mai acoperitor calculul. În cazul utilizării relației propuse, valorile sînt bine distribuite și deși la un număr de 3 grinzi valorile sînt sub linia plină, cele trei grinzi nu sînt reprezentative, ruperea lor avînd loc prin moment încovoietor în secțiuni normale ( $G_4$  și  $G_{13}$ ) sau prin cedarea blocajului ( $G_{15}$ ).

b. O analiză mult mai completă a capacității portante a grinzilor precomprimate solicitate la moment încovoietor și forțe tăietoare importante se prezintă în continuare în tab.V.9 în care sînt cuprinse atît grinzile experimentate în cadrul prezentului program ( $G_1...G_{16}$ ) cît și valorile prelucrate după rezultatele încercărilor de la INCERC București /36/. În acest tabel sînt cuprinse valorile critice ale forței tăietoare rezultate din: verificarea la forțe tăietoare în secțiuni înclinate,  $Q_Q$ , pentru cele două capete ale grinzii (în col.9), valoarea critică a forței tăietoare (numai la capătul A unde este posibilă smulgerea armăturii tensionate) rezultată din verificarea la moment încovoietor în secțiuni înclinate  $Q_{M1}$  (în col.5) și valoarea forței tăietoare critică  $Q_{Mn}$  rezultată din calculul la moment încovoietor în secțiuni normale (în col.11).

În continuare, în tabel, în col.12,13, sînt date valorile forței tăietoare de control minime pentru cele două capete ale grinzii "liber" A (în col.12) și "blocat" B (în col.13), astfel:

- pentru capătul A valoarea minimă dintre valorile înscrise în col.5,9,11;

- capăt A } Grinzi de 92m
- capăt B } Grinzi de 92m
- Grinzi de 8,6 m (Me=0)

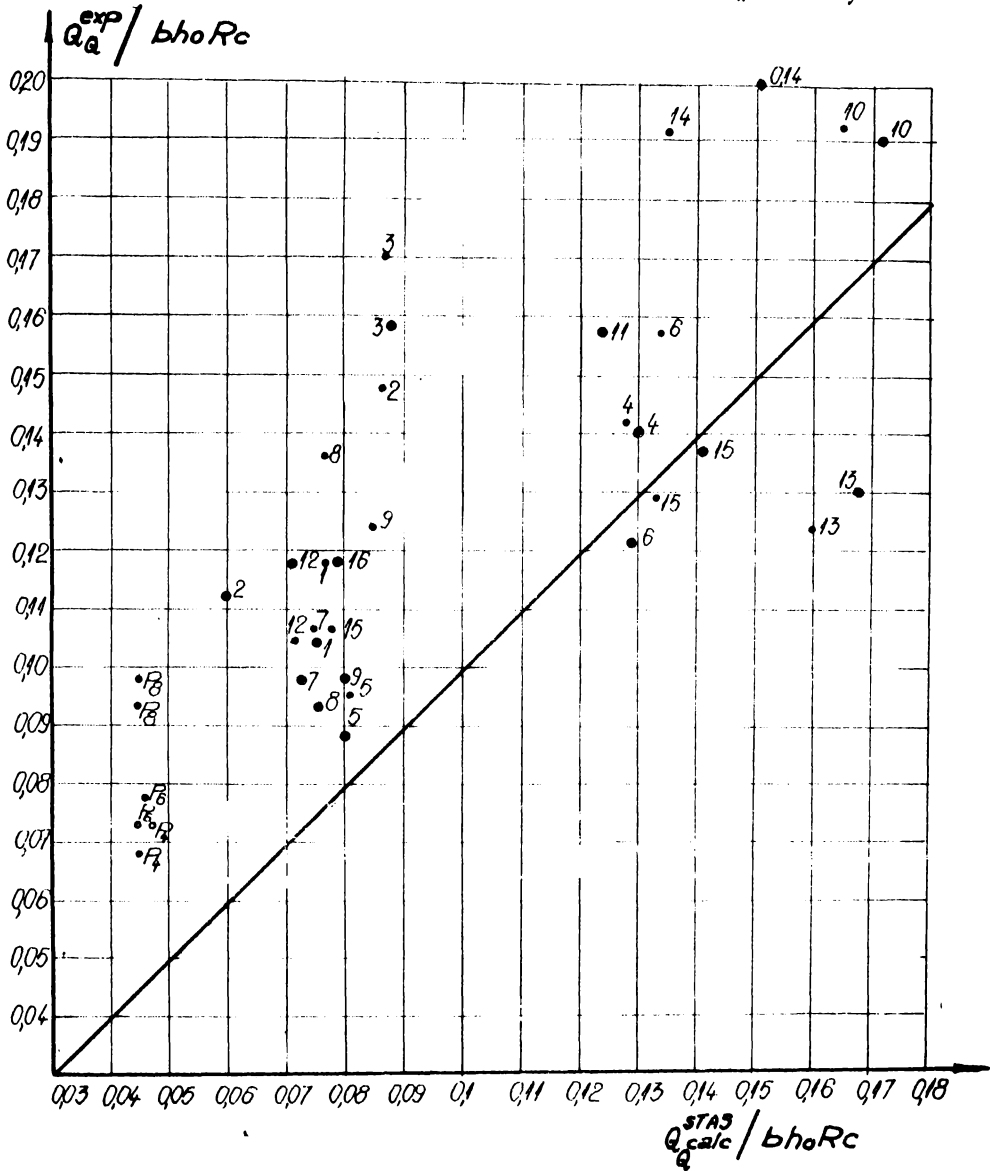


Fig. V-21

- Grinzi de 9,2m
- La capătul A
  - La capătul B
  - Grinzile de 3,6m (fără armătură transversală)

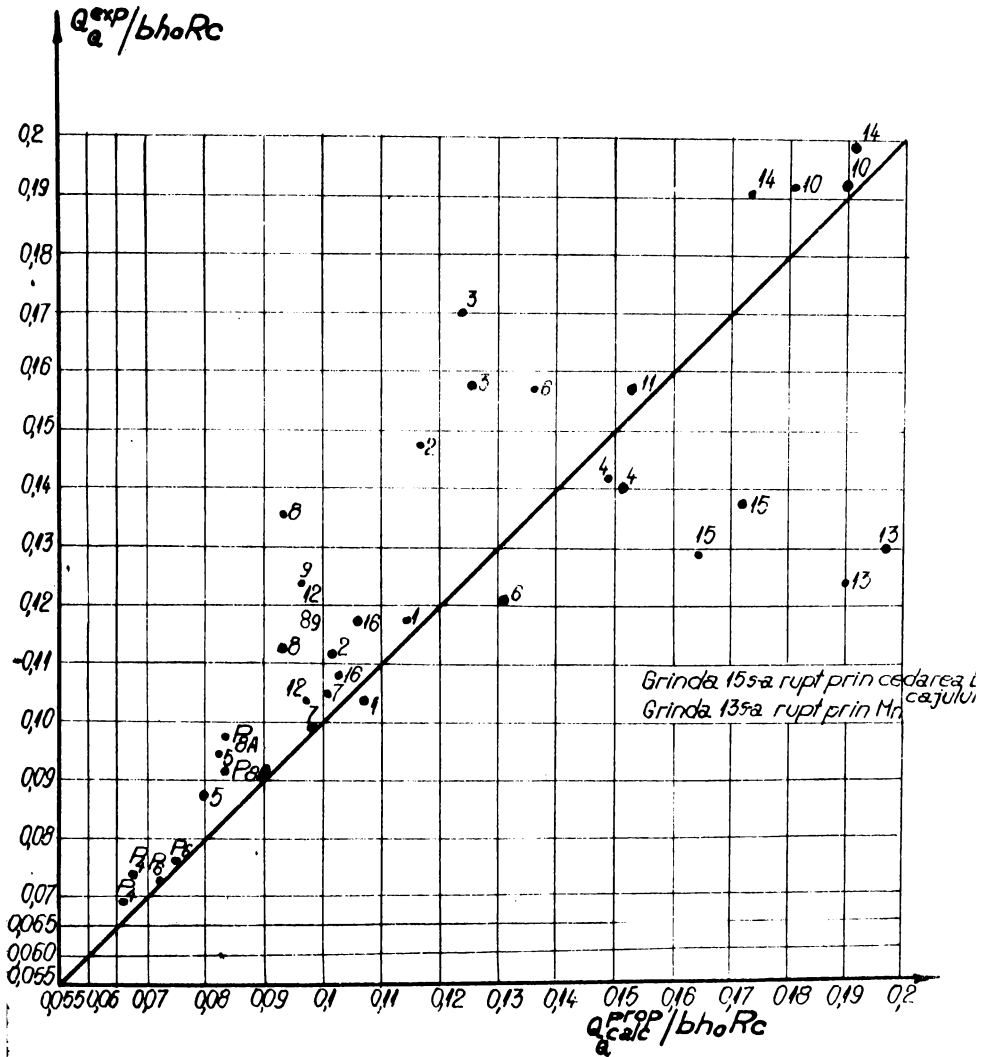


Fig. V-22

- pentru capătul B, valoarea minimă dintre valorile înscrise în col.9 și 11 deoarece smulgerea armăturii nu se produce la capătul "blocat" al grinzii.

În col.14 și 15 sînt înscrise valorile forțelor tăietoare experimentale de rupere  $Q_r^{\text{exp}}$  la cele două capete ale grinzii, iar în col.16 și 17 valorile raportului  $Q_r^{\text{exp}}/Q_{\text{min}}^{\text{C}}$ . Valorile acestui raport sînt reprezentate grafic în figurile V.23 a,b, funcție de deschiderea de forfecare  $a/h$  și în fig.V.24 a,b, funcție de procentul de armare transversală.

Analiza datelor cuprinse în tab.V.9 și în fig.V.23 și V.24 permite să se facă următoarele precizări:

a) La capătul "liber" A, raportul  $Q_r^{\text{exp}}/Q_{\text{min}}^{\text{C}}$  variază între 1,00 și 2,56 fiind influențat așa cum s-a arătat detaliat în /52/ de grosimea inimii  $b$ , de efectul de scară și de armătura transversală. Pentru procente mici de armare  $\mu_t = 0,25 - 0,283\%$  (fig.V.24 a) se constată valori mai mari ale raportului  $Q_r^{\text{exp}}/Q_{\text{min}}^{\text{C}}$ , cuprinse între 1,25 și 2,55 față de 1,0 - 1,45 la grinzi cu procente  $\mu_t = 0,8 - 0,85\%$ . Aceasta se explică prin faptul că în cazul unor procente de armare transversală mici, încă înainte de ruperea grinzii eforturile în etrieri sînt mai mari decît  $\sigma_c$ , fapt demonstrat și de încercările efectuate pe probe luate din acești etrieri, după ruperea grinzii (tab.V.7). Valorile mai ridicate ale raportului respectiv, la grinziile cu grosimi ale inimii mai mari ( $b=15-16$  cm) nu trebuie considerate ca prea acoperitoare dacă se are în vedere că în prezent se preconizează reducerea cît mai mult a grosimii inimii pînă la o valoare minimă tehnologică rezultată din posibilitatea de execuție a grinzii.

În principiu se consideră că este prudent a se adopta relații de calcul care să conducă la valori acoperitoare în cazul cînd ruperea are loc în secțiuni înclinate fisurate, prin moment încovoietor cu smulgerea armăturilor tensionate.

Urmărind datele din col.19 a tab.V.9 se constată că la 9 grinzi raportul  $Q_{\text{so}}/Q_{\text{min}}^{\text{C}} \leq 1$ , fiind cuprins între 0,85 și 0,998 (mai ales la grinzi cu  $b=6$  cm). Așa cum s-a arătat anterior este mai corect să se considere drept valoare cri-

tică forța tăietoare care produce începutul smulgerii  $Q_{so}$  și nu forța tăietoare  $Q_{so,1}$  corespunzătoare unei alunecări de 0,1 mm a armăturii tensionate.

b) În ceea ce privește capătul "blocat" B al grinzilor se constată că în ciuda criticilor ce se pot aduce din punct de vedere teoretic, metodei de calcul în secțiuni înclinate, rezultatele experimentale sînt în bună concordanță cu valorile calculate. Valorile raportului  $Q_T^{exp}/Q_{min}^c$  sînt cuprinse între 1,03 și 1,95 fără a se constata vreo influență sensibilă a grosimii inimii, a deschiderii de forfecare  $a/h$  (fig.V.23 a) sau a armării transversale (fig.V.24 b). Dacă în tab.V.9, în col.7 în loc de valoarea  $Q_b^{STAS}$  se introduce  $Q_b^{prop}$ , însumată cu  $Q_g$  din col.8, rezultă valoarea critică din verificarea la forțe tăietoare

$$Q_Q^{prop} = \left( K \frac{Q_h a}{M} + \frac{N_{ot}}{A_p R_p + A_a R_a} \right) b h R_t + \sum A_{ae} \cdot m_{ot} \sqrt{c_{ef}} \dots \text{II-25}$$

și ale cărei valori sînt date în col.21 a tab.V.9. În fig. V.25 s-au reprezentat valorile  $Q_{TB}^{exp}/Q_{min}^c$  prop funcție de  $a/h$  pentru cele 16 grinzi de 9,2 m și 17 grinzi de 4,9 m. Valorile raportului respectiv variază între 0,8 și 1,45; doar la un număr de 6 grinzi valorile sînt subunitare dar aceste grinzi s-au rupt prin moment încovoietor în secțiuni normale sau au avut un procent de armare transversală  $M_t$  sub valoarea minimă propusă.

c) În cap.II.3.1, s-a arătat că cedarea la forțe tăietoare a elementelor de beton precomprimat poate fi schematizată (în realitate fiind mult mai complexă) prin câteva moduri distincte de rupere: ruperi prin forfecare (F), ruperi prin forfecare-compresiune ( $M_1$ ), ruperi prin strivirea betonului prin compresiune între două fisuri înclinate (Z), ruperi prin compresiune din încovoiere ( $M_n$ ). Experimentarea celor 27 de grinzi a scos în evidență diversitatea modurilor de rupere și faptul că diverși parametri condiționează în final modul de cedare. În tab.V.9 și col.20, s-au notat<sup>cu</sup> simbolurile de mai sus, modurile de rupere pentru fiecare din grinzile analizate. Așa cum s-a arătat, pentru valori  $a/h \leq 1,5$  se înregistrează ruperi de tip F

Tab. V-9

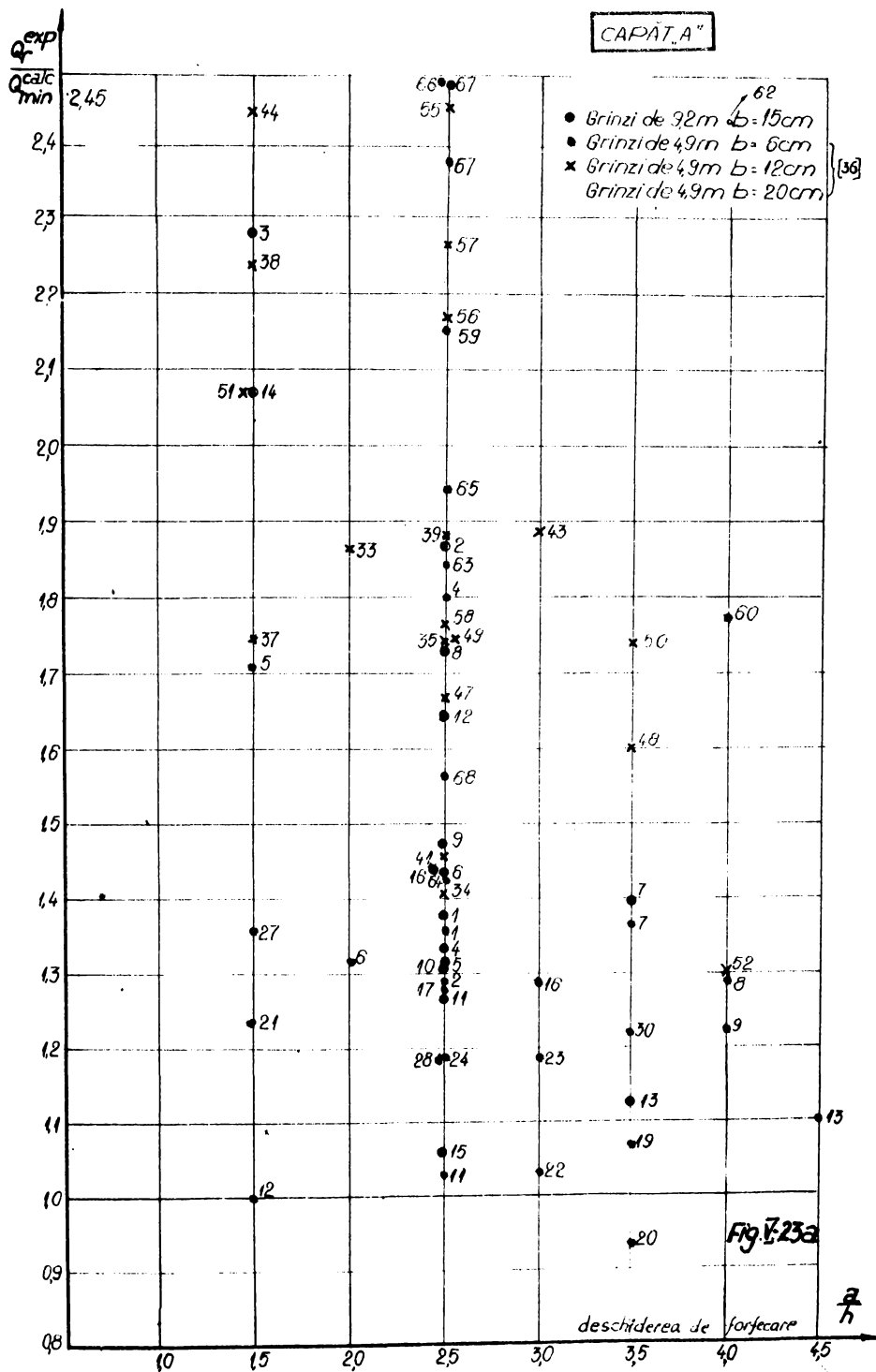
Grinzi den sitate	Ar- mat ori	Etri- eri h	Valori critice pentru Q crit. tone						Valori de con- trol Q <sub>min</sub> pen- tru capăt			Valori Q <sub>exp</sub> experimentale pe pentru capăt			Q <sub>exp</sub> / Q <sub>min</sub>		Mod de rupe- re ca- put A	g <sub>cc</sub> prop t	exp g <sub>r</sub> B calc g <sub>min</sub> prop			
			Hi	Gi	Q <sub>cc</sub>	Q <sub>b</sub>	Q <sub>e</sub>	Q <sub>cc</sub>	si	cm	g <sub>cc</sub>	A	B	A	B	A				B	A	B
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16-14/12	17-15/13	18	19	20	21	22	
G1	15-6	545	125	550	250	208,2	20	48,72	250	725	482	472	667	12,3	1385	1531	587	1215	His	70,3	1025	
G2	24 x	346	144	250	250	174,0	82,5	36,91	250	922,5	336	491	629	68,8	1170	1195	619	1194	His	66,1	1265	
G3		458,5	46,3	150	146,5	120	195,0	150	148	148	463	60	1064	116,8	228	228	733	158	F	86,5	137	
G4		358	125	616	290	282,5	67	37,5	280	874	616	775	827,5	69,8	1345	1405	738	120	Hi	90,7	995	
G5	18-2	458	25	405	230	228	20	43,8	250	87,5	408	468	539	54,6	1335	1165	499	1255	Hi	47,3	110	
G6	16 x	542	25	548	250	248,2	510	42,2	250	880	548	712	791	90,3	1445	1170	859	144	Hi	78,3	1155	
G7	17-4	458	33	408	35	15,3	24	42,3	350	610	408	423	572	59,8	1400	1415	629	1295	His	56,7	1055	
G8		358	25	290	250	214,6	16	40,4	250	877	390	448	674	79,5	1730	1170	545	1395	His	54,5	1465	
G9		358	25	434	250	222	16	42,2	250	905	425	428	620	62,3	1475	1455	394	937	Hi	48,3	129	
G10		358	25	636	250	245	16	43,1	250	905	636	731	834	86,0	1315	1365	704	1110	Hi-Z	80,1	106	
G11	15-0,5	372	25	307	250	242	55	35,4	250	865	662	868	1079	90	1270	1035	883	1050	Hi	107,5	984	
G12	14-2	372	25	636	250	242	165	39,1	250	85	491	491	509	741	1150	1450	673	1370	F	66,1	1075	
G13	16-6	372	25	636	250	242	165	39,1	250	615	615	615	534	698	1150	1455	669	1155	Hi	107,3	—	
G14	15-1,5	372	25	825	150	4,55	35,5	35,5	160	1465	825	807	1084	113,9	2070	144	369	1145	His-F	103,1	110	
G15	15-1,5	372	25	—	—	—	507	17,99	250	713	713	713	754	758	1055	1065	—	—	Secare anorma-	96,6	—	
G16	14-2	372	25	—	—	—	35,4	18	40,94	280	645	482	494	694	1495	1405	—	—	Hi	66,8	104	
4															136	—	757	1155	Hi	—	—	
2															129	—	682	1025	Hi	—	—	
3															—	180	—	852	—	—	947	1485
4	15-6	366	25	815	400	3,7	272	65,9	400	141	—	659	—	10,82	—	—	—	—	Hi-Z	—	—	
5															171	1335	110	1415	Hi-Z	—	—	
6	15-6	372	25	825	60	6,4	150	78,4	60	202	784	784	1357	15,2	171	1335	110	1415	Hi-Z	12,11	125	
7	3-7-4														107	1185	757	998	Hi	100,5	137	
e															1365	—	707	1235	Hi	—	—	
e															129	—	657	118	Hi	—	—	
5															1225	—	807	1195	Hi	—	—	
10															—	1305	—	—	Hi	—	—	
11															1035	132	757	968	Hi	26,7	1215	
12															100	100	707	920	F-Hi	11,31	105	
13															110	—	687	1025	Hi	—	—	



GRINZI 49m Ingime (INCERC BUCURESTI)

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16-14/17-15/13	18	19	20	21	22	
14	346	45	520	408	323	80	67	—	—	—	737	—	—	—	110	—	—	—	—	323	882	
15	5-6	4	829	408	313	80	758	—	—	—	755	—	—	—	—	1265	—	—	—	—	955	884
16	30	666	63	509	408	313	80	101	666	101	666	101	666	101	666	120	120	1065	707	1065	101	100
17	18	25	731	76	613	482	1035	60	121	794	4033	1007	1135	1275	1035	807	102	—	—	—	1016	100
18	64	40	1035	80	613	482	1035	60	121	794	4033	1007	1135	1275	1035	807	102	—	—	—	1016	100
19	344	5-6	35	344	88	70	48	1180	60	865	865	865	865	865	865	1085	—	—	—	—	1016	100
20	2	35	831	80	70	48	1180	60	865	865	865	865	865	865	865	1085	—	—	—	—	—	—
21	2	15	854	60	64	48	1120	60	202	854	112	1087	1455	124	430	857	400	—	—	—	—	—
22	22	30	854	80	67	48	1150	60	101	854	1010	832	115	1045	11	692	94	—	—	—	—	—
23	22	30	854	80	67	48	1150	60	101	854	1010	832	115	1045	11	692	94	—	—	—	—	—
24	32	30	487	70	396	272	688	100	101	437	688	392	452	149	425	542	109	—	—	—	—	—
25	32	30	487	70	396	272	688	100	101	437	688	392	452	149	425	542	109	—	—	—	—	—
26	27	54	15	724	40	420	688	108	60	202	721	1108	392	1436	1436	807	125	—	—	—	—	—
27	54	15	724	40	420	688	108	60	202	721	1108	392	1436	1436	807	125	—	—	—	—	—	—
28	29	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
29	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
30	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
31	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
32	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
33	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
34	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
35	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
36	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
37	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
38	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
39	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
40	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
41	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
42	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
43	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
44	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
45	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
46	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
47	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
48	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
49	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
50	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
51	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
52	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
53	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
54	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
55	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
56	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
57	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
58	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
59	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
60	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
61	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
62	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
63	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
64	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
65	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
66	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
67	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—
68	35	745	40	470	688	1038	60	865	865	865	865	865	865	865	865	119	128	657	0912	—	—	—

Tab 5-9 (continue)



GAPAT, B'

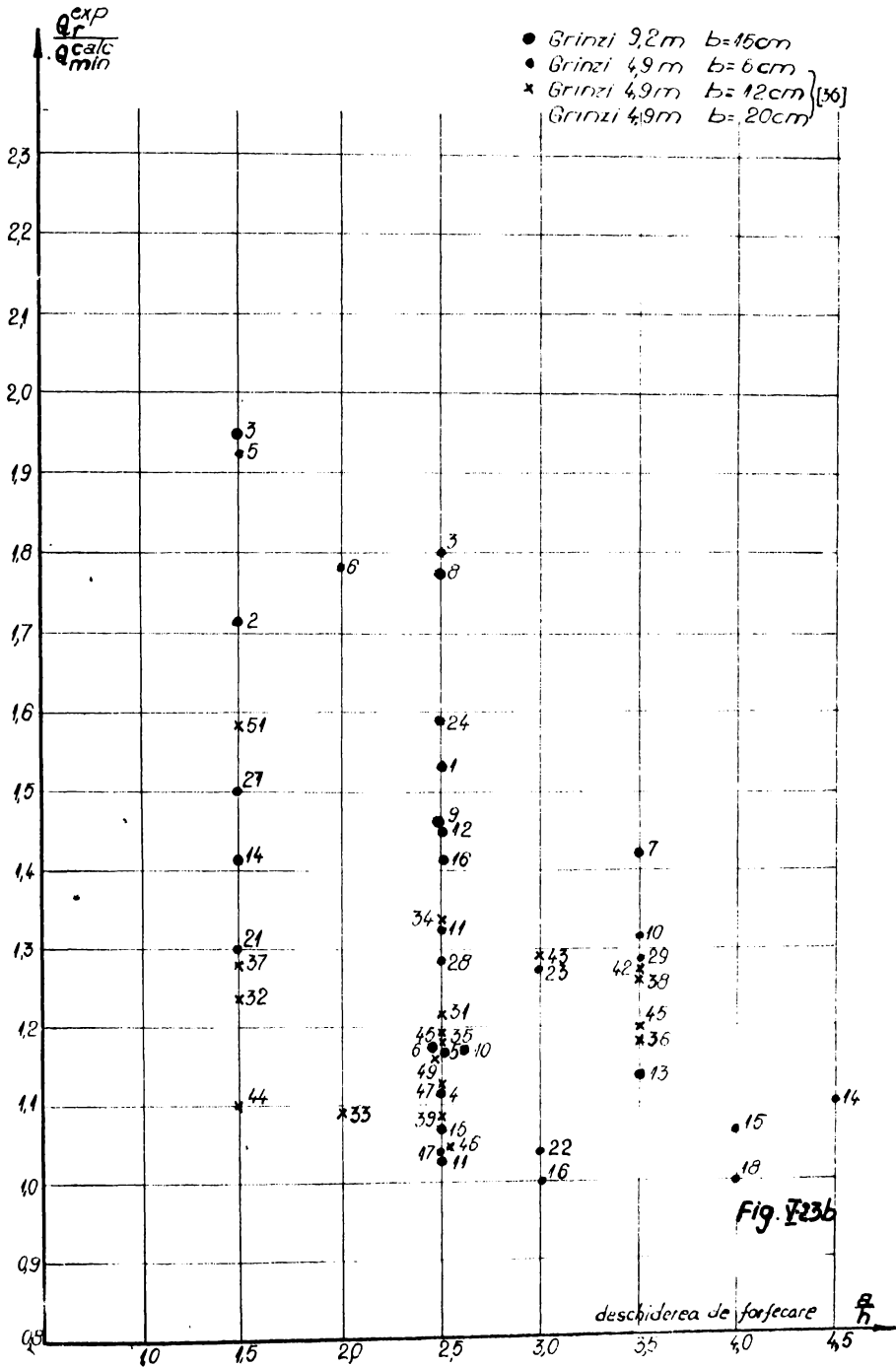
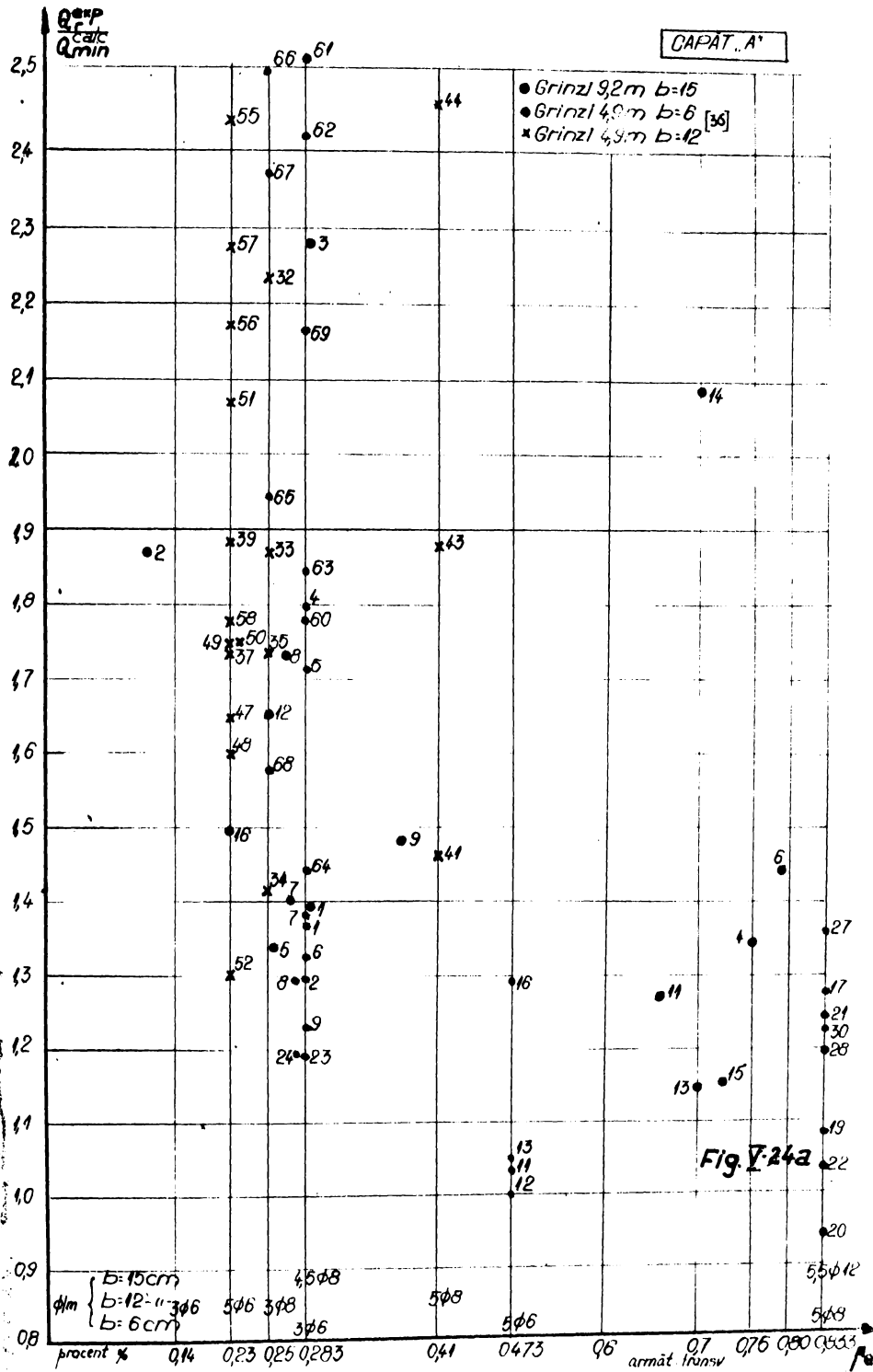
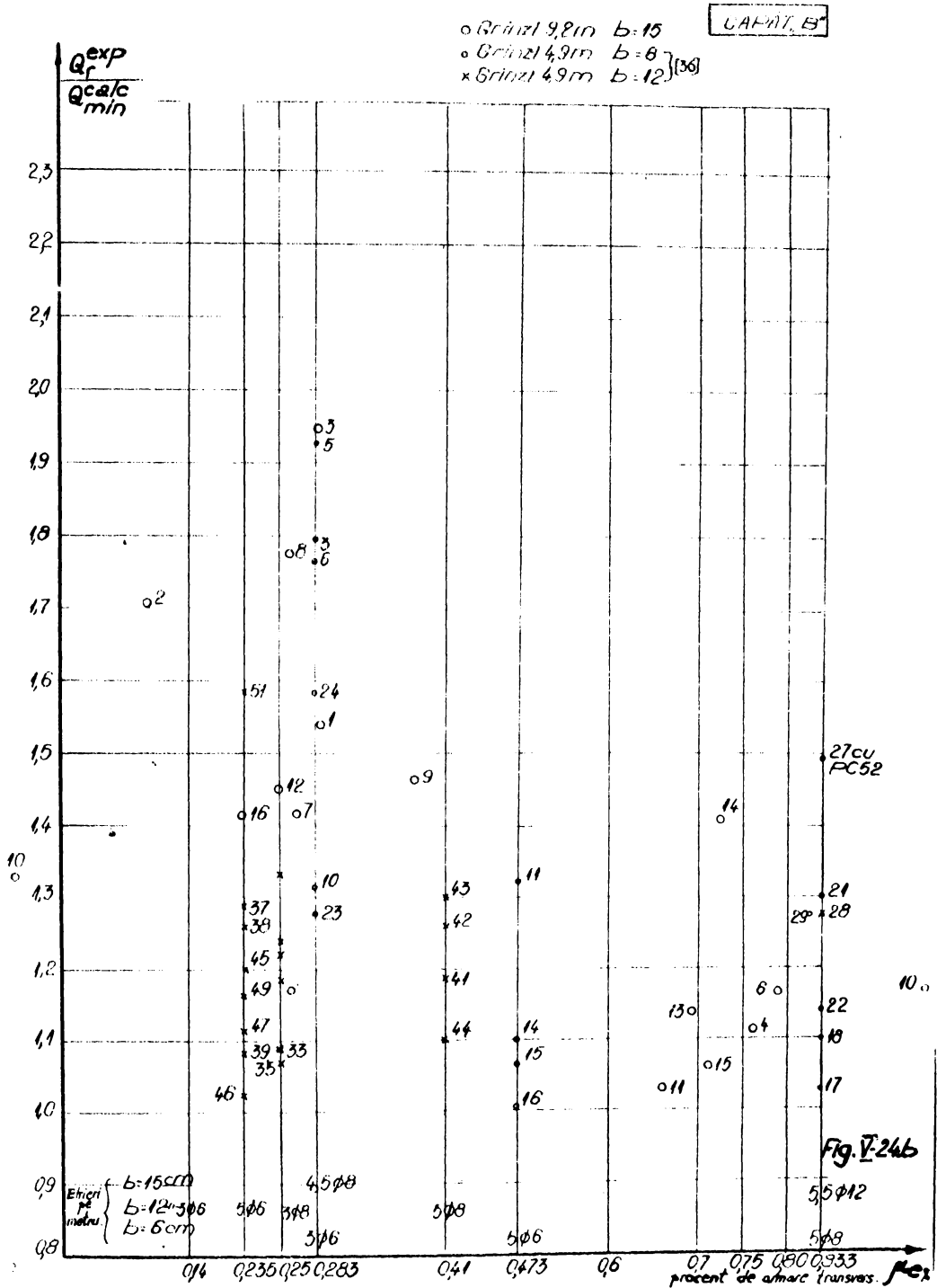


Fig. 236





și aproape întotdeauna în asemenea cazuri fisurile înclinate au apărut înaintea fisurilor normale (grinzile  $G_2, G_3, G_{14}$  etc).

La cele mai multe grinzi ruperea a fost de tip  $M_1$  cu diferite particularități:

— La grinzi cu armare transversală puternică ( $G_{10}, G_{11}, G_6$  în tab.V.10), apar 6-7 fisuri înclinate fără a le socoti și pe cele ce se formează din fisuri normale, iar deformația grinzii este pronunțată. Pentru aceleași deschideri de forfecare  $a/h$ , la grinzi cu o armare transversală redusă ( $G_5, G_7, G_9, G_8$ ), numărul fisurilor este mai redus dar se deschid puternic chiar de la apariție ( $\alpha_{fi} = 0,3 - 1,4$  mm), ceea ce face ca în etrieri să se înregistreze înaintea ruperii grinzii eforturi unitare mai mari decât  $\sigma_c$  (tab.V.7). În cazul când trecerea grinzii peste reazem este redusă (10-15 cm), la capătul "liber", cedarea se produce în majoritatea cazurilor prin moment încovoietor în secțiuni înclinate la valori ale încărcării mai mici decât cele ce ar produce ruperea la moment încovoietor în secțiuni normale; verificarea la moment încovoietor în secțiuni înclinate fiind deci obligatorie.

Incercările făcute de autor pe grinzi precomprimate cu armătură preîntinsă, cu o trecere peste reazem redusă (10-15 cm), au arătat că în multe cazuri, înaintea apariției fisurilor înclinate, poate apărea fenomenul de smulgere a armăturii tensionate (raportul  $Q_{so}/Q_{fi} < 1$ , tab.V.5, col.13). Întregul mecanism de cedare al grinzii este în aceste cazuri întrucâtva diferit față de cazul când fisura înclinată se produce în inima grinzii și se dezvoltă spre talpa superioară a grinzii și respectiv spre reazem, conducând la o cedare prin  $M_1$  descrisă anterior. În aceste cazuri, începutul smulgerii armăturii tensionate, fenomen care odată apărut nu poate fi oprit, conduce la dezvoltarea rapidă a fisurilor înclinate către talpa superioară, conducând la ruperea grinzii prin moment încovoietor, dar la încărcări mult mai mici. În tab.V.9 și V.10, aceste ruperi s-au notat cu  $M_{1s}$  la grinzi de 9,2 m lungime. Aceste ruperi de tip  $M_{1s}$ , datorită fenomenului de smulgere al armăturii tensionate apar numai la grinzi cu o armare transversală insuficientă ( $\mu_t = 0,25 - 0,28\%$ ) și impunerea unei armări transversale

minime  $\mu_{t_{\min}} = 0,30 - 0,35\%$ , face ca smulgerea armăturii tensionate să nu se producă înaintea fisurării în secțiuni înclinate. Totuși se consideră că, indiferent de tipul de rupere ( $M_1$  sau  $M_{1s}$ ) în cazul cînd grinda depășește reazemul cu lungimi reduse (așa cum este cazul la elementele precomprimate de acoperiș), verificarea să se facă cu relația din STAS lolo7/75.

$$M_{1s} \leq 0,85 (A_p \sigma_{pla} Z + \sum A_{pi} \sigma_{pi} Z_i + \sum A_{ae} R_{at} Z_e) \dots \text{II.24}$$

care s-a dovedit acoperitoare, cu condiția obligatorie de a nu se coborî procentul de armare transversală  $\mu_t$  sub  $0,30 - 0,35\%$ . Luarea unui coeficient mai mic decît  $0,85$  nu pare justificată deoarece în relația II.24, pentru acest tip de rezemare - capăt liber - valoarea lui  $\sigma_{pla}$  dată de STAS lolo7/75 (relația II.28), este suficient de conservativă. Așa cum rezultă și din tab.V.9 valorile raportului  $Q_{TA}^{\text{exp}} / Q_{\min}^C$  sînt cuprinse între  $1,00$  și  $2,56$  cu o valoare medie de  $1,7$ ;  $Q_{\min}^C$  rezultînd la capătul "liber" în majoritatea cazurilor din verificarea la moment încovoietor în secțiuni înclinate  $M_1$ .

Dacă se poate vorbi de o scădere a valorilor raportului  $Q_T^{\text{exp}} / bh_0 R_c$  (fig.V.26), odată cu creșterea raportului  $a/h$ , nu se poate defini la elementele precomprimate o lege de variație a raportului  $Q_T^{\text{exp}} / Q_{Mn}$  funcție de  $a/h$  (fig.V.27) așa cum la elementele de beton armat este cunoscută legea de variație propusă de GH Kani /64/ fig.V.28. Într-adevăr, dacă la elementele de beton armat valoarea minimă  $Q_e^{\text{exp}} / Q_{Mn}$  se înregistrează pentru  $a/h = 2,5$ , la elementele de beton precomprimat cele mai mici valori ale aceluiași raport se înregistrează, se pare, la valori ale deschiderii de forfecare  $a/h = 1,5$ .

d) Alegînd drept grad de avertizare raportul  $Q_{f1} / Q_T$  tab.V.11 (col.18) și tab.V.12 col.9, se constată că acest raport este influențat de armarea transversală, de grosimea inimii și că valori acoperitoare se obțin numai la grinzi armate puternic sau cînd armătura tensionată este sub formă de bare groase. În tab.11.a col.20,21 se prezintă același aspect al gradului de avertizare dar sub forma

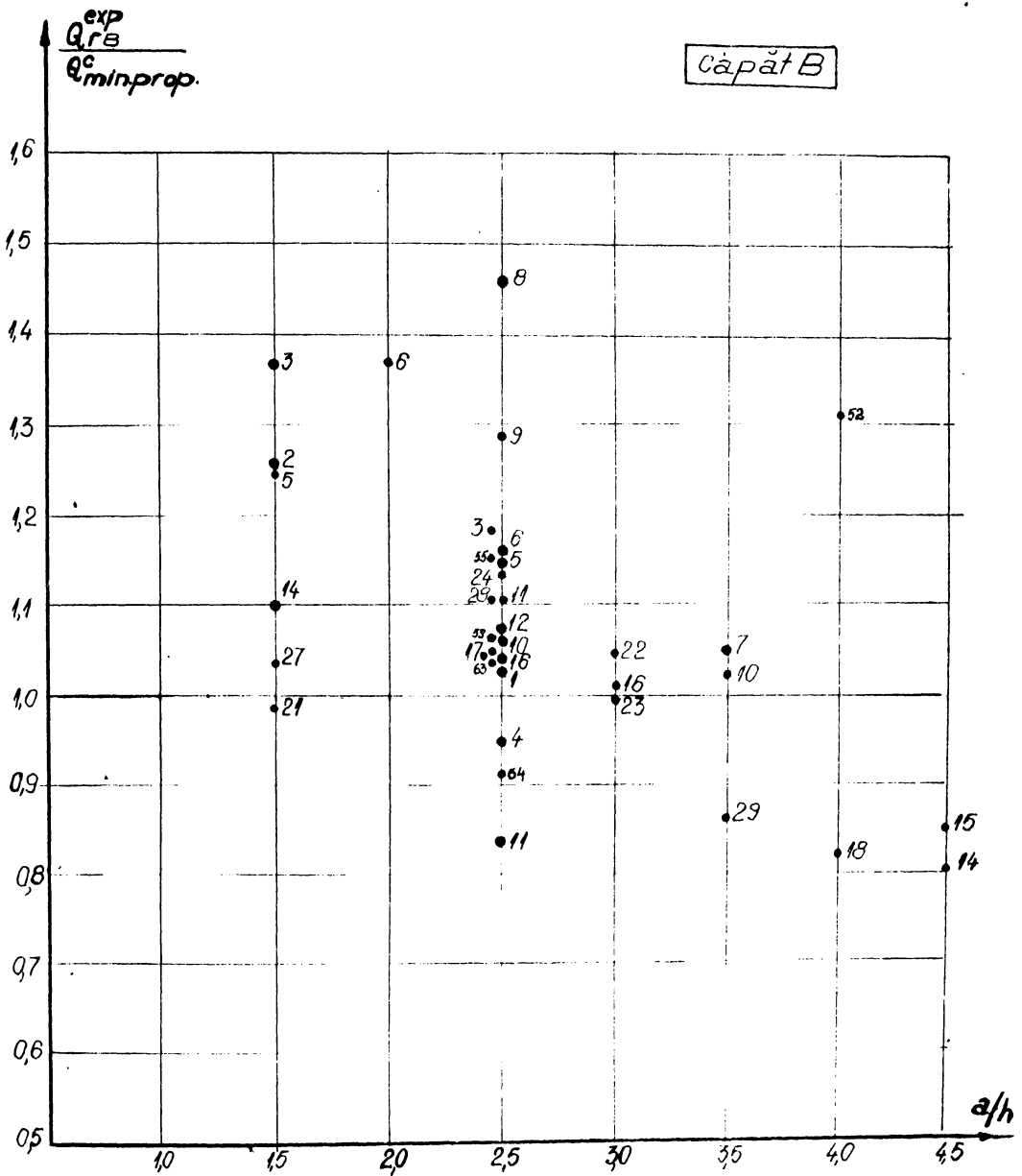


Fig. V.25

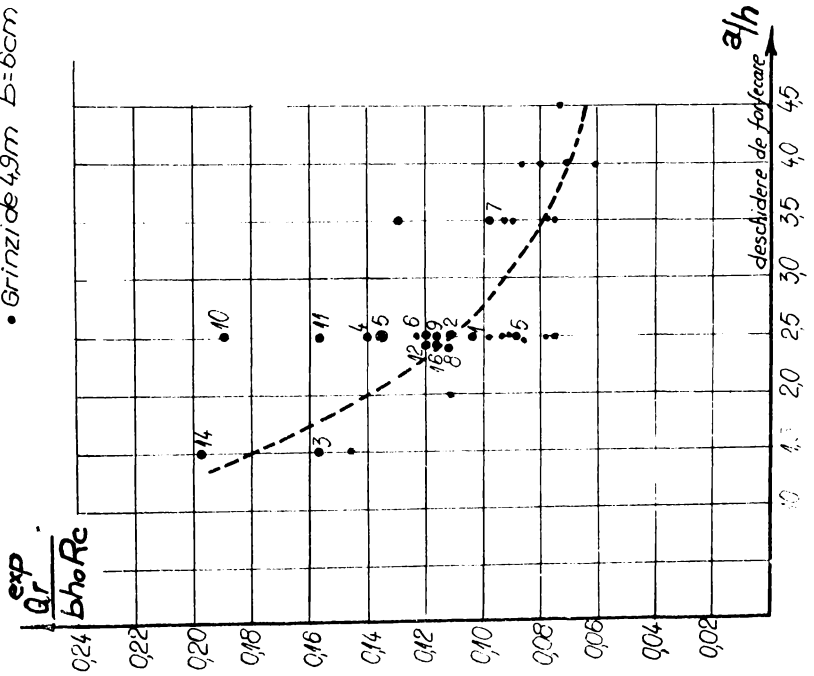


VALORI  $Q_{exp}/bhoRc$



CAPĂȚĂ A\*

- o Grinzi de 9m b=15cm
- Grinzi de 4,9m b=6cm



CAPĂȚĂ B\*

- o Grinzi de 9,2m b=15cm
- Grinzi de 4,9m b=6cm

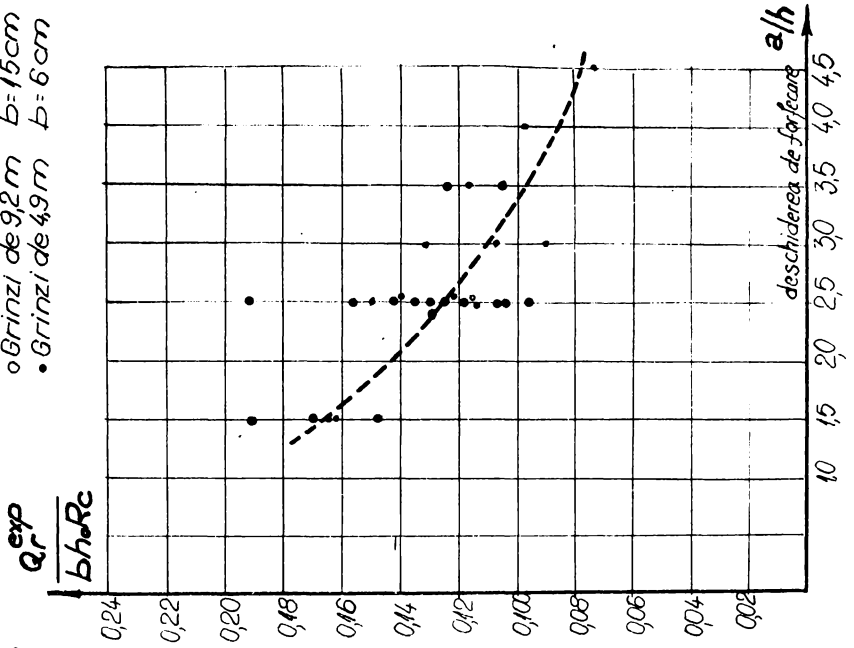


Fig. V-26

Tab. V-10

0	Mar- că	Ar- mat ten- sion.	Armat trans- versal $\phi/m$	$\frac{a}{h}$	$Q_{fi}$ t.		$Q_r$ t.		Valori $Q_{fi}/Q_r$		Număr de fisuri inclinate abarute pînă la rupere		Moduri de rupere		
					ca- păt A	ca- păt B	ca- păt A	ca- păt B	ca- păt A	ca- păt B	capăt A	capăt B	capăt A	capăt B	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14		
GRINZI EXPERIMENTATE I.P. IASI	G1	TBP <sub>3</sub>	5 $\phi$ 8	2,5	58,9	59,6	66,7	72,3	0,875	0,825	4	5	Mis	F	
	G2	24 x 7 $\phi$ 4	3 $\phi$ 6	2,5 1,5	60,9	46,4	62,9	83,8	0,952	0,555	3	2	Mis	F	
	G3	TBP <sub>12</sub> 18 x 7 $\phi$ 4	4,5 $\phi$ 8	1,5	59,4	71,8	105,4	116,8	0,563	0,616	2	4	F	F	
	G4		5,5 $\phi$ 12	2,5	53,4	55,6	82,75	85,8	0,645	0,649	5	5	Mi	Mi-F	
	G5		4,5 $\phi$ 8	2,5	42,9	41,0	53,9	54,6	0,796	0,752	3	3	Mi	Mi	
	G6		5,5 $\phi$ 12	2,5	50,9	55,3	79,1	90,5	0,645	0,624	5	6	Mi	Mi	
	G7		4,5 $\phi$ 8	3,5	52,9	55,3		59,8	0,925	0,924	4	6	Mis	Mi	
	G8		4,5 $\phi$ 8	2,5	54,4	52,3	67,4	79,3	0,88	0,659	4	6	Mis	Mi	
	G9		4,5 $\phi$ 8	2,5	37,9	39,8	62,0	62,3	0,612	0,640	4	6	Mi-Z	Mi	
	G10		5,5 $\phi$ 12	2,5	37,4	37,8	83,4	85,0	0,448	0,445	7	8	Mi-Z	Z	
	G11		PC <sub>90</sub> 8 $\phi$ 25	5,5 $\phi$ 12	2,5	56,9	59,8	101,9	90	0,475	0,664	7	7	Mn	Mn
	G12			4,5 $\phi$ 12	2,5	56,4	57,3	80,9	71,1	0,697	0,820	6	6	Mi	Mi-F
	G13	TBP <sub>12</sub> 18 x	5,5 $\phi$ 12	3,5	69,4	64,3	69,4	69,8	1,00	0,923	4	5	Mn	Mn	
	G14	7 $\phi$ 4	5,5 $\phi$ 12	1,5	80,9	84,8	108,4	113,9	0,670	0,745	4	5	Mis-F	F	
	G15	Fasci- cole 3x12 $\phi$ 7+	5,5 $\phi$ 12	2,5	59,4	60,8	75,4	75,8	0,788	0,830	2	2	Ancoraj	-	
	G16	11x12 $\phi$ 5	4,5 $\phi$ 12	2,5	50,9	56,8	69,0	69,4	0,738	0,818	2	2	Mi	Mi	

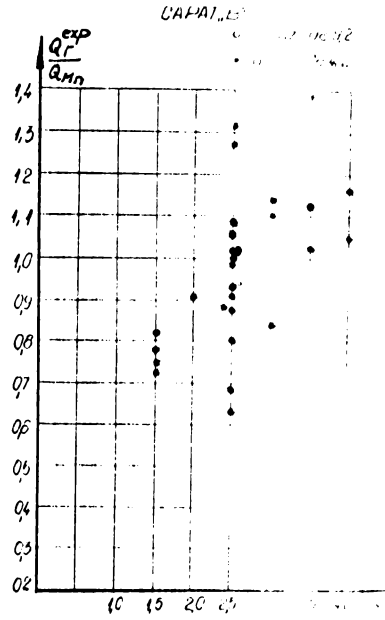
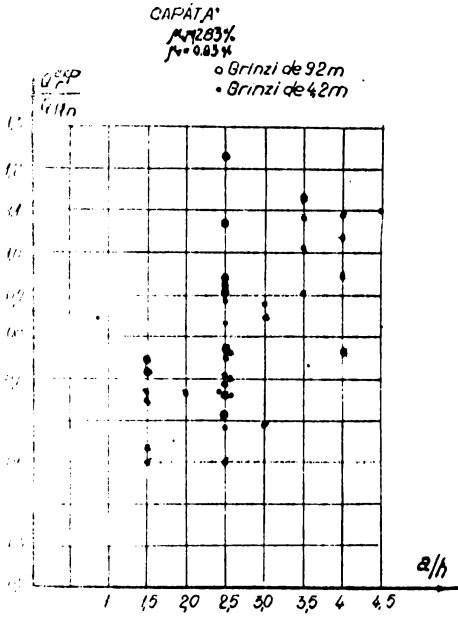


Fig V-27

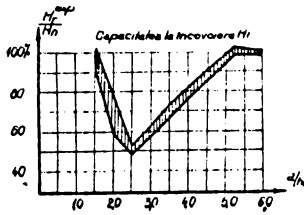
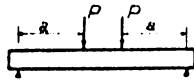


Fig V-28

Tab V-7

Grinzi $\phi$ abr.	$\bar{\sigma}_c$ Kg/cm <sup>2</sup>		$\bar{\sigma}_r$ Kg/cm <sup>2</sup>		$\bar{\sigma}_r$ %	
	Etrieri nesolicitat	Etrieri zona de forță tăiet	Etrieri nesolicitat	Etrieri zona de forță tăiet	Etrieri nesolicitat	Etrieri zona de forță tăiet
G8 $\phi 8$	2650	3200-3400	4200-4300	4250-4300	26-29	20-21
G10 $\phi 12$	2700-2800	3960-4160	4500	4650-5070	300	22-23
G12 $\phi 8$	2660-2660	3160-3260	4260-4300	4220-4440	27-28,5	22-23
G13 $\phi 12$	2650-2800	2650-2800	4560	4530	300	22-23

Tab. V-11

Grin-Ar- da materi	Eri- er	h	CAPAT LIBER (A)				CAPAT BLOCAT (B)				Q <sub>RA</sub> Q <sub>FB</sub>	Q <sub>SOV</sub> Q <sub>RA</sub>	Q <sub>SOV</sub> Q <sub>RB</sub>	Q <sub>FA</sub> Q <sub>RA</sub>	Q <sub>FA</sub> Q <sub>RB</sub>	Q <sub>FA</sub> Q <sub>FB</sub>	Q <sub>FP</sub> Q <sub>FB</sub>	Q <sub>SO</sub> Q <sub>RA</sub>	Q <sub>SO</sub> Q <sub>RB</sub>		
			Q <sub>RA</sub> cm	M <sub>RA</sub> cm	Q <sub>SOV</sub> cm	M <sub>SOV</sub> cm	Q <sub>RA</sub> cm	M <sub>RA</sub> cm	Q <sub>SOV</sub> cm	M <sub>SOV</sub> cm											
G1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
G1	18x 1744	508	2,5	15	66,7	1588	587	1375	Mis	60	72,5	1120	F	0,923	0,880	0,813	0,883	0,823	1,130	1,205	0,635
G2	18x 1744	306	2,5	15	62,9	1480	619	1460	Mis		83,8	116	F	0,75	0,985	0,738	0,978	0,557	1,025	1,795	0,958
G3		450	1,5		105,4	1490	733	1010	F		116,8	166,3	F	0,903	0,70	0,627	0,558	0,515	1,790	1,63	0,63
G4		550	2,5		82,75	1980	738	176	Mi		85,3	206	Mi-F	0,963	0,89	0,86	0,645	0,65	1,550	1,54	0,82
G5	18x 1744	450	2,5	15	53,9	1260	499	116	Mi	60	54,6	1280	Mi	0,987	0,926	0,915	0,797	0,752	1,255	1,33	0,89
G6	18x 1744	550	2,5	15	79,1	1890	759	188	Mi		90,3	2170	Mi	0,877	0,997	0,875	0,645	0,612	1,550	1,635	0,875
G7		450	3,5		57,2	1910	529	176	Mis		59,8	200,3	Mi	0,955	0,925	0,885	0,925	0,891	1,085	1,12	0,915
G8		450	2,5		67,4	1600	54,5	127	Mis-F		79,3	1390	Mi	0,85	0,807	0,687	0,807	0,661	1,240	1,515	0,80
G9		450	2,5		62,0	1460	39,4	90	Mi		62,3	1470	Mi	0,995	0,637	0,633	0,613	0,64	1,630	1,56	0,62
G10		550	2,5		83,4	2000	70,4	167	Mi Z		83,3	2040	Z	1,001	0,845	0,845	0,448	0,453	2,230	2,21	0,815
G11	18x 1744	550	2,5	15	107,9	2610	893	214	Mn	60	89,8	2130	Mn	1,20	0,828	0,99	0,528	0,668	1,895	1,50	0,76
G12	18x 1744	550	2,5	15	80,9	1940	67,3	159	Mi-F		71,1	1630	Mi-F	1,135	0,833	0,945	0,638	0,807	1,435	1,24	0,755
G13	18x 1744	550	3,5	15	69,9	2340	68,9	232	Mn	60	69,8	2360	Mn	0,994	0,993	0,987	0,99	0,92	1,020	1,09	0,99
G14	18x 1744	550	1,5		106,4	154	96,9	1370	Mi F		115	1620	F	—	0,883	—	0,868	—	1,155	—	0,888

\* 9-a rupio bari PC9: 0,964 0,87

Tab. 12

0	Nar ca	Armat lengio- nat	Armat trans- versal	a h	Q <sub>f</sub>		Q <sub>r</sub>		Valori q <sub>f</sub> /q <sub>r</sub>		Moduri de rupere	
					tone		tone		capal		capal	
					capal A	capal B	capal A	capal B	capal A	capal B	A	B
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	13	14	
1			25	107	—	907	—	0,778	—	Hi	—	
2			25	607	—	857	—	0,767	—	Hi	—	
3			25	—	705	—	1082	—	0,649	—	Hi-Z	
4			25	757	—	1082	—	0,710	—	Hi-Z	—	
5			15	757	807	1337	152	0,767	0,530	Hi	Z-F	
6		TBP <sub>12</sub>	20	757	757	1007	137	0,752	0,551	Hi	Z-F	
7		3x7φ	35	607	—	782	—	0,778	—	Hi	—	
8			40	657	—	717	—	0,916	—	Hi	—	
9			40	637	—	827	—	0,770	—	Hi	—	
10			35	—	707	—	882	—	0,820	—	Hi	
11			25	757	657	807	125	0,939	0,526	Hi	Hi	
12			15	67	—	757	—	0,790	—	F-H	—	
13			45	67	—	737	—	0,91	—	Hi	—	
14			45	—	637	—	737	—	0,865	—	Hi	
15			40	—	607	—	802	—	0,860	—	Hi	
16			30	607	757	857	102	0,708	0,743	Hi	Hi	
17			25	657	707	1007	135	0,655	0,623	Hi	Hi-Z	
18			40	—	687	—	827	—	0,85	—	Hi	
19			35	687	—	34	—	0,740	—	Hi	—	
20			35	537	—	782	—	0,685	—	Hi	—	
21			15	682	897	1037	1455	0,645	0,59	Hi	Z-F	
22			30	682	742	892	115	0,765	0,645	Hi	Hi	
23			30	517	615	592	852	0,875	0,725	Hi	Z	
24			25	657	675	607	108	0,92	0,64	Hi-F	Z-H	
27			15	557	—	392	1655	0,57	—	Hi-F	Z-F	
28			25	557	737	857	155	0,77	0,49	Hi	Z-F	
29			35	—	642	—	1107	—	0,58	—	Hi	
30			35	687	—	877	—	0,785	—	Hi	—	
31			25	—	—	—	1387	—	—	—	Hi	
32			15	1162	1590	1162	175	1,00	0,91	Hi-F	F	
33			20	1062	1505	1062	1505	1,00	1,00	Hi-F	F	
34			25	812	—	812	162	1,00	—	F	Hi	
35			25	912	1260	962	1295	0,95	0,975	F	Hi-F	
36			35	—	—	—	1022	—	—	—	Hi	
37			15	1462	1750	1162	216	1,00	0,81	Hi-F	F	
38			35	—	—	—	1087	—	—	—	Hi	
39			25	1312	1312	1312	1312	1,00	1,00	F-Hi	F-Hi	
41			25	1412	1325	1212	144	0,92	0,92	Hi-F	F	
42			35	—	—	—	1092	—	—	—	Hi	
43			30	1197	—	1212	131	0,98	—	F-Hi	Hi	
44			15	1262	1262	1637	208	—	—	Hi	F	
45		37BP <sub>12</sub>	35	—	—	—	1017	—	—	—	Hi	
46		15x30	25	—	1162	—	1227	—	0,95	—	Hi-F	
47		37BP <sub>12</sub>	25	1462	1680	1462	1680	1,00	0,87	F	F	
48		21x30	35	—	—	1462	—	—	—	—	Hi	
49		37BP <sub>12</sub>	25	1062	1073	1212	150	0,880	0,775	Hi	F	
50		2PC90	35	1092	1142	1492	—	0,915	—	Hi	—	
51		918	15	1762	1762	2252	257	—	—	F	F	
52			40	10	—	1342	—	—	—	Hi	—	
55		37BP <sub>12</sub>	25	1012	—	1012	—	1,00	—	F-Hi	—	
56			25	762	—	912	—	0,855	—	Hi-F	—	
57		17BP <sub>12</sub>	25	762	—	962	—	0,795	—	Hi-F	—	
58		PC90	25	668	—	751	—	0,89	—	Hi-F	—	
59		37BP <sub>12</sub>	25	457	—	707	—	0,645	—	Hi-Z	Hi-Z	
60			40	475	—	590	—	0,82	—	Hi	—	
61			25	464	—	807	—	0,575	—	Hi-F	—	
62			40	487	—	755	—	0,645	—	Hi	—	
63		17BP <sub>12</sub>	25	607	—	907	—	0,670	—	Hi	—	
64		2PC90	25	564	—	779	—	0,725	—	Hi-Z	—	
65			25	—	—	1419	—	—	—	—	—	
66			25	—	—	1175	—	—	—	F-Hi	—	
67		15x30	25	919	—	1219	—	0,610	—	Hi	—	
68		21x30	25	—	—	1179	—	—	—	—	—	

GRINZI 4,9m lungime (INCERC BUCURESTI)

GRINZI 4,9m lungime (INCERC BUCURESTI)

$Q_R^{exp}/Q_{fi}$ . Deși rezultă valori mult acoperitoare 1,02-2,23, cu o valoare medie 1,4 (sensibil egale pentru cele două capete ale grinzii) totuși la unele grinzi (G12, G15) cu valori mari ale raportului  $Q_R^{exp}/Q_{fi} = 1,3 - 1,5$ , deschiderile fisurilor înclinate la apariție au fost mari, 0,4-1,2 mm, ceea ce face ca definiția gradului de avertizare sub forma  $Q_R^{exp}/Q_{fi}$  să fie insuficientă.

Faptul că la unele grinzi (G2, G7) la care raportul  $Q_R^{exp}/Q_{min}^c$  are valori mari, mult acoperitoare (1,4-1,87) dar valori mici ale raportului  $Q_R^{exp}/Q_{fiA}$  (1,02-1,08), arată că numai aprecierea siguranței nu este suficientă și este necesară definirea noțiunii de avertizare cât mai apropiată de fenomen. Definirea gradului de avertizare prin prisma deformației grinzii (a săgeții) pare mai cuprinzătoare dar și în acest caz este dificil de separat valorile deformației datorate momentului încovoietor de cea produsă de acțiunea forței tăietoare.

Cele de mai sus conduc la propunerea că, cel puțin pentru elementele cu trecere redusă peste reazem (10-15 cm), raportul  $Q_{so}/Q_R$  poate defini satisfăcător gradul de avertizare. Într-adevăr, pentru cele 14 grinzi de 9,2 m (tab.V.11, col.22), valorile raportului  $Q_{so}/Q_R$  sînt cuprinse între 0,62 și 0,91 în bună concordanță cu valorile  $Q_R^{exp}/Q_{min}^c$ , complementându-se reciproc.

## VI. CONCLUZII - PROPUNERI DE VALORIFICARE

### VI.1. Rezultatele finale ale studiului întreprins

#### a) Necesitatea și obiectivele studiului.

În țara noastră, în ultimii ani s-au desfășurat, în cadrul unor programe /25/, /33/, /37/, /45/, /59/, /80/ de cercetare științifică ample și sistematice cercetări în domeniul betonului armat și al betonului precomprimat menite să completeze volumul informațional de date mai ales că în prezent există încă o insuficientă cunoaștere a betonului precomprimat. Dacă în ceea ce privește comportarea elementelor precomprimate la moment încovoietor relațiile de calcul stabilite reflectă în mare măsură fenomenul - abaterile între valo-

rile calculate și cele experimentale fiind de 1-2% - la solicitarea de forțe tăietoare sau cea de torsiune, relațiile actuale de calcul au încă un pronunțat caracter empiric, concordanța dintre valorile calculate cu cele experimentale nefiind satisfăcătoare.

Cercetările efectuate de autor în anii 1969-1975, pe elemente precomprimate solicitate la încovoiere cu forțe tăietoare importante, cercetări efectuate în principal în cadrul unui program mai larg de cercetări, în colaborare cu INCERC București /36/ - au avut drept scop determinarea influenței diversilor parametri asupra comportării la forțe tăietoare și stabilirea unor relații de calcul la fisurare și capacitate portantă care să permită o cât mai bună apreciere în proiectare a siguranței. Dintre parametrii care influențează în principal comportarea la forțe tăietoare a elementelor precomprimate se citează:

- calitatea și distribuția armăturii longitudinale tensionate;

- intensitatea precomprimării;
- mărimea deschiderii de forfecare ( $Q_h/M$ );
- cantitatea și calitatea armăturii transversale;
- ancorarea armăturii tensionate;
- forma, dimensiunile și mărimea secțiunii trans-

versale;

- lungimea de rezemare a elementului.

Avînd în vedere că în prezent marea majoritate a elementelor precomprimate se execută cu armătură preîntinsă din TBP sau PC90 (mai ales cele executate în fabrici de prefabricate) și că apar probleme deosebite ca urmare a rezemării lor pe lungimi relativ mici - 10-15 cm - aproape întregul program a fost în consecință condus spre experimentarea unor grinzi cu armătură pretensionată. De altfel, la multe din elementele de mare serie (T, TT, chesoane curbe, pane etc), precomprimate cu armătură preîntinsă s-au constatat o serie de defecțe din execuție, la transfer, în zonele de capăt, cum ar fi fisuri longitudinale, intrarea armăturii tensionate etc., care au condus la comportări nesatisfăcătoare în exploatare.

Acest fapt a făcut ca cercetările întreprinse să apară ca fiind foarte necesare, ele urmînd să dea răspunsul și soluțiile respective și în această problemă a realizării precomprimării în zonele de capăt.

Obiectivele cercetării - elemente experimentale analizate.

După ce a fost întreprinsă o amplă documentare asupra problemei comportării la forțe tăietoare a elementelor de beton armat și beton precomprimat și au fost stabiliți principalii parametri a căror influență este determinantă asupra fisurării și capacității de rezistență a fost întocmit un program experimental astfel încît, pe un număr cît mai redus de grinzi (avînd în vedere costul ridicat) să poată fi analizați cît mai mulți parametri (tab.III.3 - III.7).

Obiectivele cercetării se pot rezuma astfel:

a) Să permită acumularea unor date teoretice și experimentale pe baza cărora să se poată aborda îmbunătățirea calculului la fisurare și capacitatea portantă în secțiuni înclinate la elementele precomprimat cu bare groase PC90 și toroane TBP; apariția și deschiderea fisurilor înclinate (cap.II.2 și V.1.2); capacitatea portantă, moduri de rupere, grad de avertizare (cap.II.3 și V.4); pe parcursul cercetării au mai fost analizate și alte aspecte care se referă la: fisurarea în secțiuni normale; rigiditate; /57/, /58/ și s-au făcut și propuneri originale privind calculul la apariția fisurilor normale în zonele solicitate numai de moment încovoietor /8/.

b) Determinarea lungimii de transfer a efortului de la armătură la beton și a lungimii de ancorare a armăturii tensionate și să se analizeze influența ancorării armăturii tensionate asupra fisurării în secțiuni indicate. În acest sens, în cap.V.3 al tezei se prezintă considerații teoretice și experimentale privind ancorarea armăturii tensionate, influența pe care o are fenomenul de smulgere a armăturii asupra fisurării în secțiuni înclinate precum și măsurile ce trebuie luate pentru a se evita fenomenul smulgerii armăturii.

c) Volumul mare de date experimentale adunate în timpul experimentărilor împreună cu datele de la alte experimentări, va da posibilitatea să se facă o analiză probabilistică bazată



pe modelele statisticii matematice în vederea elaborării unor relații de calcul care să reflecte cât mai fidel fenomenele pe care încearcă să le exprime.

Programul cercetării a cuprins experimentarea unor tipuri de grinzi de diferite mărimi, cu secțiunea dublu T și la care armătura pretensionată era alcătuită din bare groase PC90 sau toroane TBP. Astfel, au fost experimentate:

- 16 grinzi cu secțiunea dublu T, cu înălțimea de 100 cm lungimea de 9,2 m (tab.III.1) precomprimate fie cu  $8 \varnothing 25$  PC90, fie cu  $24 \times 7 \varnothing 3$  sau  $18 \times 7 \varnothing 4$ ; TBP;

- trei grinzi de 12-18 m lungime cu secțiunea T sau dublu T (tab.III.1) precomprimate cu bare groase PC90;

- opt grinzi de 3,4 m lungime cu secțiunea dreptunghiulară de înălțime 35 cm precomprimate cu diferite grade de precomprimare avînd caracteristicile din tab.III.2.

În cap.III și IV ale tezei, se prezintă detaliat modul de execuție al grinzilor experimentale, datele privind calitățile materialelor, condiții de păstrare și măsurătorile efectuate la precomprimare, condițiile de experimentare, aparatura și dispozitivele, caracteristicile efective ale grinzilor precum și măsurătorile efectuate la încercare.

#### b) Fisurarea în secțiuni înclinate.

Se știe că funcțiile de condițiile de exploatare și de caracteristicile armăturii tensionate, se definesc trei clase de fisurabilitate; elementele din beton precomprimat putînd fi cuprinse în toate cele trei clase. În diferitele prescripții de calcul se dau pentru fiecare clasă de fisurare (I,II, III) condițiile de verificare /43/. Se menționează că în noile prescripții românești /12/ se prevede numai verificarea la închiderea fisurilor sub încărcări de exploatare, la categoria I, fără a se prevedea verificarea la apariția fisurilor normale și înclinate. În schimb, proiectul RS 119/74 pentru aceeași categorie I prevede ca sub încărcări de calcul să nu apară nici un fel de fisuri.

La elementele precomprimate cu armătură preîntinsă - aproape întotdeauna cu traseu rectiliniu - apariția și dezvoltarea fisurilor înclinate pot influența comportarea în timp (favorizînd coroziunea armăturii), datorită faptului că oda-

tă apărute, nu se închid complet la descărcarea elementului deoarece armătura tensionată nu acționează perpendicular pe aceste fisuri. De asemenea, așa cum am arătat, prezentele cercetări, apariția, dar mai ales dezvoltarea, în general rapidă a fisurilor înclinate, pot avea o influență nefavorabilă asupra capacității portante prin declanșarea fenomenului de smulgere a armăturii tensionate atunci când elementele reazemă pe lungimi reduse (10-15 cm).

Autorul consideră că cel puțin la elementele precomprimate cu armătura preîntinsă un calcul la deschiderea fisurilor înclinate nu este recomandabil dacă se are în vedere că:

- fisurile înclinate au în general deschideri mari la apariție datorită nivelului ridicat al încărcării la care ele apar;

- fisurile înclinate se dezvoltă rapid și pot conduce la apariția fenomenului de smulgere al armăturii tensionate, care la rândul lui, antrenează deschiderea fisurilor;

- fisurile înclinate nu se închid, chiar la descărcarea completă;

- datorită numărului redus de fisuri înclinate care apar până la rupere (uneori 2-3 fisuri), este greu de definit o distanță între fisuri pe baza căreia să se calculeze deschiderea lor. De aceea, autorul consideră că cel puțin la nivelul actual al cunoașterii fenomenului caracterizat printr-un volum informațional experimental redus, este mai prudent să se mențină calculul la apariția fisurilor.

Plecând de la aceste considerații, în cap. II.1 se prezintă detaliat o analiză a stărilor de tensiuni din zonele cu forțe tăietoare importante, o împărțire a grinzilor pe zone de fisurare (A, B, C, D) așa cum a fost ea făcută în /48/, /49/ insistând și asupra factorilor care pot influența fisurarea în secțiuni înclinate. Apariția fisurilor înclinate în inima grinzii (specifice zonei B) se datorește eforturilor unitare principale de întindere  $\sigma_{D1}$  produse în principal de forța tăietoare și influențate de acțiunea momentului încovoietor dar în zonele respective apare de fapt o stare complexă de eforturi, dacă se are în vedere existența eforturilor

$\sigma_{b1}$ ,  $\sigma_{b2}$ ,  $\sigma_{bx}$  din precomprimare și eforturile tangențiale  $\tau$ .  
 În cap.V.1 se prezintă o analiză a corelației dintre aceste eforturi și rezistența betonului la întindere și compresiune (fig.V.1...V.7) și se face aprecierea că exprimarea condiției de siguranță, în aceste zone, ar putea fi definită prin limitarea eforturilor unitare de întindere  $\sigma_{b1}$  funcție însă și de o serie de parametri care influențează fisurarea în secțiuni înclinate. Se prezintă detaliat analiza rezultatelor experimentale prin prisma a patru relații din diverse normative:

- Experimentările au arătat că, chiar dacă se respectă limitările existente, astăzi în unele prescripții (STAS 8000/67, RS 119/74), pentru eforturile unitare principale de întindere  $\sigma_{b1}$  nu numai că nu se evită apariția fisurilor înclinate, dar probabilitatea apariției lor rămâne încă foarte mare; valorile raportului  $\sigma_{b1}/R_t = K_1$  (fig.V.1) la un mare număr de grinzi (43 din 65) sînt  $< 1$ , uneori chiar 0,55-0,60.

- În ceea ce privește relația V.3,  $\sigma_{b1} \leq R_t (1 - \frac{\sigma_{b2}}{R_t})$  dată în STAS 10107/73, asemănătoare relației 4.4.13 din RS 119/74, cu cele trei forme, pentru cele trei clase de fisurare (relațiile V.8), analiza rezultatelor experimentale a arătat că pentru 27 din 65 grinzi (fig.V.3 a), fisurile înclinate au apărut pentru eforturi  $\sigma_{b1}$  mai mici decît  $(1 - \frac{\sigma_{b2}}{R_t}) R_t$ . Privat prin prisma procentului de armare transversală<sup>c</sup> (fig. V.3 b) această relație din STAS 10107/75 ar putea fi reținută pentru proiectare dar limitînd valoarea procentului de armare transversală la o valoare minimă  $\mu_t \min = 0,3-0,35\%$ .

- În ceea ce privește relația V.4 ( $\sigma_{b1} + \mu \sigma_{b2})/R_t = K_4$ , corespunzătoare teoriei din rezistență a deformației specifice ca pentru materiale omogene și elastice maxime rezultă pentru toate grinziile valori supraunitare ale lui  $K_4$  (fig.V.4) fapt care arată că relația V.4 conduce la valori acoperitoare în toate cazurile. De aceea, se face propunerea ca în locul relației V.3, propusă în STAS 10107/75, să se introducă relația V.4 și care ar urma să aibă următoarele forme pentru cele 3 clase de fisurare:

$$\begin{array}{l} \text{I} \quad \sigma_{b1} + \mu \sigma_{b2} \leq R_t \\ \text{II} \quad \sigma_{b1} + \mu \sigma_{b2} \leq R_t^n \\ \text{III} \quad \sigma_{b1} + \mu \sigma_{b2} \leq 1.5 R_t^n \end{array} \quad \dots \dots \dots \text{VI.1}$$

Pe baza prelucrării și interpretării rezultatelor experimentale au fost propuse relațiile de calcul V.5, V.6 și V.7, în teză ele fiind analizate detaliat. Deși, ca expresie ele sînt ceva mai complicate, totuși în relații se cuprinde mai bine influența diversilor parametri cum ar fi: armarea transversală, gradul de precomprimare, influența efortului  $\sigma_{b2}$  etc.

Analiza procesului de apariție a fisurilor în secțiuni înclinate a scos în evidență o serie de aspecte cu totul semnificative. Astfel, armătura transversală, chiar sub formă numai de etrieri, influențează nivelul încărcărilor de apariție al fisurilor înclinate, deschiderea lor la apariție, numărul de fisuri și modul lor de dezvoltare pînă la rupere.

Compararea rezultatelor a două mărimi de grinzi, cu  $h = 40$  cm și cu  $h = 100$  cm (factor de scară 2,5) a scos în evidență influența favorabilă a efectului de scară; pentru grinzile de 9,2 m deschidere cu  $h = 100$  cm s-au obținut întotdeauna valori mai acoperitoare indiferent cu care relație au fost analizate rezultatele experimentale. Acest fapt se pare că îl datorăm pe lîngă factorilor analizați în teză și formei izostaticelor corespunzătoare efortului  $\sigma_{b2}$  care la grinzile mari sînt mai alungite, cu curburi mai mici, ceea ce face ca presiunile exercitate după direcția perpendiculară (cea a ef.  $\sigma_{b1}$  să fie mai mici.

Grinzile precomprimare armate cu bare groase PC90 au arătat o comportare mai bună în privința fisurilor în secțiuni înclinate, cu condiția ca ancorarea armăturii tensionate să fie asigurată. În ceea ce privește deschiderea fisurilor înclinate, deși în teză se prezintă în cap.V.2 o analiză a rezultatelor experimentale prin prisma relației din RS 119/74, totuși, se consideră că este inoportun să se treacă în prezent la calculul deschiderii fisurilor înclinate. Re-prezentarea grafică din fig.V.9 arată clar că cel puțin sub această formă, relația II.17 considerată ca fiind cea mai completă pînă în prezent, conduce la valori care diferă mult, în plus sau în minus, față de valorile experimentale. Deși relația de calcul cuprinde influența unor parametri de bază ca procentul de armare transversală, durata de acțiune a

încărcării, mărimea precomprimării, ea nu cuprinde corect însă influența calității armăturii tensionate, dovadă faptul că în cazul barelor groase PC90 valorile calculate sînt mai mici ca cele experimentale.

Deschiderea fisurilor înclinate este foarte mult influențată de armarea transversală; la grinzile cu armare transversală redusă ( $M_t=0,2 - 0,28\%$ ) deschiderea fisurilor la apariție este foarte mare 0,4 - 1,2 mm, cu valori mai mari la grinzile de mici dimensiuni. Așa cum au arătat experimentările, fisurile înclinate, odată apărute, nu se închid complet la descărcare, deschiderea remanentă a lor fiind aproape întodeauna  $> 0,1$  mm. La elementele precomprimate cu armătura preîntinsă, cu rezemare redusă, deschiderea chiar relativ mică a fisurilor înclinate, 0,1-0,25 mm, conduce la declanșarea fenomenului de smulgere a armăturii tensionate, fenomen ireversibil și care afectează capacitatea portantă.

c) Influența ancorării armăturii tensionate asupra fisurării în acțiuni înclinate.

Pentru prima dată la noi în țară au fost efectuate încercări sistematice în cadrul programului /36/ și al prezentei cercetări cu privire la influența fisurării în secțiuni înclinate asupra ancorării armăturii tensionate și invers. În acest scop, au fost înregistrate în timpul încercării fiecărei grinzi valorile forțelor tăietoare corespunzătoare începutului smulgerii armăturilor tensionate (notate  $Q_{50}$ ) și cele corespunzătoare unei alunecări a armăturii de 0,1 mm (notate  $Q_{50,1}$ ). Valorile date în STAS 8000/73 pentru lungimea de ancoraj sînt acoperitoare (tab.V.4), pentru armăturile din TBP însă pentru barele groase PC90 valorile experimentale sînt mai mari decît cele date în STAS 8000/73; problema ancorării barelor groase, mai ales cînd  $\sqrt{f_{po}} > 4000$  kgf/cm<sup>2</sup> nu este rezolvată /34/. În ceea ce privește lungimea de transmitere a eforturilor de la armătură la beton „ $l_c$ ”, valoarea necesară pentru a se cunoaște modul cum se realizează precomprimarea în zonele de capăt ale elementelor cu armătură preîntinsă, se poate spune că valorile date în STAS 8000/73 sînt corespunzătoare pentru toroane TBP dar pentru bare

groase, valorile experimentale sînt mult mai mari (aproape duble), ceea ce explică necesitatea îmbunătățirii ancorării (prin fretare sau piese speciale sudate) a barelor groase PC90 în zonele de capăt a elementelor precomprimate. Cunoașterea cît mai exactă a lungimii de transfer a eforturilor de la armătura tensionată la beton, în zonele de capăt este importantă deoarece nerealizarea integrală a precomprimării în apropierea reazemelor, favorizează apariția fisurilor înclinate și de asemenea, la verificarea la moment încovoietor în secțiuni înclinate trebuie să se țină seama de efortul efectiv  $\sigma_{pla}$  (relația II.28) din armătura tensionată.

În capitolul V.3 se prezintă o analiză detaliată a influenței apariției fisurilor înclinate asupra ancorării armăturii tensionate și invers, influența smulgerii armăturii tensionate asupra fisurării în secțiuni înclinate. Această analiză efectuată la capătul A unde reazemul era de 15 cm este bine conturată prin prisma rapoartelor  $Q_{SO}/Q_{F1A}$  funcție de deschiderea de forfecare  $a/h$  și armarea transversală (tab. V.5 și fig.V.15 și V.16). Dacă în cercetările /36/ și /59/ s-a apreciat că smulgerea armăturii tensionate are loc după apariția fisurilor înclinate  $Q_{SO}/Q_{F1A} > 1$  ca urmare a dezvoltării acestora către reazem, cercetarea prezentă, pe grinzi de mari dimensiuni, a scos clar în evidență că în anumite cazuri fenomenul de smulgere a armăturii tensionate apare înaintea fisurării în secțiuni înclinate. Astfel, la un număr de 25 din 65 de grinzi - fig.V.15 - s-au înregistrat valori  $Q_{SO}/Q_{F1A} \leq 1$ . Indiferent de mărimea grinzii, valorile subuitate ale raportului se înregistrează la acele grinzi la care armarea transversală sub formă de etrieri este redusă  $M_t = 0,15 - 0,285\%$  (fig.V.16). De aceea, adoptarea unui procent minim de armare transversală de 0,30-0,35% pentru OE 38 și a unui procent optim de armare funcție de nivelul eforturilor unitare principale de întindere  $\sigma_{b1}$  conform fig.V.9, elimină în totalitate posibilitatea smulgerii armăturii tensionate înaintea apariției fisurilor înclinate. Eliminarea fenomenului de smulgere a armăturii tensionate este necesară dacă se are în vedere și faptul că odată începută alunecarea nu poate fi oprită și se atinge relativ repede valoarea de 0,1 mm.

considerată critică pentru capacitatea portantă /36/. Prezen-tele cercetări au arătat că, chiar valoarea  $Q_{80}$  (corespunzătoare începutului șmulgerii), poate fi considerată critică pentru capacitatea portantă dacă se are în vedere că experimentările de pînă acum au fost efectuate numai la sarcini de scurtă durată, că prin nici o măsură constructivă nu se poate influența procesul de alunecare al armăturii și că la sarcini de durată sau repetate, fenomenul se accentuează sigur cu consecințe și mai nefavorabile asupra capacității portante.

d) Capacitatea portantă - moduri de rupere.

Determinarea capacității portante a elementelor încovolate precomprimate solicitate de forțe tăietoare este pe cît de importantă pe atît de dificilă și complexă datorită numărului mare de parametri care o influențează și a modurilor diferite de rupere care pot apare. Modelele de calcul adoptate și pe baza cărora s-au stabilit în prescripțiile de calcul diverse moduri de calcul, diferă mult iar aplicarea acestor metode conduce la valori mult diferite între ele și diferite față de rezultatele experimentale.

Metodele de calcul elaborate și utilizate pînă în prezent au în general un caracter empiric, relațiile respective cuprind mai mulți sau puțini parametri importanți iar prevederile constructive, de multe ori exagerate, vin să compenseze eventualele lipsuri ale relațiilor de calcul. De aceea, avînd în vedere creșterea continuă a volumului de elemente precomprimate, mai ales a celor cu armătură preîntinsă, determinarea cît mai corectă a capacității portante, fără măsuri constructive exagerate este absolut necesară și pe criteriul economice. O reducere oricît de mică a cantității de armătură înseamnă foarte mult dacă se are în vedere producția mare, de serie, a unor asemenea elemente precomprimate (elemente T, TT, chesoane, curbe etc).

După ce se fac în cap.II.3 considerații privind principiile metodei de calcul în secțiuni înclinate și a factorilor care influențează capacitatea portantă, se prezintă o analiză a modului cum este determinată valoarea forței tăietoare preluată de beton  $Q_b$  în diverse prescripții de calcul. Au fost luate în considerație cunoscutele relații pentru  $Q_b$ .

$$Q_b = \frac{0.15 b h_o^2 R_t}{s_i}$$

II.19

stabilită de Borisanski cu mulți ani în urmă,

$$Q_b = \frac{2 b h_o^2 R_t}{s_i}, \dots \dots \dots \text{II.20}$$

introdusă în noile prescripții de calcul STAS 10107/75

$$Q_b = \frac{0.8 b h_o^2 R_t}{s_i} \sqrt{\rho + \rho_p} \frac{R_{ap}}{3400} \left(1 + \frac{Q h_o}{M}\right) \dots \dots \dots \text{II.21}$$

elaborată în cadrul cercetărilor INCERC /62/ și propusă în proiectul de recomandări RS 119/74.

Compararea valorilor de calcul ale forței tăietoare  $Q_Q = Q_b + Q_e$  în care  $Q_b$  are pe rînd valorile date de cele trei relații cu valorile experimentale (tab.VI.1), scoate în evidență o serie de aspecte:

- deși elaborată cu mulți ani în urmă, relația lui Borisanski s-a dovedit acoperitoare;
- relația II.20, propusă în noile prescripții românești, conduce la valori mai mici pentru  $Q_b$  decât cele date de relația lui Borisanski, ceea ce nu poate fi totuși acceptat dacă se are în vedere evoluția pozitivă a tehnologiei de execuție a betonului armat și precomprimat, creșterea calității materialelor cît și evoluția metodelor de calcul în acest domeniu;

- relația II.21 este completă și acoperitoare în limite rezonabile. Valorile de calcul ale lui  $Q_b$  date de această relație sînt cu 10-15% mai mari decît cele date de relația II.20. Pe baza cercetărilor făcute de autor /25/, /4/, /37/, /45/ a fost elaborată relația:

$$Q_b = \left( K \frac{Q h_o}{M} + \frac{N_{ot}}{A_p R_p + A_a R_a} \right) b \cdot h \cdot R_t \dots \dots \text{II.22}$$

care, la determinarea forței tăietoare preluate de beton, ține seama de influența principalilor parametri: deschiderea de forfecare, gradul de precomprimare, calitatea și cantitatea armăturii longitudinale tensionate și eventual netensionate (pasivă) și de faptul că pentru încărcări foarte apropiate de reazem ( $a/h < 1,5$ ) intervine influența reazemului.

Determinînd capacitatea de rezistență la forțe tăietoare  $Q_Q$  luînd pe  $Q_b$  dat de relația propusă - tab.V.6 -



rezultă valori ale raportului  $Q_Q^{exp}/Q_Q^{prop}$  cuprinse între 0,93 și 1,36; valorile subunitare înregistrându-se la grinzile cu armare transversală redusă ( $\mu_t \leq 0,3\%$ ). Verificările făcute de autor pe unele grinzi ce urmează a fi introduse în practică de către IPC, pentru hale de 12..24 m deschidere, au arătat că utilizarea relației II.22 pentru  $Q_b$  în locul relației II.20 din actualul STAS 10107/75, ar conduce la o reducere a armăturii transversale sub formă de etrieri cu 7-15% fiind asigurat evident gradul de siguranță necesar. Proportia de reducere a armăturii transversale este desigur dependentă de ponderea cu care  $Q_b$  intervine în relația  $Q_Q = Q_b + Q_g$ . Așa cum se arată în teză, cunoașterea cât mai exactă prin calcul a capacității de rezistență la forțe tăietoare (prin relații cât mai complete așa cum este relația II.22), permite să se elimine actuala tendință din proiectări prin care se supradimensionează elementele precomprimate în zonele cu forțe tăietoare importante pentru a se evita apariția unor ruperi în aceste zone, dirijînd - dacă se poate spune așa - eventuala cedare a grinzii în zonele de moment încovoietor unde capacitatea de rezistență se poate determina - cu actualele relații de calcul - cu o foarte bună exactitate.

În cazul elementelor precomprimate cu armătură preîntinsă, nu este suficient numai calculul la forțe tăietoare în secțiuni înclinate; în cazul unor grinzi ce reazemă pe lungimi reduse (10-15 cm) este absolut obligatorie și verificarea la moment încovoietor în secțiuni înclinate. De aceea, în cap.V.4 se prezintă o analiză a capacității portante prin prisma valorilor momentului încovoietor în secțiuni înclinate ( $Q_{M1}$ ) evident numai la capătul "liber" în corelație însă și cu verificarea la forțe tăietoare  $Q_Q$  și moment încovoietor în secțiuni normale ( $Q_{Mn}$ ). La capătul "liber" aproape în toate cazurile tab.V.9 valoarea minimă de control  $Q_{min}^C$  rezultă din verificarea la moment încovoietor în secțiuni înclinate. Analiza raportului  $Q_{TA}^{exp}/Q_{min}^C$  (tab.V.9 și fig. V.23 și V.24), scoate în evidență că modul de calcul preconizat prin metoda secțiunilor înclinate este acoperitor, dar că în multe cazuri rezultă o supradimensionare (valori

ale raportului pînă la 2,56). De menționat că factorul esențial care intervine în relația II.24 de verificare la moment încovoietor în secțiuni înclinate este mărimea efortului în armătura tensionată  $\sigma_{pla}$  la intersecția acesteia cu fisura înclinată critică. Pentru determinarea acestei mărimi pe parcursul cercetării s-au folosit mai multe expresii (II.25, II.27, II.28) și se consideră că actuala relație din STAS este corespunzătoare.

În tab.V.11, se prezintă o analiză a principalelor moduri de rupere a elementelor precomprimate solicitate la încovoiere cu forțe tăietoare importante. Față de modurile clasice de rupere de tip F, Z,  $M_n$  și  $M_1$  detaliat descrise, s-a considerat necesar a se defini ruperile de tip  $M_{1S}$  adică prin moment încovoietor în secțiuni înclinate datorită fenomenului de smulgere al armăturilor. Aceste ruperi - deosebit de periculoase, pot avea loc la elementele precomprimate cu rezemare redusă și la care zonele de capăt nu sînt satisfăcător rezolvate. Adoptarea unei armări transversale în conformitate cu fig.V.8, elimină posibilitatea apariției unor astfel de ruperi.

## VI.2. Propuneri de valorificare

Pe parcursul cercetării au fost experimentate un număr de 27 grinzi precomprimate cu bare groase PC90 și toroane TBP, de diferite mărimi: de la 3,4 m pînă la 18 m lungime cu secțiunea T, dublu T etc. Pentru susținerea unor propuneri de calcul au fost prelucrate și rezultatele obținute la încercarea a 68 grinzi /56/. În referatele elaborate pentru INCERC, în cadrul unor teme de cercetare CAER au fost studiate multe aspecte privind fisurarea în secțiuni înclinate și capacitatea de rezistență la forțe tăietoare. Pe baza acestor cercetări comune au fost aduse îmbunătățiri prescripțiilor de calcul elaborîndu-se STAS 10107/75. Așa cum s-a arătat detaliat în teză, modul de calcul și relațiile prevăzute în noul STAS sînt corespunzătoare; concordanța dintre valorile de control și cele experimentale fiind în general bună.

Autorul consideră totuși necesar să facă următoarele propuneri privind îmbunătățirea relațiilor de calcul care se referă la elementele precomprimate cu armătură preîntinsă.

1. Verificarea la fisurare în secțiuni înclinate să se facă prin limitarea eforturilor unitare principale de întindere  $\bar{\sigma}_1$  cu relația V-4 în locul relației V-3 din STAS și care ar urma să aibă pentru cele trei clase de fisurare formele:

$$\begin{array}{ll} \text{clasa I} & \bar{\sigma}_1 + \mu \cdot \bar{\sigma}_2 \leq R_t \\ \text{clasa II} & \bar{\sigma}_1 + \mu \cdot \bar{\sigma}_2 \leq R_t^2 \\ \text{clasa III} & \bar{\sigma}_1 + \mu \cdot \bar{\sigma}_2 \leq 1.5 R_t^2 \end{array}$$

Această punere a fost de altfel inclusă în materialul de sinteză elaborat de INCERC București /16/ pe baza propunerii /8/, material care reprezintă contribuția părții române la tema de cercetare CAER 5.5.2.6.

2. Pentru a se evita fenomenul de smulgere a armăturii tensionate în cazul unor rezemări reduse în zonele de capăt, eu forțe tăietoare importante, să se prevadă o armare transversală minimă  $\mu_s = 0,3 - 0,35\%$  precum și utilizarea unui procent de armare transversală  $\mu_{\text{optim}}$  funcție de nivelul eforturilor unitare principale de întindere  $\bar{\sigma}_{b1}$  (fig.V.8).

3. În cazul elementelor precomprimate cu bare groase PC90 trebuie aduse îmbunătățiri în ceea ce privește determinarea lungimii de transfer a efortului de la armătură la beton. Se impun de asemenea măsuri de îmbunătățire a ancorării barelor groase (prin fretă sau piese speciale sudate) în zonele de capăt.

4. Pentru calculul forței tăietoare preluate de beton  $Q_b$  în locul relației din STAS 10107/75 :  $Q_b = \frac{2 b h^2 R_t}{3i}$  și se propune relația:

$$Q_b = \left( K \frac{Q h_0}{M} + \frac{N_0 t}{A_p R_p + A_a R_a} \right) \cdot b \cdot h \cdot R_t$$

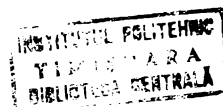
Aplicarea acestei relații la calculul la forțe tăietoare în secțiuni înclinate conduce la reducerea armăturii transversale cu 7-12% , ceea ce pentru producția de mare serie a elementelor precomprimate cu armătură preîntinsă din bare groase PC90 și teroane TBP conduce la economii substanțiale.

## VII - BIBLIOGRAFIE

- /1/ Avram C.                      Calcul des structures en béton. Evolution des règlements. Paris, Travaux No.470, mai 1974, pg.45-53
- /2/ Avram C.,  
Făcăoaru I.,  
Filimon I.,  
Mîrșu O.,  
Tertea I.                      Rezistențele și deformațiile betonului. Editura Tehnică București, 1971.
- /3/ Leonhardt F.                      Effort tranchant et torsion en béton pre-contraint. VI<sup>e</sup> Congres de la FIP Prague, 1970, pg. 2-31
- /4/ Filimna I.,  
Deutsch I.,  
Irhașiu A.                      Studiu experimental privind fisurarea elementelor de beton armat de secțiune T, solicitate la încovoiere cu forță tăietoare. Buletin I.P.Timișoara, tom 18 (32), fasc.1/1973, pg.111.
- /5/ ■ ■ ■                      DIN 4227. Spanabeton. Ichtlinien für Bemessung und Ausführung. Beton Kalender 1968
- /6/ ■ ■ ■                      Building Code requirements for reinforced concrete ACI 318 - 63 SUA
- /7/ ■ ■ ■                      Recomandations, internationales pour le calcul et l'exécution des ouvrages en béton Principes et recommandations CEB - Rédaction mai 1972 - Leningrad
- /8/ Patraș M.                      Studiu final de sinteză asupra rezultatelor provizorii ale aplicării propunerilor pentru perfecționarea metodei de calcul la fisurare - referat pentru INCERC - ianuarie 1975, pg. 3-11
- /9/ ■ ■ ■                      Normativ departamental pentru calculul elementelor de construcții hidrotehnice din beton, beton slab armat și beton ar-

- mat. PE 707/1971, M.E.E.-grupa 7- 1971, pg. 41.
- /10/ ■ ■ ■ SNIP IIC 1-62.Betonne i jelezobetonne konstrukții. Normi proiectirovania. Moscova 1970.
- /11/ ■ ■ ■ Peresmotr recomandatii OEV postandartizatii Betonne i jelezobetonne konstrukții. Normi proiectirovania 1972.
- /12/ ■ ■ ■ STAS 10107/0-75. Construcții civile și industriale. Calculul și alegerea elementelor din beton, beton armat și beton precomprimat. București 1975.
- /13/ Filimon I.,  
Deutsch I. Teoria apariției fisurilor înclinate la elementele de beton precomprimat cu armătură aderentă solicitate la încovoiere cu forță tăietoare. Buletin științific și tehnic al I.P.T., tom 16/30, faso.2/1971, pg.213-218
- /14/ Deutsch I. Théorie générale sur l'apparition et le développement des fissures inclinées dues à l'effort tranchant. A.I.P.C. Extrait du volume 33-I des "Mémoires" Zürich 1973, pg.41-54
- /15/ Matheson R.G. Contribution of the shear strength of prestressed I beams with unreinforced webs. Magazin of Concrete nr.56 sept.1966, pg. 165 - 168.
- /16/ ■ ■ ■ Studiu final de sinteză asupra rezultatelor provizorii ale aplicării propunerilor pentru perfecționarea metodei de calcul la fisurare - referat INCERC - BAP, aprilie 1975 pg. 8.
- /17/ Regan P. E. Behaviour of reinforced and prestressed concrete subjected to shear forces. Proceedings, supplement 1971 XVII, paper 7441 8 pg.337-364.

- /18/ Guyon Y.                   Constructions en béton précontraint (let.2)  
Ed. Eyrolles - Paris 1968, chap. XIII.
- /19/ Bhol N.S.                   Über den Einfluss der Balkenhöhe auf die  
Schubtragfähigkeit von einfeldrigen Stahl-  
betonbalken mit und ohne Schubbewehrung.  
Stuttgart 1967
- /20/ Kani G.                    Was wissen wir heute über die Schubbruch-  
sicherheit? Bauingenieur 1968. How safe are  
large reinforced concrete beams? ACI Journal  
March 1968, pg.128
- /21/ Mihul A. ș.a.            Experimentarea grinzii principale curente  
G18-12-7, element component la realizarea  
corpului de producție al fabricii de volvatir  
Tg.Neamț. Referat INCERC (contract nr.4185/  
1972).
- /22/ Mihul A.,  
      Patraș M. ș.a.            Analiza comportării pînă la pierderea capaci-  
tății de rezistență a unei grinzi de 18 m  
pentru travei de 12 m din beton precomprimat  
cu bare groase PC90 (contract I.P.I. 4613/  
1970).
- /23/ Mihul A.,  
      Patraș M. ș.a.            Analiza modului de comportare pînă la rupere  
a grinzii de 12 m deschidere, pentru travei  
de 6 m, precomprimată cu bare groase PC90  
(contract I.P.I. 4611/1970)
- /24/ Capatu C.                Cercetări privind fisurarea tiranților din  
beton precomprimat armați cu bare din oțel  
PC90. Teză de doctorat, 1970
- /25/ Patraș M.,  
      Moenaert P.,            Recherches sur la fissuration et des diffé-  
rents modes de rupture des éléments précon-  
traints soumis à l'effort tranchant.  
Symposium on plastic analysis of structures  
Iassy - sept.1972, pg.423
- /26/ Filimon I.,  
      Deutsch I.                Studiul teoretic și experimentări privind  
fisurarea elementelor de beton precomprimat



- solicitate la incovoiere cu forțe tăietoare  
Conferința de betoane, Timișoara oct. 1972.
- /27/ ■ ■ ■ Metodologia de încercare și de interpretare a datelor experimentale pentru omologarea elementelor prefabricate de beton armat și beton precomprimat - referat INCERC - dec. 1973.
- /28/ Bob C.,  
Buchman I. Comportarea la forțe tăietoare a elementelor de beton armat solicitate la forțe axiale. Buletinul științific și tehnic al I.P. Timișoara Tom 19/33, fasc.1/1974, pg.7
- /29/ ■ ■ ■ RS-119-74. Betonnie i jelezobetonnie konstrukții. Rukavodstvo po proiectirovanii, 1974, pg.42-45
- /30/ ■ ■ ■ CP 110. Cod of Practice for the Structural use of Concrete British Standard Institution noiembrie 1972.
- /31/ ■ ■ ■ Beton Kalender 1973. Bemessung und Ausführung, von Spannbetonteilen unter Berücksichtigung von DIN 1045 Ausgabe Januar 1972
- /32/ ■ ■ ■ CEB. Bulletin d'information nr.89 Fissuration Paris, Mars 1973
- /33/ Patraș M.  
Popăescu A.  
Popescu P. Studiu intermediar de sinteză asupra rezultatelor cercetărilor și propunerii provizorii pentru perfecționarea metodei de calcul - referat INCERC mai 1974
- /34/ ■ ■ ■ STAS 8000/2-73. Calculul și aloătuirea elementelor de beton, beton armat și beton precomprimat pentru construcții civile și industriale, București, sept. 1973, pg.76
- /35/ Patraș M. ș.a. Propunerii preliminare privind calculul, metodologia de încercare și de apreciere a forței de fisurare și a evoluției fisurilor - referat pentru INCERC, aprilie 1972
- /36/ x x x *STUDIUL COMPARATIV PRIVIND INFLUENȚA UNOR PARAMETRI PE BAZA EXPERIMENTARILOR DIN 1971, RECOMANDĂRI PENTRU COMPLETAREA PRESCRIPȚIILOR DE CALCUL. REFERAT INCERC., Aug. 1972*

- /37/ Patraş M.,  
Popescu P. Referat cu concluzii privind rezultatele  
experimentărilor din 1973-1974 la Institutul  
Politehnic Iaşi - referat INCERC, iunie  
1974.
- /38/ Patraş M.,  
Popescu P. Influenţa factorului de scară asupra compor-  
tării la acţiunea forţelor tăietoare a grin-  
zilor din beton precomprimat, iunie 1973
- /39/ ■ ■ ■ Studiu intermediar de sinteză asupra rezulta-  
telor cercetărilor şi propuneri provizorii  
pentru perfecţionarea metodei de calcul - re-  
ferat INCERC - mai 1974
- /40/ Paduart A. Résistance du béton précontraint à l'effort  
tranchant (Groupement belge de la Précon-  
trainte 1954), pg.25
- /41/ Brice L.B. Détermination expérimentale et tracé de la  
courbe intrinsèque du béton (Science et  
Industrie, janvier 1934)
- /42/ ■ ■ ■ CAER ST 119-73 Proiect de standard CAER  
Construcţiilor din beton şi beton armat.
- /43/ ■ ■ ■ Metoda perfecţionată de calcul pentru elemen-  
tele din beton armat şi beton precomprimat  
privind formarea şi deschiderea fisurilor  
sub acţiunea momentelor încovoietoare, for-  
ţelor tăietoare şi torsiunii - referat INCERC  
mai 1974
- /44/ Mihul A. Procèdes de dirijare a eforturilor iniţiale  
introduse în elementele de beton în vederea  
măririi capacităţii de rezistenţă şi a îmbu-  
mătăţirii lor în exploatare - teză doctorat  
I.P.Iaşi, 1971.
- /45/ Patraş M. Influenţa factorului de scară asupra compor-  
tării la acţiunea forţei tăietoare a grinzi-  
lor din beton precomprimat (faza IV) - refe-  
rat INCERC, iunie 1973, pg.20



- /46/ Patraş M. Influenţa factorului de scară asupra comportării la acţiunea forţei tăietoare a grinziilor din beton precomprimat - referat INCERC decembrie 1973 - pg.2-28
- /47/ ■ ■ ■ CEB Bulletin d'information nr.89 "Fissuration" - paris, mars 1973
- /48/ Deutsch I. Influenţa forţei tăietoare asupra rezistenţei zonei întinse de beton la elementele de beton armat încovoiate. Buletinul ştiinţific şi tehnic al I.P.T. Tom 15(29) fasc.2, pg.175
- /49/ Bachmann H. Schubbesessung von Balken und Platten aus Stahlbeton, Stahlbeton mit Spannzulagen und Spannbeton
- /50/ James G.,  
Gregor M. Analysis of inclined cracking shear in slender reinforced concrete beams. Journal of the ACI nr.10, oct.1967, pg.664-653
- /51/ Verighia K.P. Soprotilvenie betona razruşeniiu priednovremenon deistvii osevogo rastejenia i sjatfija
- /52/ Patraş M.  
Popescu P.  
Popăescu A. Studiu final cu recomandări pentru completarea prescripţiilor de calcul (referat CAER pentru INCERC - dec.1974).
- /53/ Patraş M. Cercetări privind determinarea lungimii de transfer a eforturilor de la armătură la beton la elementele cu armătură prefintinsă. Comunicare la 'a X-a Sesiune ştiinţifică I.P. Iaşi, 1973
- /54/ Baus A. Béton armé. Liège, 1970.
- /55/ Weissenberg M. Indrumător pentru calculul elementelor de beton, beton armat şi beton precomprimat prin metoda stărilor limită - Bucureşti 1963
- /56/ Patraş M. Analiza şi compararea primelor rezultate ale cercetărilor ţinând seama de propunerile pentru calculul şi metodologia de încercare - referat pentru INCERC - august 1973

- /57/ Patraş M. Studiu intermediar de sinteză asupra rezultatelor cercetărilor și propuneri provizorii pentru perfecționarea metodei de calcul - referat pentru INCERC - aprilie 1974
- /58/ Patraş M. Studiu final de sinteză asupra rezultatelor cercetărilor și propuneri provizorii pentru perfecționarea metodei de calcul - referat INCERC - ianuarie 1975
- /59/ Löbel L. Influența unor parametri asupra comportării sub încărcare și a capacității portante a grinzilor încovoiate din beton precomprimat Teza de doctorat- București ICB, 1973
- /60/ Borişanski M.S. Osobenosti rasceta treşcinostoikosti jelezobetonih predvaritelino napreajennih elementov pri deistvii poperecinih sil. Stroitelistvo i arhitektura nr. 12/1965,pg.27
- /61/ Borişanski M.S. Calcul à l'effort tranchant des éléments fléchis en béton armé d'après les normes soviétiques. Comparaison avec les résultats d'essais effectués dans divers pays. Bul. d'Information CEB nr.49 - mai 1965
- /62/ ■ ■ ■ Elaborarea unei metode perfecționate de calcul la rezistență pentru elemente de beton armat și beton precomprimat sub acțiunea momentelor încovoietoare și forțelor tăietoare referat INCERC - febr. 1974
- /63/ Holmberg A. Anchorage and prestress transmission National wedish Building Research Document DI 1970
- /64/ Kani G. The ridle of shear failure and its solution Journal of ACI - aprilie 1964
- /65/ Leonhardt F.W. Beitrage zur Behondlung der Schubprobleme in Stahlbetonbau. Beton und Stahlbetonbau nr.12 decembrie 1961
- /66/ Robinson Y.R. Influence of tranverses reinforced and shear

- /67/ Lorenstsen M. Failure theory for beams. Journal of ACI aprilie 1965
- /68/ Kani G.N.Y. Basic Facts Concerning Shear Failure Journal of ACI iunie 1966
- /69/ Van Den Berg F. Shear Strength of Reinforced Concrete Beams Without Web Reinforcement. Journal of ACI octombrie 1962, pg.1467-1476
- /70/ Van Den Berg F. Factors Affecting Load at Diagonal Cracking Journal of ACI, noiembrie 1962, pg.1587-1599.
- /71/ Ojha S.K. The shear strength of rectangular reinforced and prestressed concrete beams. Magazine of Concrete Research nr.60, sept.1967, pg. 173 - 184
- /72/ Arthur P.D. The shear strength of pretensioned I beams with unreinforced webs. Magazine of Concrete Research nr.55 - decembrie 1965 - pg.199 - 210.
- /73/ Taylor R. Some shear tests on reinforced concrete T beams with stirrups. Magazine of Concrete Research nr.57, decembrie 1966
- /74/ Găină N.  
Damian Fl. Influența tipului și distribuției armăturii pretensionate asupra rezistenței la fisurarea a elementelor de beton precomprimat. Studiu documentar INCERC - 1972.
- /75/ Avram C. Clase de verificare la fisurare pentru elementele de beton armat și beton precomprimat. Conf. a V-a de betoane - Timișoara, octombrie 1972
- /76/ Deutsch I. Determinarea variației eforturilor de-a lungul armăturilor întinse la grinzi armate fisurate folosind metoda fotoelastică pe modele armate. Bul. științific și tehnic al I.P.T., Tom 17/31, Fasc. 1/1972, pg.8

- /77/ Popescu P. ș.a. Influența precomprimării asupra capacității portante și fisurării elementelor încovoiate la acțiunea forțelor tăietoare INCERC-august 1972.
- /78/ Popăescu A. Pierderi de tensiune datorită relaxării la armături pretensionate din toroane 703 și 704. Conferința a V-a de betoane, Timișoara 1972
- /79/ ■ ■ ■ STAS 10102/75
- /80/ Patraș M. Stadiul actual al teoriilor de rupere din forțe tăietoare. Referat doctorat-Timișoara 1969.
- /81/ Patraș M. Studiu final de sinteză asupra rezultatelor provizorii ale aplicării propunerilor pentru perfecționarea metodei de calcul la fisurare- referat pentru INCERC - ianuarie 1975, pg.3-11.
- /82/ Arthur P.D. The shear strength of pre - tension ed I beams with unreinforced webs. Magazine of Concrete Research nr.53, dec.1965, pg.199-210.
- /83/ Büsch H.,  
Vigernst G. Schubversuche an Spannbetonbalken ohne Schubbewehrung - Berlin 1960
- /84/ Deutsch I. Influența forței tăietoare asupra rezistenței zonei întinse de beton la elementele de beton armat încovoiate. Bul. științific și tehnic al I.P.T. Tom 15 (29), fasc.2. pg. 175.

## C U P R I N S

I. <u>Introducere</u> . . . . .	pg.
II. <u>Studiul teoretic privind starea limită de fisurare și de rezistență, în secțiuni înclinate la elementele precom-primare</u> . . . . .	pg.
II.1. Considerațiuni generale - stări de tensiune	pg.
II.2. Starea limită de fisurare . . . . .	pg.
II.2.1. Starea limită de fisurare . . . . .	pg.
II.2.2. Deschiderea fisurilor înclinate . . . . .	pg.
II.3. Capacitatea portantă . . . . .	pg.
II.3.1. Moduri de rupere . . . . .	pg.
II.3.2. Grad de avertizare . . . . .	pg.
III. <u>Programul experimental</u> . . . . .	pg.
III.1. Scopul programului experimental . . . . .	pg.
III.2. Elementele experimentale . . . . .	pg.
III.3. Parametrii variabili . . . . .	pg.
III.4. Executarea grinzilor . . . . .	pg.
IV. <u>Experimentarea grinzilor</u> . . . . .	pg.
IV.1. Condiții de experimentare . . . . .	pg.
IV.2. Măsurători efectuate . . . . .	pg.
IV.3. Caracteristici efective ale grinzilor . . . . .	pg.
V. <u>Rezultatele încercărilor experimentale și compararea lor cu valorile teoretice</u> . . . . .	pg.
V.1. Apariția fisurilor înclinate . . . . .	pg.
V.2. Deschiderea fisurilor înclinate . . . . .	pg.
V.3. Influența ancorării armăturii tensionate asupra fisurării în secțiuni înclinate . . . . .	pg.
V.4. Capacitatea portantă . . . . .	pg.
VI. <u>Concluzii - propuneri de valorificare</u> . . . . .	pg.
VI.1. Rezultatele finale ale studiului întreprins	pg.
VI.2. Propuneri de valorificare . . . . .	pg.
VII. <u>Bibliografie</u> . . . . .	pg.
Releveele de fisuri, fotografiile, graficele etc. sînt date în anexele 1 - 4.	