

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" DIN TIMIȘOARA

- FACULTATEA DE CONSTRUCTII -

IZVERCIAN PETREA MONICA SEMPRONIA

**CONTRIBUTII PRIVIND FISURAREA ELEMENTELOR DE BETON
ARMAT DE SECTIUNE DUBLU T SOLICITATE LA COMPRESIUNE
EXCENTRICA OBLICA**

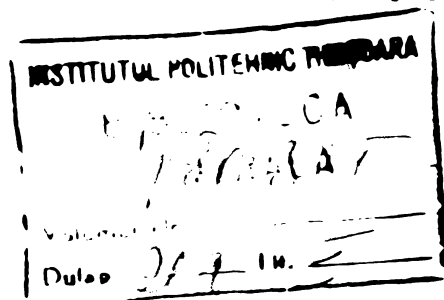
T E Z A D E D O C T O R A T

**pentru obtinerea titlului stiintific de
doctor inginer**

**BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA**

CONDUCATOR STIINTIFIC,

**Prof.emerit ing. CONSTANTIN N. AVRAN
Membru corespondent al Academiei R.S.R.**



- 1984 -

TABLA DE MATERII

CAP. I. PRIVIRE ASUPRA TEORIILOR EXISTENTE ASUPRA FISURARII ELEMENTELOR DE BETON ARMAT	5
1. Ruperea betonului la starea de tensiune biaxială (intindere - compresiune)	5
1.1. Considerații generale	5
1.2. Solicitarea biaxială	8
2. Unele teorii asupra fisurării elementelor de beton armat solicitate la întindere sau încovoiere	11
2.1. Teoria generală și formule de calcul a distan- ței dintre fisuri și a mărimii	11
2.1.1. Distanța dintre fisuri	12
2.1.2. Deschiderea fisurilor	15
2.2. Distribuția eforturilor unitare tangențiale de aderență propusă de diferiți autori	16
2.2.1. Teoria lui L.P. Brice	16
2.2.2. Teoria Prof. Saliger	17
2.2.3. Cercetări americane	18
2.2.4. Teoria lui Muragev	18
 CAP. II. CONTRIBUTII PRIVIND APARIȚIA ȘI DEZVOLTAREA FISURILOR LA ELEMENTE DE BETON ARMAT SOLICITATE LA COMPRESIUNE E.CENTRICA OBLICA	 20
1. Ecuații generale pentru distanța și deschiderea fisurilor la elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică	20
1.1. Calculul la apariția fisurilor	20
1.1.1. Determinarea forței de fisurare N_f (Stadiul Ia) la compresiune excentrică oblică	21
1.1.2. Calculul ariei zonei întinse de beton în momentul apariției fisurilor în stadiul Ia, produsă de solicitarea oblică (A_{bt})	26
1.1.3. Expresia matematică a ariei zonei în- tinsă de beton pentru secțiunea dublu T solicitată la compresiune excentrică oblică	30

1.1.4. Determinarea poziției axei neutre în stadiul Ia (x_1) la elemente de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică . . .	31
2. Calculul eforturilor unitare normale în beton și armătură întinsă în stadiul II	34
2.1. Considerații generale. Ipoteze de calcul . .	34
2.2. Calculul efortului unitar în armătura întinsă în stadiul II, când forța excentrică N este așezată în planul x-x (σ_{ax})	37
2.2.1. Compresiune cu mare excentricitate . .	37
2.2.2. Compresiune cu mică excentricitate . .	40
2.3. Calculul efortului unitar în armătura din zona întinsă în stadiul II, când forța excentrică N este așezată în planul y-y (σ_{ay}) . .	44
2.3.1. Compresiune cu mare excentricitate . .	44
2.3.2. Compresiune cu mică excentricitate . .	45
2.4. Calculul efortului unitar în armătura mai puțin comprimată, în stadiul II, când forța N este așezată cu excentricitatea minimă pe direcția laturii lungi a secțiunii	48
3. Calculul distanței dintre fisuri	48
3.1. Formula de calcul a distanței dintre fisuri la elemente de beton armat supuse la compresiune excentrică oblică	48
3.2. Influența forței excentrice oblice asupra distanței dintre fisuri	56
3.3. Distanța dintre fisuri	58
4. Mărimea medie a deschiderii fisurilor	59

CAP. III. CONTRIBUTII PRIVIND CONFORMAREA UNOR METODE DE CALCUL DIN DIFERITE NORME LA CALCULUL DISTANȚEI ȘI DESCHIDERII FISURILOR LA COMPRESIUNE EXCENTRICĂ OBLICĂ LA ELEMENTE DE BETON ARMAT DE SECȚIUNE DUBLU T	62
1. Normele CEB-FIP	63
1.1. Distanța dintre fisuri	63
1.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor . . .	67
2. Normele CAER	69
2.1. Distanța dintre fisuri	69

2.1.1. Determinarea coeficientului τ prin metode statistice	71
2.1.1.1. Verificarea normalității parțiale a distanței dintre fisuri	73
2.1.1.2. Verificarea normalității distanței empirice bidimensionale	77
2.1.1.3. Corelația distanței dintre fisuri și a raportului $4A_{bo}/S$	79
2.1.1.4. Corelația distanței dintre fisuri și a excentricității oblice \bar{e}_{oo}	84
2.1.1.5. Corelația multiplă a distanței dintre fisuri funcție de raportul $4A_{bo}/S$ și excentricitatea oblică \bar{e}_{oo}	89
2.1.1.6. Determinarea coeficientului τ	94
2.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor	95
3. Normele SNIP	96
3.1. Mărimea medie a deschiderii fisurilor	96
4. STAS 10107/0-76	98
4.1. Distanța dintre fisuri	98
4.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor	99
5. Revizuire STAS 10107/0-83	100
5.1. Distanța dintre fisuri	100
5.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor	101
CAP. IV. PROGRAM EXPERIMENTAL SI EFECTUAREA INCARCARILOR	103
1. Scopul programului experimental	103
2. Program experimental	103
2.1. Proiectarea și alcătuirea elementelor experimentale	104
2.2. Confecționarea elementelor experimentale	106
2.2.1. Materiale folosite	106
2.2.2. Executarea elementelor experimentale	117
3. Pregătirea și efectuarea încercărilor experimentale	119
3.1. Modul de încărcare	119
3.2. Măsurători efectuate	120
4. Rezultatele încercărilor experimentale	125

CAP. V. PRELUCRAREA DATELOR EXPERIMENTALE SI COMPARAREA CU VALORILE TEORETICE	146
1. Prelucrarea datelor experimentale	146
1.1. Aparitia fisurilor	146
1.2. Distanța dintre fisuri	147
1.3. Deschiderea fisurilor	148
2. Compararea valorilor experimentale cu cele teoretice	149
2.1. Compararea valorilor experimentale cu cele teoretice propuse în prezentul studiu	149
2.1.1. Calculul la apariția fisurilor	149
2.1.2. Distanța dintre fisuri	152
2.1.3. Mărimea deschiderii fisurilor	156
2.2. Compararea datelor experimentale cu cele teoretice din diferite norme de calcul pre- zentate în capitolul III	159
2.2.1. Distanța dintre fisuri	159
2.2.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor	166
 CAP. VI. CONCLUZII SI MODUL DE VALORIFICARE A STUDIILOR EFECTUATE	 176
 NOTATII	 182
 BIBLIOGRAFIE	 184

CAP. I.

PRIVIRE ASUPRA TEORIILOR EXISTENTE ASUPRA FIȘURĂRII ELEMENTELOR DE BETON ARMAT

1. Ruperea betonului la starea de tensiune biaxială (întindere - compresiune)

1.1. Considerații generale

Dezvoltarea teoriei de calcul al construcțiilor a dus la necesitatea studierii ruperii betonului la stări de solicitare polidirecționale.

Problema ruperii betonului a fost și este încă una din cele mai controversate probleme, din cauza complexității fenomenelor ce apar la ruperea betonului la diferite stări de solicitare.

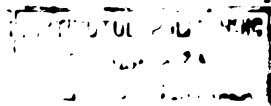
Cercetările experimentale, privind ruperea betonului la solicitări după mai multe direcții, sînt greu de efectuat din cauza neomogenității materialului și sînt greu de interpretat datorită complexității fenomenului ruperii și a criteriilor și teoriilor ruperii aplicate betonului simplu.

Si astăzi cercetările se ocupă de această problemă datorită faptului că rezultatele experimentelor existente diferă între ele și nu permit o concluzie sigură asupra rezistenței și deformațiilor betonului la această solicitare complexă.

De aceea, se consideră oportun să se facă o privire de ansamblu asupra teoriilor de rupere ale betonului, dar care pînă în prezent nu explică în mod unitar fenomenul complex de rupere al betonului la diferite solicitări. Totuși unele din ele sînt satisfăcătoare reflectînd rezultatele experimentale. O clasificare cu caracter istoric și evolutiv a teoriilor de rupere ale betonului o face A.E.Desov /26/ astfel :

- teorii fenomenologice de rupere ale betonului;
- teorii statistice de rupere ale betonului;
- teorii structurale (denumite și cinematice);
- teorii moleculare.

a) Teorii fenomenologice de rupere ale betonului, denumite și clasice pornesc de la fenomenul fizic al ruperii, în care starea complexă de eforturi se stabilește prin eforturile unitare principale după trei direcții ortogonale σ_1 , σ_2 și σ_3 pentru care se acceptă



relația $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$. Din categoria acestora fac parte cele șase teorii clasice de rezistență precum și teoria eforturilor octaedrice care admit o serie de ipoteze simplificatoare.

- Teoria eforturilor unitare principale maxime, cea mai veche teorie de rupere, consideră că aceasta se produce când efortul unitar maxim depășește rezistența de rupere a materialului $\sigma_{1,2 cr}$.

- Teoria deformațiilor specifice maxime consideră că ruperea se produce când alungirea specifică maximă depășește alungirea specifică limită $\epsilon_{max} \leq \frac{\epsilon_b}{\epsilon_t}$

- Teoria eforturilor tangențiale maxime consideră că ruperea se produce dacă efortul unitar tangențial maxim depășește o anumită valoare critică. $\tau_{max} \leq \tau_{cr}$.

- Teoria lucrului mecanic specific maxim sau a energiei de deformare consideră că ruperea se produce la depășirea lucrului mecanic specific corespunzător unei solicitări simple de întindere sau compresiune.

- Teoria lucrului mecanic specific de modificare a formei sau criteriul de plasticitate consideră că ruperea se produce la depășirea lucrului mecanic specific de modificare a formei într-un element solicitat la compresiune sau întindere.

- Teoria eforturilor octaedrice și a invariantilor stării de eforturi unitare au permis ca și caracteristicile elasto-viscos plastice să fie înscrise în fenomenul ruperii betonului.

Principalul defect al criteriilor de rupere din această categorie este interpretarea fenomenului de rupere ca efect al forțelor exterioare și neglijarea fenomenelor interioare care condiționează valoarea rezistenței betonului, cum ar fi contractia și umflarea betonului, difuzia umidității, etc. Deformațiile din contractie influențează esențial deformațiile date de încărcările exterioare atât în betonul comprimat cât și în special în betonul întins.

Teoriile fenomenologice consideră betonul ca un corp omogen, elastic, izotrop și continuu, ignorând total defectele de structură și rolul lor în procesul ruperii, ceea ce implică o serie întreagă de erori. Ca urmare a cercetărilor referitoare la fizica solidului s-au constatat procesele de microrupere, care în cazul betonului conduc la transformarea elementului într-un corp discontinuu cu proprietăți distincte. Referindu-ne numai la aspectul continuității de structură acceptat de teoriile fenomenologice, lăsând la o parte faptul că betonul nu este un material elastic, omogen și izotrop, se vede că aceste teo-

rii nu pot explica fenomenul de rupere, unele rezultate experimentale infirmind justetea lor.

b) Teoriile statistice de rupere ale betonului : Teoriile statistice consideră procesul ruperii precedat de procesul formării și dezvoltării microfisurilor care la apariția lor sînt orientate normal pe direcția eforturilor unitare de întindere maxime. Odată cu progresele fizicii corpului solid s-a observat că aproape la toate materialele structura internă este neomogenă, din care cauză fiecărei valori de efort sau deformație îi corespunde o curbă proprie de repartitie a microfisurilor.

Studiul ruperii, potrivit acestor teorii, a dus la concluzia că fenomenul ruperii are loc prin deschiderea unei microfisuri care străbate întreaga secțiune a epruvetei.

Aceste teorii fundamentate de A.A.Gvozdev, S.D.Valkov /40/ Griffiths /56/ și alții, deși explică diferențierea rezistențelor prin rezistența și repartitia defectelor de structură, nu țin seama de esența acestor defecte și dinamica de formare în procesul ruperii. Teoriile statistice nu țin seama de o serie de factori care în cazul betonului influențează sensibil rezistențele materialului, cum ar fi:

- eforturile interioare din contracție și umflare a betonului volumul golurilor, variații de temperatură, etc.;
- factori tehnologici legați de compoziția și compactitatea betonului care nu provoacă apariția fisurilor;
- raportul dintre dimensiunile epruvetei și dimensiunile agregatului, etc.

Din cele arătate mai sus rezultă că teoriile statistice de rupere pot fi folosite numai ca primă aproximație în evaluarea rezistenței corpurilor neomogene, și cu toate acestea au fost folosite pentru evaluarea rezistenței betonului.

c) Teoriile structurale de rupere ale betonului : Aceste teorii consideră fenomenul ruperii legat de modificările de structură ce apar în material datorită încălzirilor exterioare și consideră ruperea betonului prin smulgere sau decoesiune după direcția alungirii maxime.

În urma cercetărilor întreprinse s-a ajuns la ideea unanim acceptată că ruperea betonului are un caracter treptat și că proprietățile reologice ale materialului sînt de maximă importanță în explicarea fenomenului de rupere.

Teoria structurală a ruperii betonului la solicitarea biaxială consideră ruperea treptată a betonului prin fenomenul de microfisi-

surare prin compromiterea compactității betonului datorită afinării structurii materialului. De asemenea se acceptă ideea că pînă în stadiul final ruperea survine prin smulgere adică prin depășirea deformației limită de întindere ϵ_t , ca în teoria lui I.O.Berg /4/, Mc.D.Henry și I.Karni /65/ etc.

Deși multe rezultate experimentale nu certifică enunțurile teoretice ale acestor teorii, deoarece nu iau în considerare eforturile interioare inițiale asupra deformației și rezistenței betonului, aceste criterii de rupere ale betonului marchează un progres în explicarea fenomenului ruperii fiind considerate cele mai fidele realității.

A.A.Gvozdeev scria într-una din lucrările sale : "În câmpul de eforturi care s-ar putea forma sub acțiunea eforturilor dintr-un câmp omogen, trebuie suprapus un al doilea câmp de eforturi determinat de neomogenitatea materialelor care nu este compatibil cu calculul teoretic".

Cercetări ale lui A.M. Taylor și B.B.Brons /100/, P.S. Surandra și G.Winter /97/ și alții, caută să clarifice influența eforturilor interne inițiale asupra procesului de rupere și valorii limită a rezistenței betonului.

La ora actuală, deși teoriile structurale de rupere a betonului întîmpină dificultăți legate de exprimarea matematică a parametrilor ce influențează procesul ruperii sînt cele mai apropiate de încercările experimentale.

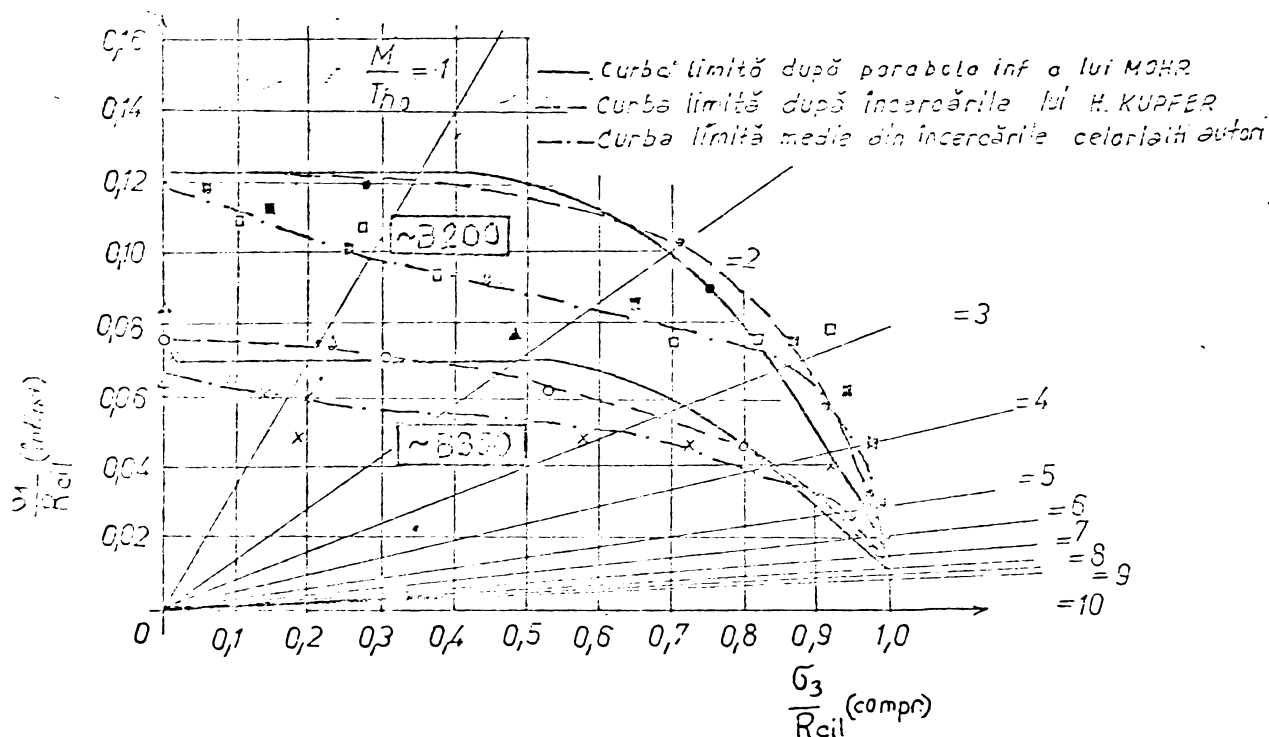
Din această cauză pentru studiul stării de eforturi unitare biaxiale (întindere-compresiune) ce apar în zonele întinse și comprimate ale elementelor de beton armat sollicitate la compresiune excentrică oblică se vor folosi rezultatele experimentale și teoretice la ruperea betonului pentru starea biaxială ilustrate în următorul paragraf.

1.2. Sollicitarea biaxială (întindere-compresiune)

Încercări la compresiune - întindere biaxială au fost efectuate în ultimul timp de Bresler - Pister /13/, Mc.Henry - Karni /65/ pe cilindrii goi de beton iar H.Kupfer /50/ după un studiu al lui H. Hilsdorf preia ideea acestuia în dispozitivul de încercare folosind periile de oțel și pentru sollicitarea de întindere, pentru a evita apariția de eforturi secundare.

În figura I-1 s-a reprezentat în sistemul de coordonată $\sigma_1 - \sigma_3$ curba medie obținută experimental de autorii citați și cea

corespunzătoare criteriului de rupere după curba înfășurătoare parabolică a lui O. Mohr. Aceste curbe sînt reprezentate pentru două mărimi de beten ($R_{pr} = 180$ și 350).



Date asupra încercărilor :

- H KUPFER $R_{pr} 190 \text{ kf/cm}^2$
- ▲ MORSCH $R_{pr} 321 \text{ kf/cm}^2$

Fig. I-1

Din figura I-1 se vede că între curbele experimentale și cele teoretice există o corespondență suficient de bună mai ales dacă se ține seama de numărul mare de parametri care influențează ruperea betonului la starea de tensiune biaxială.

H. Kupfer /50/ în cercetările sale la starea de tensiune biaxială realizează o stare de tensiune uniformă în epruvetele încărcate, rezultatele sale mai concludente sînt reprezentate prin curbele caracteristice (deformațiile specifice) pentru domeniul întindere - compresiune, arătate în figura I-2.

Rezultatele experimentale obținute de Kupfer /50/ privind variația rezistenței betonului la starea de tensiune biaxială în com-

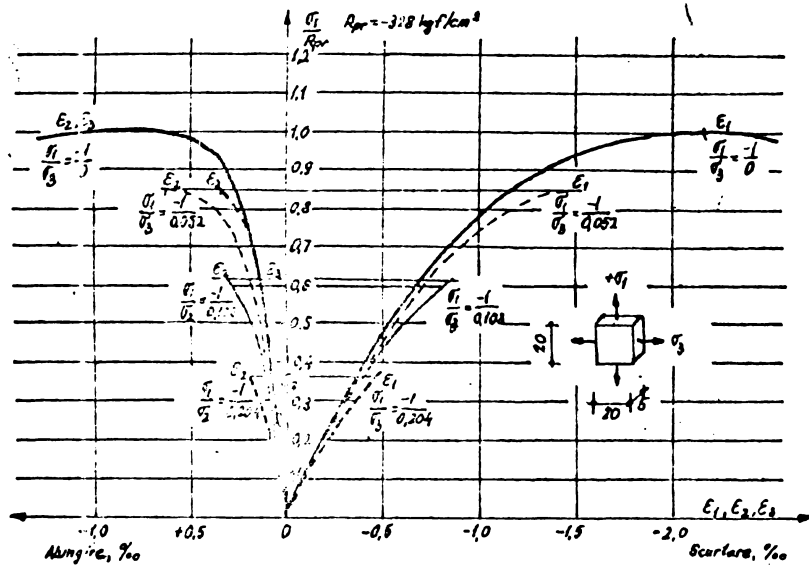


Fig. I-2 Deformațiile specifice la solicitare biaxială, întindere — compresiune [Kupfer]

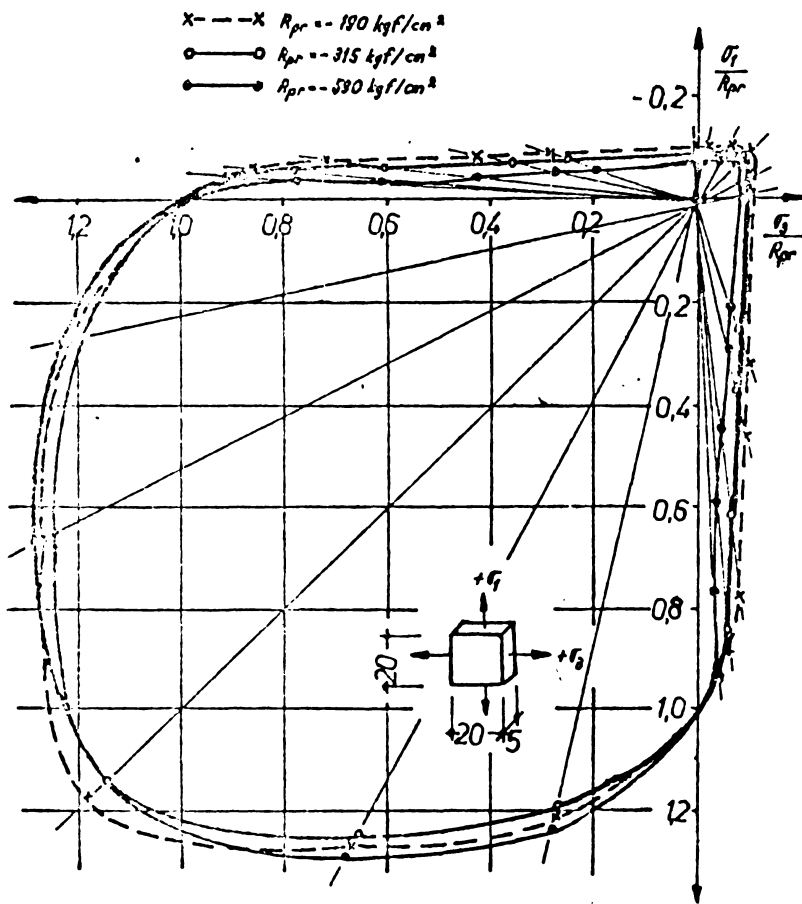


Fig. I-3 Rezultate experimentale obținute la solicitări biaxiale pentru diferite calități de betoane [Kupfer]

parație cu rezistențele la starea de tensiune monoaxială s-au prezentat în fig. I-3. Se constată că rezistențele la starea de tensiune biaxială sînt în raport cu starea monoaxială astfel :

- Rezistențele de rupere la întindere biaxială sînt aproximativ aceleași ca la întindere monoaxială.

- Rezistențele la compresiune biaxială au un spor față de compresiunea monoaxială de 27% pentru raportul $\sigma_1/\sigma_3 = 1/2$, și de 16% pentru o stare de solicitare egală pe cele două direcții

$$\sigma_1 = \sigma_3.$$

- Rezistențele la solicitarea de compresiune biaxială au o variație asemănătoare cu cea obținută de cercetările lui Mc.Henry și Karni /65/ pe cilindrii goi, rezistențele de rupere fiind puțin influențate de marca betonului.

2. Unele teorii asupra fisurării elementelor de beton armat sollicitate la întindere sau încovoiere

2.1. Teoria generală și formule de calcul a distanței dintre fisuri și a mărimii deschiderii acestora

Paralel cu aplicarea practică a betonului armat s-au dezvoltat și cercetările privind acest material și s-au fundamentat teoriile de calcul. Mult timp însă, teoria betonului s-a dezvoltat în sensul studiului problemelor legate de ruperea betonului. Cercetările teoretice și experimentale nu s-au oprit însă aici, ci au continuat cu studierea comportării elementelor în anumite situații critice care pot să intervină în timpul exploatării construcțiilor cum ar fi apariția și deschiderea fisurilor, - calcul dictat de păstrarea impermeabilității construcțiilor, protecția armăturii contra coroziunii sau pentru evitarea unor deformații prea mari.

La sfîrșitul secolului XIX se fundamentează metoda de calcul pe baza rezistențelor admisibile, care consideră betonul armat ca un corp omogen, izotrop și elastic cărui se pot aplica formulele generale din rezistența materialelor. Pe baza ipotezei acestei metode se poate face un calcul la apariția fisurilor, dar acest calcul nu este exact deoarece ignoră proprietățile reale, elasto - viscoos - plastice ale betonului și nu ține seama de comportarea reală a construcțiilor sub sarcini.

Metoda de calcul la rupere a elementelor de beton armat face un pas înainte în calculul la apariția fisurilor în stadiul Ia, între ipotezele de calcul fiind cuprinsă și ipoteza plasticizării zonei întinse de beton.

Cercetări ulterioare au constatat că betonul armat fisurează nu numai sub încărcări exterioare ci și datorită altor cauze cum ar fi contracția betonului, variații bruște de temperatură, tasarea reazemelor, etc., motiv pentru care s-a pus problema limitării mărimii deschiderii fisurilor.

Această părere este astăzi unanim acceptată și în sensul acesta s-au îndreptat cercetările.

Pentru elementele solicitate la compresiune excentrică oblică (forța normală N este excentrică și după planul $x-x$ și $y-y$) normele prevăd calculul la apariția și deschiderea fisurilor ca și pentru elementele de beton armat supuse încovoierii. Literatura de specialitate nu oferă formule de calcul pentru determinarea distanței și mărimii deschiderii fisurilor la elemente de beton armat solicitate excentric oblic, motiv pentru care prezentul studiu propune formule de calcul pentru λ_f și α_f în cap.II. În continuare se prezintă teoria generală și formulele de calcul a distanței dintre fisuri și a mărimii deschiderii acestora la elemente încovoiate și elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică; sînt supuse unui moment încovoietor $M = N \cdot e_{00}$ (N este forța normală excentrică cu excentricitatea e_{00}) și unei forțe de compresiune normale N .

Betonul posedă rezistențe la întindere mici, în comparație cu cele de compresiune. Datorită acestui fapt, elementele de beton armat economic dimensionate, lucrează de obicei cu zona întinsă fisurată. Ecuațiile generale ale fenomenului de formare a fisurilor au fost determinate de cercetătorii americani Watstein și Parsons în anul 1943, pentru elemente încovoiate și întinse.

2.1.1. Distanța dintre fisuri

Dacă se consideră cazul unei grinzi încovoiate solicitate de un moment constant, înainte de apariția fisurilor, repartizarea eforturilor în beton și oțel este constant (fig.I-4a). Dacă se mărește încărcarea, la atingerea rezistenței la întindere a betonului R_t și a deformației limită la întindere ξ_t , betonul fisurează (fig. I-4b). Prima fisură va apărea unde rezistența la întindere a betonului datorită neomogenității structurii sale, este minimă. Cu alte cuvinte, cînd momentul încovoietor devine egal cu momentul de fisurare, în stadiul Ia, într-o anumită secțiune apare prima fisură (fig.I-4b). În dreptul fisurii I elementul trece în stadiul II, betonul întins este scos din funcțiune și toate întinderile sînt tre-

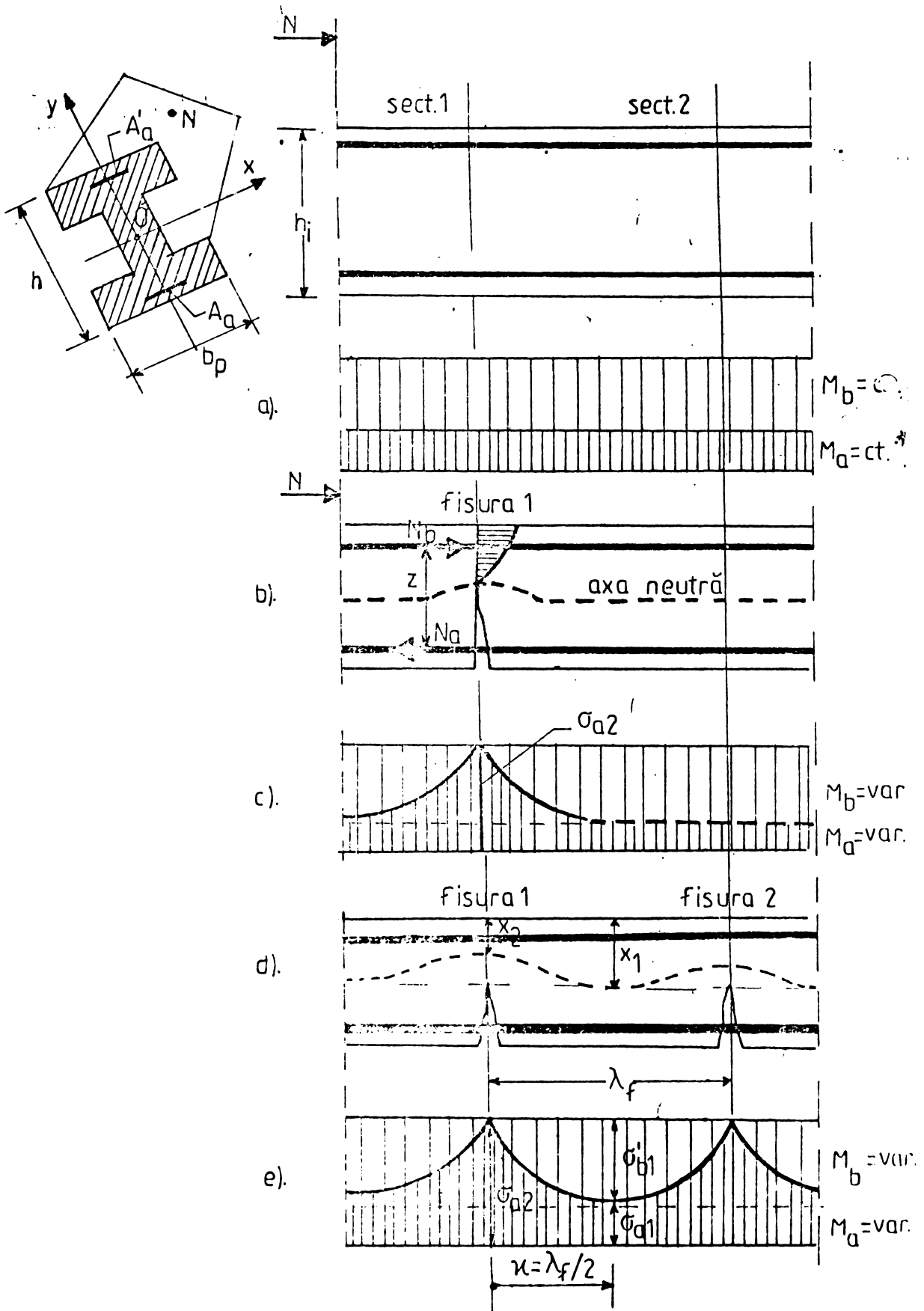


Fig. I-4

cute asupra armăturii în care efortul crește brusc de la valoarea σ_{a1} în stadiul Ia, la valoarea σ_{a2} în stadiul II (fig.I-4c).

Pe măsură ce ne îndepărtăm de fisură, efortul în armătură scade iar efortul în beton crește (fig.I-4e) diferența fiind transmisă de la armătură la beton prin eforturi unitare de aderență. La distanța λ_f de fisura 1, unde efortul în beton devine egal cu R_t se produce fisura 2 (fig.I-4d).

Conform ipotezei de calcul se consideră momentul constant, deci momentul în stadiul II (M) este identic cu cel din stadiul Ia (M_f) :

$$A_a \cdot \sigma_{a2} \cdot z = A_a \cdot \sigma_{a1} \cdot z + \sigma_b \cdot I_b / y \quad (1)$$

unde : I_b - este momentul de inerție al secțiunii de beton;
 y - este distanța de la fibra întinsă la aza neutră.

Efortul de întindere în armătură la o distanță x de o fisură va avea valoarea :

$$\sigma_{a1} = \sigma_{a2} - \frac{u}{A_a} \int_0^x \sigma_{ax} \cdot dx \quad (2)$$

deci

$$b = \frac{u \cdot z}{I_b / y} \int_0^x \sigma_{ax} \cdot dx \quad (3)$$

Deci distanța maximă între două fisuri consecutive este λ_f , efortul maxim de întindere R_t se va atinge la distanța $x = \lambda_f / 2$. Dacă se înlocuiește :

$$\sigma_{a2} = \max \sigma_a \cdot f(x / \lambda_f) \quad (4)$$

$$x = \lambda_f / 2 \quad (5)$$

atunci $dx = \lambda_f dX$ (6)

deci
$$\int_0^{\lambda_f / 2} \sigma_{ax} \cdot dx = \max \sigma_a \cdot \lambda_f \int_0^{1/2} f(X) \cdot dX \quad (7)$$

Cînd efortul unitar de întindere în beton σ_b atinge valoarea R_t la distanța $\lambda_f / 2$; ecuația (3) devine :

$$R_t = \frac{u \cdot z}{I_b / y} \max \sigma_a \cdot \lambda_f \int_0^{1/2} f(X) \cdot dX \quad (8)$$

prin rezolvarea acestei ecuații se obține distanța dintre fisuri :

$$\lambda_f = c_1 \frac{I_b/y}{u \cdot z} \cdot \frac{R_t}{\zeta_{a \max}} \quad (9)$$

în care c_1 este o constantă ce depinde de modul de variație a efortului de aderență ζ_{ax} și are valoarea :

$$c_1 = \frac{1}{\int_0^z f(x) \cdot dx} \quad (10)$$

2.1.2. Deschiderea fisurilor

Armătura se deformează datorită încărcărilor și variației de temperatură Δ_t . Într-o secțiune curentă mărimea acestei deformații este :

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_{a1}}{E'_a} + \Delta_t \cdot \alpha_{ta} \quad (\text{St.Ia}) \quad (11)$$

Betonul suferă în plus și deformații din contracții (ε_c) :

$$\varepsilon_b = \frac{\sigma'_b}{E_b} + \Delta_t \cdot \alpha_{tb} - \varepsilon_c \quad (12)$$

La nivelul armăturii întinse A_a alunecarea specifică între o fibră de beton și o fibră de oțel este :

$$\varepsilon = \varepsilon_a - \varepsilon_b = \frac{1}{E_a} (\sigma_{a1} - n \sigma'_b) + \varepsilon_c + \Delta_t (\alpha_{ta} - \alpha_{tb}) \quad (13)$$

Deschiderea maximă a fisurilor $\alpha_f \max$ este dată de diferența alungirilor totale dintre fisură, ale betonului și armăturii.

Pentru lungimea dx , valoarea alunecării este $\varepsilon \cdot dx$, iar pentru distanța maximă λ_f dintre două fisuri se obține deschiderea maximă a fisurii :

$$\alpha_f \max = 2 \int_0^{\lambda_f/2} \varepsilon \cdot dx \quad (14)$$

Înlocuind în (14) valoarea lui ε din (13); σ_{a1} din (2); σ'_b din (3); și ținând seama că $u/A_a = 4/d$, se obține :

$$\alpha_f \max = 2 \int_0^{\lambda_f/2} \frac{1}{E_a} \left[\sigma_{a2} - \frac{4}{d} \left(1 + \frac{n \cdot A_a \cdot z}{x} \right) \right] \zeta_{ax} \cdot dx + 2 \int_0^{\lambda_f/2} \left[\Delta_t (\alpha_{ta} - \alpha_{tb}) + \varepsilon_c \right] dx \quad (15)$$

Se neglijează influența temperaturii, lunecărilor și deformațiilor din contracție ale betonului, se înlocuiește valoarea efortului unitar ζ_{ax} în funcție de mărimea maximă a efortului de aderență din repartiția (7), și se notează :

$$C_2 = 2 C_1 \int_0^{\frac{1}{2}} dx \int_0^x f(x) \cdot dx \quad (16)$$

rezultând valoarea maximă a mărimii deschiderii fisurilor :

$$\alpha_f \max = \frac{\lambda_f}{E_a} \left[\sigma_{a2} - C_2 \frac{R_t \cdot I_b / y}{A_a \cdot z} \right] \quad (17)$$

Valoarea constantei C_2 depinde prin intermediul constantei C_1 de valoarea lui și variația lui ζ_{ax} .

Formulele generale (9) și (17) permit determinarea mărimilor caracteristicilor fenomenului de fisurare.

Pentru ca aceste formule să poată fi folosite în calculele practice, este necesar să se determine valorile constantelor C_1 și C_2 , cu alte cuvinte trebuie să se stabilească o formă de repartizare a efortului unitar tangențial de aderență dintre oțel și beton pe intervalul a două fisuri consecutive. Pentru ca valorile calculate să fie corecte, repartizarea efortului unitar tangențial de aderență trebuie astfel aleasă încât să se apropie cât mai mult de realitate.

Diferiți cercetători au ales diferite forme de repartiție a efortului unitar tangențial de aderență; dreptunghiulară, sinusoidală, triunghiulară sau quasitriunghiulară, etc. /14/, /73/, /93/, /95/.

2.2. Distribuția eforturilor unitare tangențiale de aderență propusă de diferiți autori

2.2.1. Teoria lui L.P.Brice

Brice /16/ consideră că eforturile unitare tangențiale de aderență sînt constant repartizate pe intervalul a două fisuri consecutive.

Pe baza unui mare număr de experiențe, obține o formulă semiempirică care dă mărimea efortului unitar de aderență ζ_{ax} .

$$\zeta_{ax} = \zeta_{a \max} = \frac{2K \cdot R_t}{1 + 3 \frac{e_a}{e_b}} \quad (18)$$

Constanta K determinată experimental :

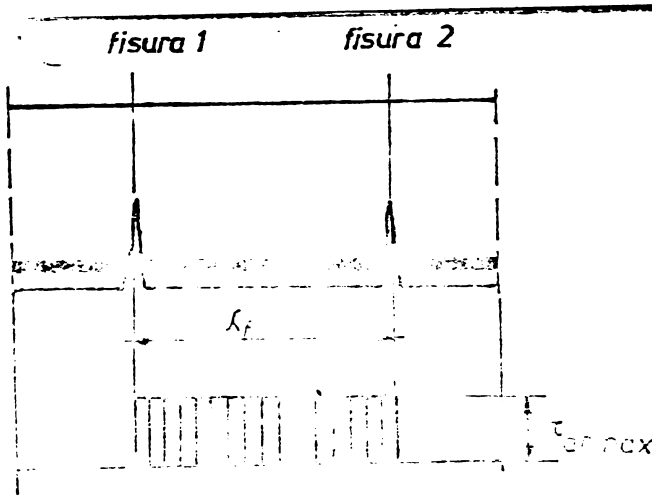


Fig. I-5

K = 1,0 oțel neted;
K = 1,6 - 2,0 oțel cu profil periodic.

Pentru secțiunea dreptunghiulară, distanța dintre fisuri devine :

$$\lambda_f \max = \frac{d}{19,2K} \frac{1+3 \frac{e_a}{e_b}}{\bar{n}} \quad (19)$$

unde e_a și e_b depind de numărul de bare a armăturii A_a , diametrul armăturilor d , și dimensiunile secțiunii.

Nărima maximă a deschiderii fisurilor potrivit teoriei lui Brice este dată de relația :

$$\lambda_f \max = \lambda_f \max \frac{\sigma_{a2}}{E_a} \left(1 - \frac{M^N}{M^F} \right) \quad (20)$$

în care : σ_{a2} - este efortul unitar normal în armătura întinsă în stadiul II;

M^N - este momentul sub încărcări normale;

M^F - este momentul de fisurare.

2.2.2. Teoria Prof. Saliger

Consideră repartitia eforturilor unitare tangențiale de aderență pe intervalul a două fisuri că este sinusoidală, de forma :



Fig. I-6

$$\tau_{ax} = \tau_{a \max} \sin \frac{2\pi x}{\lambda_f}$$

deci conform relațiilor generale (9) și (17);

- distanța maximă dintre fisuri :

$$\lambda_f \max = d \frac{0,039 K_b}{n \cdot \tau_{a \max}} \quad (21)$$

Va loarea raportului $K_b \sqrt{\tau_{a \max}}$ a fost determinată experimental de către Saliger :

- oțel rotund . . . 6 - 8 ;
- oțel profil periodic 3 - 4.

1180 320
.a t

Mărimea maximă a deschiderii fisurilor ținând cont de deformațiile elastice ale betonului :

$$\mathcal{L}_{f_{\max}} = \frac{\lambda_{f_{\max}}}{E_a} \left[\sigma_{a2} - C_2 \cdot R_t \left(\frac{I_b/y}{A_a \cdot z} + n \right) \right] \quad (22)$$

Din formula (21) se vede că fisurile vor fi cu atât mai apropiate cu cât eforturile unitare tangențiale de aderență vor fi mai mari, procentele de armare mai mari și diametrele armăturilor mai mici.

2.2.3. Cercetări americane

Clark a folosit în cercetările sale formulele stabilite de Watstein și Parsons și le-a adaptat pentru încovoiere. Prin neglijarea efectului lunecărilor și variațiilor de temperatură, determină empiric coeficienții C_1 și C_2 pentru $n = 8$ ($n = E_a/E_b$) :

$$\lambda_{f_{\text{med}}} = 2,27 \cdot 10^{-8} \left(\frac{a-h}{h} \right) \frac{d}{\mu} \left[\sigma_{a2} - 56,6 \left(\frac{1}{\mu} + 8 \right) \right] \quad (23)$$

Clark introduce noțiunea de distanță medie între fisuri și introduce influența acoperirii de beton ($(a-h)/h$) asupra lui .

Cercetările sale sînt completate de M. Chi și A.F.Kirstein, care consideră repartizarea eforturilor unitare tangențiale de aderență ca fiind triunghiulară introduc noțiunea de "zonă activă" care preia eforturile de întindere din beton după apariția fisurilor :

raportul $\phi = \frac{A_{bt}}{A_{\text{activă}}}$ și $\lambda_{f_{\text{med}}} = 5 \phi d$ (24)

$$\mathcal{L}_{f_{\text{med}}} = \lambda_{f_{\text{med}}} \cdot \frac{\sigma_{a2} - 2500/\phi d}{E_a} \quad (25)$$

2.2.4. Teoria lui Muragev

Consideră betonul armat ca un material elasto-plastic, la care deformațiile plastice apar concomitent cu cele elastice chiar la deformații mici. Deformațiile betonului și oțelului pe distanța dintre două fisuri, λ , variază, pentru oțel sînt maxime în dreptul fisurii, iar pentru beton sînt maxime în dreptul lui $\lambda/2$.

Muragev introduce notația $\psi = \epsilon_{am}/\epsilon_{a2} \leq 1$, coeficient care ține seama de conlucrarea betonului întins cu armătura pe distanța dintre fisuri, și reprezintă raportul dintre deformațiile specifice medii ale armăturii și deformațiile ϵ_{a2} din dreptul fisurii pe porțiunea metalului liber.

Distanța dintre fisuri, după Murașev este :

$$\lambda_{f \text{ med}} = \mathcal{L} \cdot n' \cdot \frac{d}{4} \cdot \frac{R_t}{\omega \cdot \bar{\sigma}_a \text{ max}} \quad (26)$$

unde \mathcal{L} reprezintă "factorul de aderență" și determină forma diagramei de repartiție a eforturilor unitare tangențiale de aderență $\bar{\sigma}_a$.

Mărimea medie a deschiderii fisurilor este dată de relația :

$$\mathcal{L}_{f \text{ med}} = \psi \cdot \lambda_f \cdot \frac{\sigma_{a2}}{E_a} \quad (27)$$

În concluzie, adevărata repartizare a eforturilor unitare tangențiale precum și valoarea maximă a lui $\bar{\sigma}_a$ nu au fost încă definitiv stabilite datorită greutăților ce se ivesc în cercetarea lor experimentală.

Acesta este motivul pentru care rezultatele diferiților autori sînt diferite.

În final însă, valori calculate ale distanței, respectiv mărimii deschiderilor sînt aproximativ apropiate.

În prezentul paragraf s-au ilustrat doar cîteva din formulele propuse de diferiți autori pentru calculul lui λ_f și \mathcal{L}_f . Pentru calculul la starea limită de deschidere a fisurilor a elementelor solicitate la compresiune excentrică oblică, pînă în prezent, s-au asimilat cu elementele încovoiate. În prezenta lucrare se propun un studiu teoretic și experimental precum și formule de calcul pentru calculul distanței și mărimii medii a deschiderii fisurilor pentru elemente de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică, care formule țin seama de prezența forței normale de compresiune excentrică după două direcții.

Relațiile propuse în cap.II sînt susținute de programul experimental realizat în cadrul Catedrei de beton armat și clădiri a Facultății de Construcții din Timișoara, în cadrul unui contract de colaborare cu I.C.C.P.D.C. - București (contract nr.10125-1978).

CAP. II.

CONTRIBUTII PRIVIND APARIȚIA ȘI DEZVOLTAREA FISURILOR LA ELEMENTE SOLICITATE LA COMPRESIUNE EXCENTRICĂ OBLICĂ

1. Ecuații generale pentru distanța și deschiderea fisurilor la elemente de beton armat la compresiune excentrică oblică

1.1. Calculul la apariția fisurilor

Comportarea elementelor de beton armat sub acțiunea încărcărilor exterioare variază în funcție de intensitatea acestor încărcări și starea de eforturi unitare într-un element de beton armat se schimbă atât calitativ cât și cantitativ când încărcarea crește treptat de la valoarea zero pînă la valoarea maximă. Sub încărcări statice de scurtă durată se evidențiază trei stadii principale de lucru :

Stadiul I constituie baza de calcul pentru calculul la apariția fisurilor a elementelor de beton armat în stadiul elastic. La limita stadiului I, atunci cînd eforturile unitare în zona întinsă cresc tinzînd către rezistența de rupere la întindere R_t , iar deformațiile betonului întins cresc tinzînd către valoarea limită $\bar{\epsilon}_t$, secțiunea ajunge în stadiul Ia, stadiu în care se formează fisura în betonul zonei întinse, deci o schimbare calitativă în starea de eforturi.

Cînd rezistența de întindere a betonului R_t este atinsă, apare deci prima fisură, iar oțelul trebuie să preia eforturile de întindere, suportate pînă acum de beton, care produc un efort suplimentar în oțel care provoacă alungiri diferite între oțel (armătură) și beton care se concretizează printr-o deschidere a fisurii.

În calculul distanței dintre fisuri λ_f /109/, /110/ a mărimei deschiderii fisurilor α_f /110/, /106/ prin intermediul coeficientului de conlucrare " ψ " a betonului întins cu armătura pe distanța dintre fisuri λ_f este necesară determinarea ariei zonei întinse de beton " A_{bt} " în momentul apariției fisurilor în stadiul Ia, produsă de solicițarea oblică, care limitează superior în aceste metode de calcul aria zonei de înglobare a armăturii întinse " A_g " precum și a forței de fisurare " N_f " în stadiul Ia a cărui prezență duce la micșorarea mărimei ariei întinse de beton A_{bt} față de cea determinată în cazul încovoierii pure.

**1.1.1. Determinarea forței de fisurare " N_f " Stadiul Ia
la compresiune excentrică oblică**

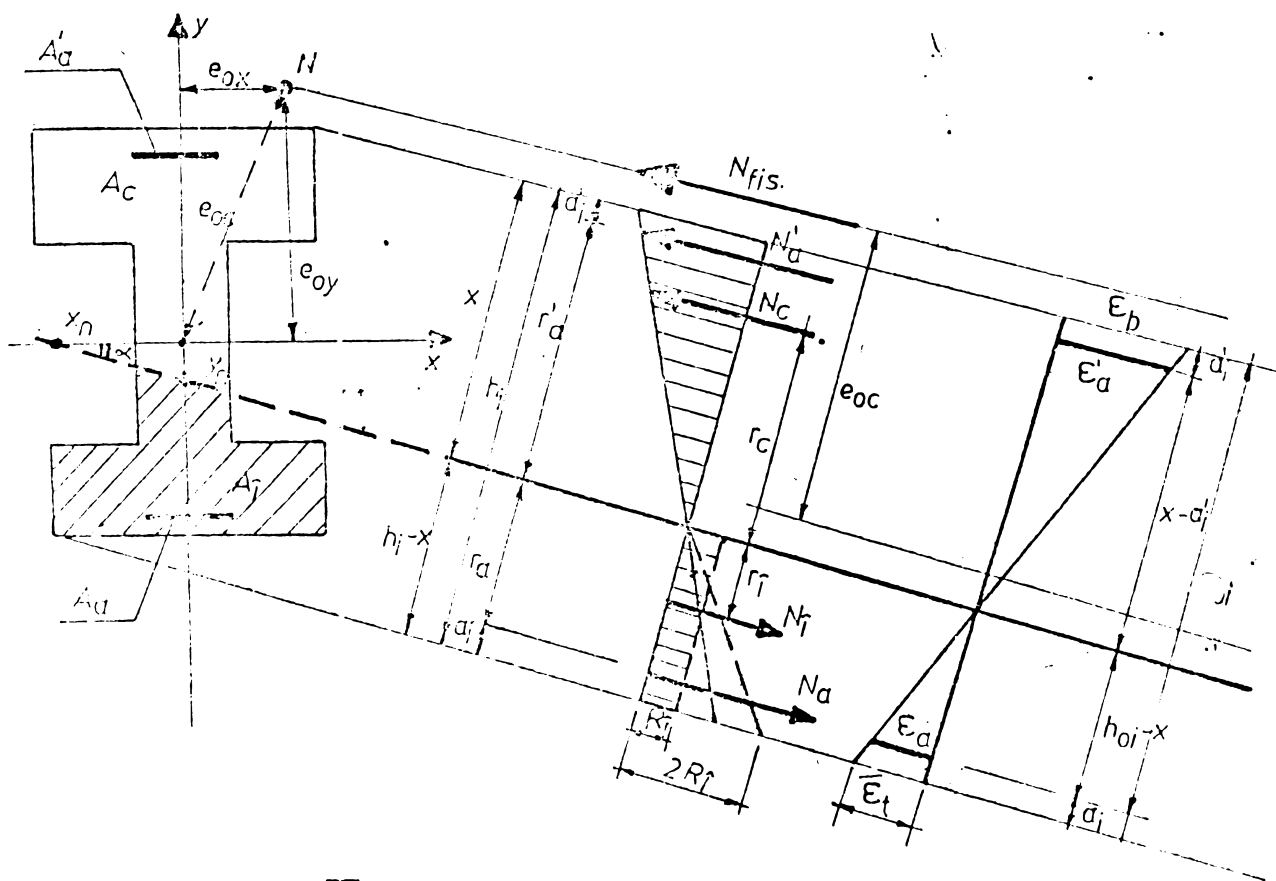


Fig. II-1

Determinarea forței de fisurare N_f se face în ipotezele de calcul a secțiunii de beton armat admise în stadiul Ia, admitînd plasticizarea zonei întinse de beton cu valoarea $2R_b$ (dublul rezistenței la întindere a betonului) la extremitatea fibrei întinse, ipoteza secțiunilor plane, iar betonul comprimat continuă să se comporte elastic.

Pentru calculul forței de fisurare " N_f " pentru secțiunea dublu T, supusă la compresiune excentrică oblică se admit o serie de ipoteze simplificatoare și notații :

- se admite înclinația axei neutre n-n, aceeași ca în cazul unui corp elastic și omogen reterminată cu relațiile din "Rezistența materialelor" explicitate pentru cazul de față în cap. II paragraful 1.1.2;
- se determină înălțimea secțiunii h_i , cunoscînd φ și α for-

mat de axa neutră cu axele de inerție principale (fig.II-1) și acoperirile cu beton a armăturilor A_a , A_a' ca fiind a_1 și a_1' (fig.II-1).

Pentru determinarea forței de fisurare " N_f " cu excentricitatea e_{00} , eforturile din secțiune se proiectează după direcția înclinată a axei neutre.

Notînd cu " N_0 " rezultanta eforturilor unitare de compresiune în beton, și cu N_f a celor de întindere în beton, cu N_a a celor de întindere din armătura A_a și cu N_a' a celor de compresiune din armătura A_a în momentul fisurării, se obține :

$$N_f = N_0 - N_f + N_a' - N_a \quad (II.1)$$

Ecuația de momente în raport cu axa neutră :

$$N_f(e_{00} + x - \frac{h_1}{2}) = N_a'(x-a_1') + N_a(h_1 - x - a_1) + N_0 \cdot r_0 + N_f \cdot r_f \quad (II.2)$$

unde : R_f , r_0 - distanța din cg. al ariei întinse și comprimate de beton în raport cu axa neutră;

e_{00} - excentricitatea forței excentrice oblice.

Dar, rezultanta eforturilor de întindere din beton " N_f " poate fi exprimată în funcție de aria de beton întinsă A_f și rezistența la întindere a betonului R_t , deci :

$$N_f = A_f \cdot R_t \quad (II.3)$$

iar rezultanta eforturilor de compresiune în beton (o secțiune oarecare) N_0 poate fi exprimată în funcție de momentul de inerție I_0 al zonei comprimate " A_0 " în raport cu axa neutră, și raportul $2R_t/h-x$ rezultat din asemănarea de triunghiuri $(\sigma_b/x) = (2R_t/h-x)$ deci :

$$N_0 = \frac{2 \cdot R_t}{h-x} \cdot I_0 \quad (II.4)$$

deci relațiile (II.1) și (II.2) pot fi exprimate în funcție de (II.3) și (II.4) :

$$N_f = \frac{2 R_t}{h-x} S_0 - A_f \cdot R_t + N_a' - N_a \quad (II.1')$$

$$N_f(e_{00} + x - \frac{h_1}{2}) = N_a'(x-a_1') + N_a(h_1 - x - a_1) + \frac{2R_t}{h_1-x} \cdot I_0 + A_f \cdot R_t \cdot r_f \quad (II.2')$$

Acceptînd ipoteza secțiunilor plane a lui Berloulli, din asemănarea de triunghiuri (fig.II-1) obținem :

$$\frac{\varepsilon_b}{x} = \frac{\bar{\varepsilon}_t}{h_1 - x} ; \quad \varepsilon_b = \frac{x_1}{h_1 - x_1} \bar{\varepsilon}_t \quad (\text{II.5})$$

$$\frac{\varepsilon_a}{x - x_1'} = \frac{\bar{\varepsilon}_t}{h_1 - x} ; \quad \varepsilon_a' = \frac{x - a_1'}{h_1 - x} \bar{\varepsilon}_t \quad (\text{II.6})$$

$$\frac{\varepsilon_a}{h_{01} - x} = \frac{\bar{\varepsilon}_t}{h_1 - x} ; \quad a = \frac{h_{01} - x}{h_1 - x} \bar{\varepsilon}_t \quad (\text{II.7})$$

Folosind legea lui Hooke :

$$\sigma_a = E_a \cdot \varepsilon_a = E_a \frac{h_{01} - x}{h_1 - x} \bar{\varepsilon}_t \quad (\text{II.8})$$

$$\sigma_a' = E_a \cdot \varepsilon_a' = E_a \frac{x - x_1'}{h_1 - x} \bar{\varepsilon}_t \quad (\text{II.9})$$

Ținînd seama că deformațiile la rupere ale betonului întins sînt de două ori mai mari decît cele elastice

$$\bar{\varepsilon}_t = \frac{2 R_t}{E_b} \quad (\text{II.10})$$

și că între moduli elastico - plastici ai armăturii și betonului există relația :

$$n = \frac{E_a}{E_b} ; \quad E_a = n \cdot E_b \quad (\text{II.11})$$

putem exprima rezultanta eforturilor unitare în armătura întinsă și comprimată ca fiind :

$$N_a = A_a \cdot \sigma_a = A_a \cdot E_a \cdot \frac{h_{01} - x}{h_1 - x} \cdot \bar{\varepsilon}_t = A_a \cdot n \cdot 2 \frac{h_{01} - x}{h_1 - x} R_t \quad (\text{II.12})$$

și

$$N_a' = A_a' \cdot \sigma_a' = A_a' \cdot E_a \frac{x - a_1'}{h_1 - x} \bar{\varepsilon}_t = A_a' \cdot n \cdot 2 \frac{x - a_1'}{h_1 - x} R_t \quad (\text{II.13})$$

Introducînd valorile lui N_a și N_a' exprimate conform relațiilor (II.12) și (II.13) în expresia forței de fisurare și momentului de fisurare (II.1°) și (II.2°) și notînd raportul dintre forța de fisurare și rezistența la întindere a betonului :

$$\Phi = \frac{N_f}{R_t} \quad (\text{II.14})$$

rezultă :

$$\Phi = \frac{2 \cdot S_0}{h_1 - x} - A_1 + 2n \cdot A'_a \frac{x - a_1}{h_1 - x} - 2n \cdot A_a \frac{h_{01} - x}{h_1 - x} \quad (\text{II.1}''')$$

$$\begin{aligned} \Phi \left(e_{00} + \frac{h_1}{2} \right) - (h_1 - x) &= 2n \cdot A'_a \frac{x - a_1}{h_1 - x} (x - a_1) + 2n \cdot A_a \frac{h_{01} - x}{h_1 - x} (h_1 - x - a_1) + \\ &+ \frac{2 \cdot I_c}{h_1 - x} + S_1 \end{aligned} \quad (\text{II.2}''')$$

Notînd : $r_a^0 = x - a_1$ ce reprezintă brațul armăturii comprimate A'_a în raport cu axa neutră și $r_a = (h_1 - x - a_1)$ distanța de la armătura întinsă A_a pînă la axa neutră, deci putem exprima produsul dintre ariile de armătură (A_a, A'_a) și distanțele corespunzătoare pînă la axa neutră prin momentele statice ale armăturii întinse și comprimate față de această axă :

$$S_a = A_a (h_1 - x - a_1) = A_a \cdot r_a \quad (\text{II.14})$$

$$S'_a = A'_a (x - a_1) = A'_a \cdot r'_a \quad (\text{II.15})$$

Deci :

$$\begin{aligned} \Phi + A_1 &= \frac{2 S_a}{h_1 - x} + \frac{2n}{h_1 - x} (S'_a - S_a) = \\ &= \frac{2 S_c + n(S_a - S'_a)}{h_1 - x} \end{aligned} \quad (\text{II.16})$$

de unde :

$$h_1 - x = \frac{2 S_c + n(S_a - S'_a)}{\Phi + A_1} \quad (\text{II.17})$$

Înlocuind valoarea $(h_1 - x)$ conform relației (II.17) și ținînd seama de (II.14) și (II.15) în ecuația (II.2''') a momentului forțelor interioare și exterioare în raport cu axa neutră obținem :

$$\Phi \left(e_{00} + \frac{h_1}{2} \right) = \Phi (h_1 - x) = \frac{2I_c}{h_1 - x} + a_1 \cdot r_1 + \frac{2n \cdot S_a \cdot r'_a + 2n S_a \cdot r_a}{h_1 - x} \quad (\text{II.18})$$

Dar produsul $S_a \cdot r_a = I_a$ ce reprezintă momentul de inerție al armăturii întinse A_a în raport cu axa neutră, și :

$$S'_a \cdot r'_a = I'_a \quad (\text{II.20}) \text{ ce reprezintă momentul de inerție}$$

al armăturii comprimate A față de axa neutră.

Ecuatia (II.18) devine :

$$\Phi \left(e_{oc} + \frac{h_1}{2} - \frac{2[I_c + n(I_a + I'_a)]}{h_1 - x} \right) + A_f \cdot r_f + \Phi(h_1 - x)$$

sau inlocuind valoarea lui $h_1 - x$ dat de relatia (II.17) numai in primul termen al ecuatiei, rezultă :

$$\Phi e_{oc} + \frac{h_1}{2} = \frac{2[I_c + n(I_a + I'_a)] (+A_f)}{2[S_c + n(S_a - S'_a)]} + A_f \cdot r_f + \Phi(h_1 - x)$$

Se va ordona ecuatia in functie de x neglijind diferenta $(S_a - S'_a)$ a momentelor statice ale armaturii intinse si comprimate in raport cu axa neutra, pentru simplificarea calculului si asa laborios, deci :

$$\Phi \left[\left(e_{oc} + \frac{h_1}{2} - \frac{I_c + n(I_a + I'_a)}{S_c} - (h_1 - x) \right) \right] = A_f \left[r_f + \frac{I_c - n(I_a + I'_a)}{S_c} \right] \quad (II.20)$$

Ipoteze :

- Cind excentricitatea e_{oc} scade, deci intreaga sectiune de beton este comprimata atunci $x \rightarrow h_1$; $I_c \rightarrow I$; $S_c \rightarrow S$, deci pozitia axei neutre tinde catre fibra extrema cea mai intinsa, momentul de inertie al zonei comprimate I_c tinde catre momentul de inertie al sectiunii "I", iar momentul static al zonei comprimate S_c catre momentul static al intregii sectiuni S , ceea ce implica pentru relatia (II.19) o relatie de tipul :

$$\Phi \left[e_{oc} + \frac{h_1}{2} - \frac{I + n(I_a + I'_a)}{S} \right] = A \frac{I + n(I_a + I'_a)}{S} \quad (II.20)$$

in care se fac urmatoarele explicitari :

$$I_a = S_a \cdot r_a = A_a (h_{o1} - x)(h_{c1} - x) = A_a (h_1 - x - a)(h_1 - x - a) = A_a \cdot a_1^2 \quad (II.21)$$

deoarece diferenta $h_1 - x = 0$ pentru ca $x \rightarrow h_1$:

$$I'_a = S'_a \cdot r'_a = A'_a (x - a'_1)(x - a'_1) = A'_a (h_1 - a'_1)(h_1 - a'_1) = A'_a \cdot h_{o1}^2 \quad (II.22)$$

$$\text{- momentul de inertie central : } I_{\text{central}} = A \cdot \rho^2 \quad (II.23)$$

unde : ρ = raza de inertie a sectiunii de beton;

$$\text{- momentul static al sectiunii de beton : } S = A \cdot y \quad (II.24)$$

unde : y = distanta fibrei extreme intinse pina la centrul de greutate al sectiunii.

Tinind seama de relatiile (II.21) la (II.24), putem exprima ecuatia (II.20) prin :

$$\Phi \left[e_{oc} + \frac{h_1}{2} - \frac{I}{S} - \frac{n(A_a \cdot a_1^2 + A'_a \cdot h_{o1}'^2)}{S} \right] = A \left[\frac{I_{centr}}{A \cdot y} + \frac{A \cdot y^2}{A \cdot y} + \frac{n(A_a \cdot a_1^2 + A'_a \cdot h_{o1}'^2)}{A \cdot y} \right] \quad (II.25)$$

unde :

$$I = I_{central} + A \cdot y^2 = A \cdot \rho^2 + A y^2 \quad (II.26)$$

deci :

$$\Phi \left[e_{oc} + \frac{h_1}{2} - \frac{I}{S} - \frac{n(A_a \cdot a_1^2 + A'_a \cdot h_{o1}'^2)}{S} \right] = \frac{A \rho^2}{y} + A y + n \frac{A_a \cdot a_1^2 + A'_a \cdot h_{o1}'^2}{y} \quad (II.27)$$

Notăm : $\frac{A \rho^2}{y} + A \cdot y = W_{bt}$ (II.28)

atunci expresia aproximativă a forței de fisurare are forma :

$$\tilde{\Phi} = \frac{W_{bt} + n \frac{A_a \cdot a_1^2 + A'_a \cdot h_{o1}'^2}{y}}{e_{oc} + \frac{h_1}{2} - \frac{I}{S} - n \frac{A_a \cdot a_1^2 + A'_a \cdot h_{o1}'^2}{S}} \quad (II.29)$$

dar conform relației (II.14) putem exprima forța de fisurare N_f aproximativ :

$$N_f = \frac{W_b + n \frac{A_a \cdot a_1^2 + A'_a \cdot h_{o1}'^2}{y}}{e_{oc} + \frac{h_1}{2} - \frac{I}{S} - n \frac{A_a \cdot a_1^2 + A'_a \cdot h_{o1}'^2}{S}} \cdot R_b \quad (II.30)$$

1.1.2. Calculul ariei zonei întinse de beton în momentul apariției fisurilor în stadiul Ia, produsă de solicitarea oblică (A_{bt})

Calculul mărimii lui " A_{bt} " este mai complicat deoarece poziția axei neutre este înclinată la solicitarea oblică și poate lua diferite poziții în funcție de mărimea și direcția forței excentrice, care face ca aria zonei întinse de beton A_{bt} să aibe o mulțime de forme geometrice, în funcție de acești parametrii, ținând seama și de faptul că secțiunea de beton armat este dublu T.

Una din soluții care se propune pentru determinarea lui A_{bt} este următoarea :

a) Se acceptă în primă aproximație, determinarea poziției și direcției axei neutre (x_1) ca în "Rezistența materialelor", adică se vor determina tăieturile axei neutre pe axele de inerție principale ale secțiunii transversale ale stîlpului. În continuare vom examina cazul general, cînd forța de compresiune excentrică N este aplicată într-un punct oarecare A de coordonate e_{ox} , e_{oy} (fig. II-2).

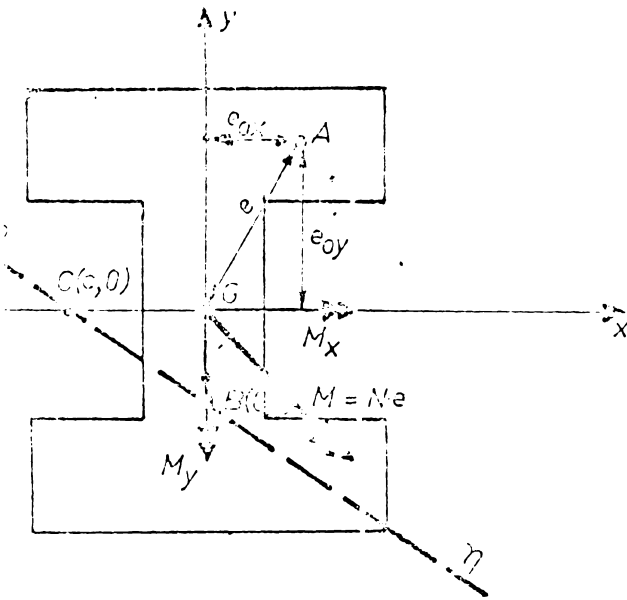


Fig. II-2

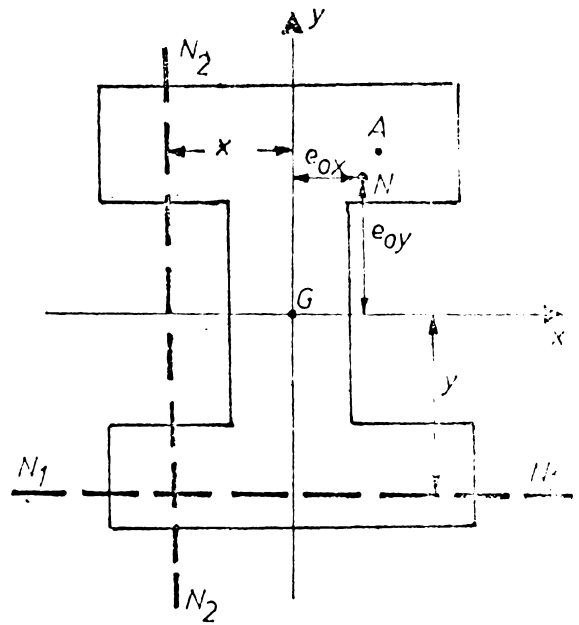


Fig. II-3

Reducem forța N în centrul de greutate al secțiunii, obținînd o forță axială $N.e$. Cuplul poate fi descompus după direcțiile principale, avînd componentele :

$$M_x = + N.e_{oy} ; \quad M_y = - N.e_{ox}$$

primul lucrînd în planul zOy iar al doilea în planul zOx . În baza principiului suprapunerii efectelor și a formulei lui Navier, într-un punct de coordonate x , y al secțiunii, efortul unitar este :

$$\sigma = - \frac{N}{A} - \frac{y.M_x}{I_x} + \frac{x.M_y}{I_y} = - \frac{N}{A} - \frac{y.N.e_{ox}}{I_x} - \frac{x.N.e_{oy}}{I_y} \quad (II.31)$$

Exprimînd momentele de inerție în funcție de produsul ariei prin pătratele razelor de inerție, relația (II.31) devine :

$$\sigma = -\frac{N}{A} - \frac{N \cdot y \cdot e_{oxy}}{A \cdot i_x^2} - \frac{N \cdot x \cdot e_{ox}}{A \cdot i_y^2} = -\frac{N}{A} \left(1 + \frac{y \cdot e_{oy}}{i_x^2} + \frac{x \cdot e_{ox}}{i_y^2} \right) \quad (\text{II.32})$$

Pentru determinarea axei neutre se pune condiția ca $\sigma = 0$, anulînd paranteza rezultă :

$$1 + \frac{x \cdot e_{ox}}{i_y^2} + \frac{y \cdot e_{oy}}{i_x^2} = 0 \quad (\text{II.33})$$

Se face observația că în formula (II.33) sînt coordonatele curente pe axa neutră (nu în orice punct al secțiunii) iar e_{ox} și e_{oy} sînt coordonatele punctului de aplicație al forței excentrice. Poziția axei neutre se determină prin intersecțiile ei cu axele (punctele B și C din fig.II-2).

$$x_0 = -\frac{i_y^2}{e_{ox}} ; \quad y_B = -\frac{i_x^2}{e_{oy}} \quad (\text{II.34})$$

b) Se consideră ipotezele de calcul cunoscute în stadiul Ia (fig.II-4). Se acceptă o variație liniară a eforturilor unitare de compresiune în beton, iar în zona întinsă se admite aceeași variație cu valoarea R_t la partea inferioară (fig.II-4a). Deoarece deformațiile plastice sînt puternic dezvoltate admitem ipoteza că zona întinsă de beton se plasticizează puternic, iar diagrama eforturilor unitare se curbează puternic apropiindu-se de un dreptunghi (fig.II-4) cu valoarea R_t , deci mărimea poziției axei neutre stabilite inițial (x_1) prin tăieturile axei neutre pe axele de inerție principale, fig.II-4a, se modifică (x_2) - fig. II-4b. Noua poziție a axei neutre (x_2) rezultă dintr-o ecuație de proiecții după direcția înclinată a axei neutre admitînd aceeași înclinație față de axele de inerție principale.

c) Pentru a lua în considerare influența forței excentrice oblice "N", pentru calculul ariei zonei întinse A_{bt} (Stadiul Ia), se scrie ecuația de proiecții după direcția axei neutre înclinate, ca în cazul încovoierii puse :

$$N_a' + N_b - N_b' - N_a = 0 \longrightarrow "A_{bt}" \quad (\text{II.35})$$

Exprimînd rezultantele eforturilor de întindere (N_b') și compresiune (N_b) în beton în funcție de aria de beton întins A_{bt} va rezulta din ecuația (II.35) valoarea lui "A_{bt}" cu care se va

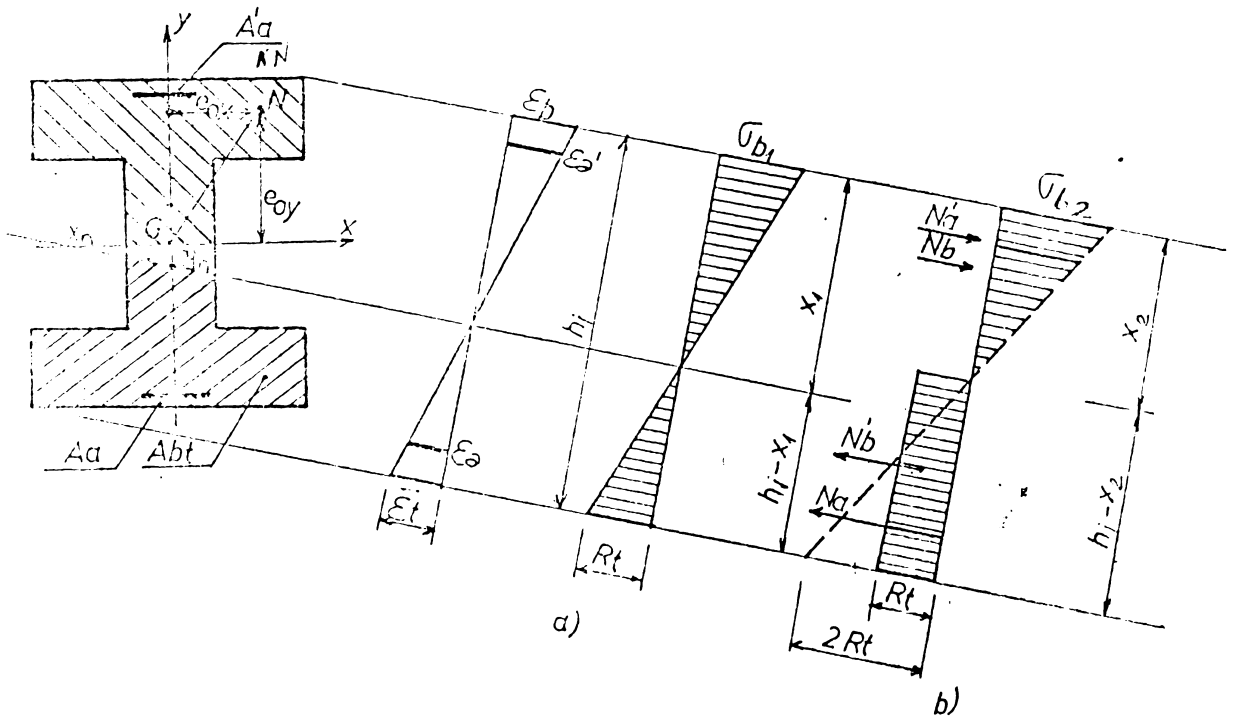


Fig. II-4

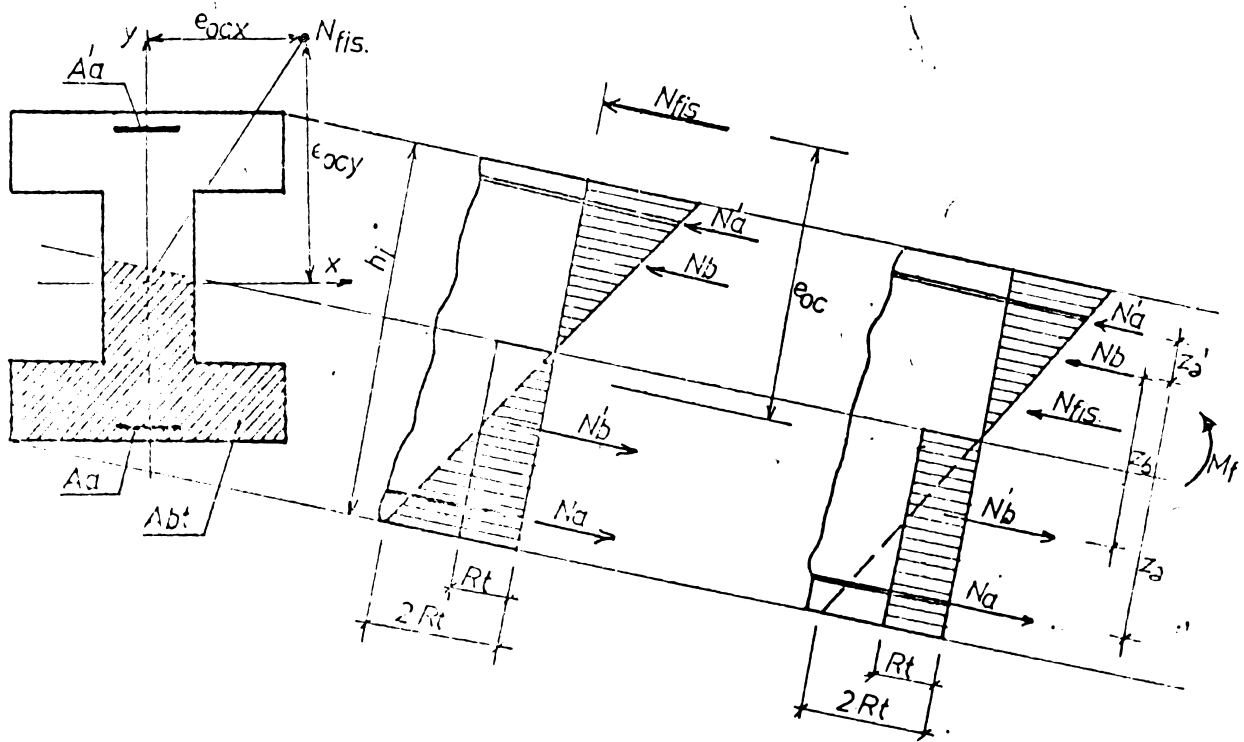


Fig. II-5

ИНСТИТУТ ПОЛИТЕХНИКИ
ТРАВОУРА
1952

scrie o ecuație de momente în raport cu punctul de aplicație al rezultantei eforturilor de compresiune din beton (N_b), rezultând astfel valoarea momentului de fisurare (fig.II-5):

$$N_a \cdot z_a + N_b' \cdot z_b' + N_a' \cdot z_a' = M_f \quad (\text{II.36})$$

d) Știind că momentul de fisurare M_f este valoarea forței de fisurare N_f (dat conform paragrafului 1.1.1.) înmulțită cu brațul față de rezultanta eforturilor de compresiune din beton N_b :

$$M_f = N_f(e_{00} + \frac{x}{3} - \frac{h_i}{2}) \quad (\text{II.37})$$

va rezulta poziția axei neutre "x" admitînd aceiași înclinare a sa ca în "Rezistența materialelor", cu care se va recalcula mărimea ariei zonei întinse de beton A_{bt} , folosind ecuația de proiecții după direcția axei neutre înclinate (fig.II-5):

$$N_f + N_a' + N_b - N_b' - N_a = 0 \quad (\text{II.38})$$

Cu noua valoare a lui $A_{bt}^{\frac{N_f}{N_b}}$, în care s-a ținut seama de influența forței de fisurare N_f care micșorează aria zonei întinse de beton, se vor calcula mărimile λ_f - distanța medie dintre fisuri și ψ - coeficientul de conlucare a armăturii din zona întinsă de beton în stadiul de exploatare, necesar determinării mărimii medii a deschiderii fisurii ∞_f .

1.1.3. Expresia matematică a ariei zonei întinse de beton " A_{bt} " pentru secțiunea dublu T solicitată la compresiune excentrică oblică

În cazul compresiunii excentrice oblice, axa neutră este înclinată și face un unghi α față de axele de inerție principale ale secțiunii de beton, motiv pentru care determinarea ariei zonei întinse de beton " A_{bt} " în stadiul Ia este mai dificilă. Poziția axei neutre în stadiul Ia (x_1) se determină conform paragrafului 1.1.4, și admitînd că rămîne paralelă cu cea determinată prin tăieturi, relațiile (II.34) din paragraful 1.1.2, adică înălțimea secțiunii înclinate h_1 este aceeași, se pot scrie urmele axei neutre " x_1 " pe axele de inerție principale notate cu x_n și y_n .

În urma unui calcul analitic s-a determinat mărimea zonei întinse de beton " A_{bt} " (cea hașurată) a cărei expresie este :

$$A_{bt} = (2h_p - h)x_n + (b_p - b)y_n + b \frac{h-2h_p}{2} + b_p \cdot h_p \quad (\text{II.39})$$

unde mărimile din relație sînt cele din fig.II-6.

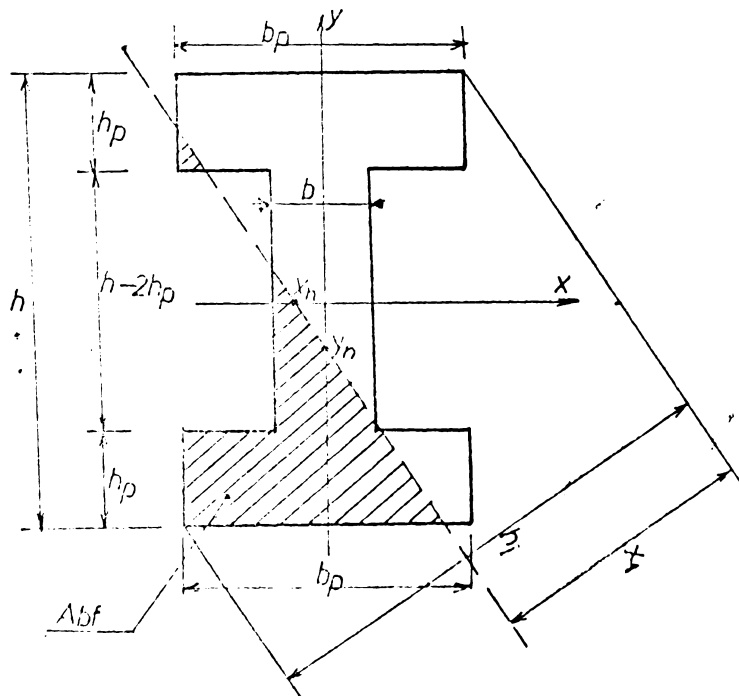


Fig. II-6

1.1.4. Determinarea poziției axei neutre în stadiul Ia
 x_1 , la elemente de beton armat de secțiune dublu T
solicitate la compresiune excentrică oblică

Pentru determinarea eforturilor unitare în stadiul Ia în armătura întinsă (σ_{al}), necesare în calculul mărimii medii a deschiderii fisurilor în anumite norme de calcul (de ex. normele CED-FIP / 106/) este necesar a se găsi înțial mărimea poziției axei neutre x_1 , care este mai delicată, la solicitarea de compresiune excentrică oblică deoarece axa neutră este înclinată cu α față de axele de inerție principale, deci aria zonei întinse de beton A_{bt} și cea comprimată A_{pc} pot avea o mulțime de forme geometrice în funcție de mărimea unghiului α ținînd seama că secțiunea de beton în discuție este de formă dublu T. Din aceste motive, în ecuația de echilibru a forțelor interioare și exterioare după direcția înclinată a axei neutre, în ipotezele de calcul acceptate pentru elementele de beton armat în stadiul Ia, nu se poate scrie mărimea ariei zonei de

beton întins și comprimat în funcție de mărimea poziției axei neutre x_1 , ce intervine în expresia resultantei eforturilor betonului întins N_b' și comprimat N_b . Din aceste motive soluția pe care o propunem în prezenta lucrare este următoarea :

- se determină poziția axei neutre prin tăieturi x_n, y_n relația (II.34) care ține seama de excentricitățile forței excentrice N după planul $x-x$ (e_{ox}) și $y-y$ (e_{oy}) și admiterii că în ipoteza plasticizării zonei întinse, axa neutră va coborî rămânînd paralelă cu cea determinată ca în "Rezistența materialelor"; deci α va fi același;
- cu ajutorul formulei aproximative (II.30) propusă în paragraful 1.1.1, se calculează forța de fisurare N_{fis} admițînd ipotezele și simplificările propuse de autor.;
- se determină mărimea ariei zonei întinse de beton A_{bt} în stadiul Ia, ținînd seama de prezența forței de fisurare relația (II.38), cap. 1.1.2;

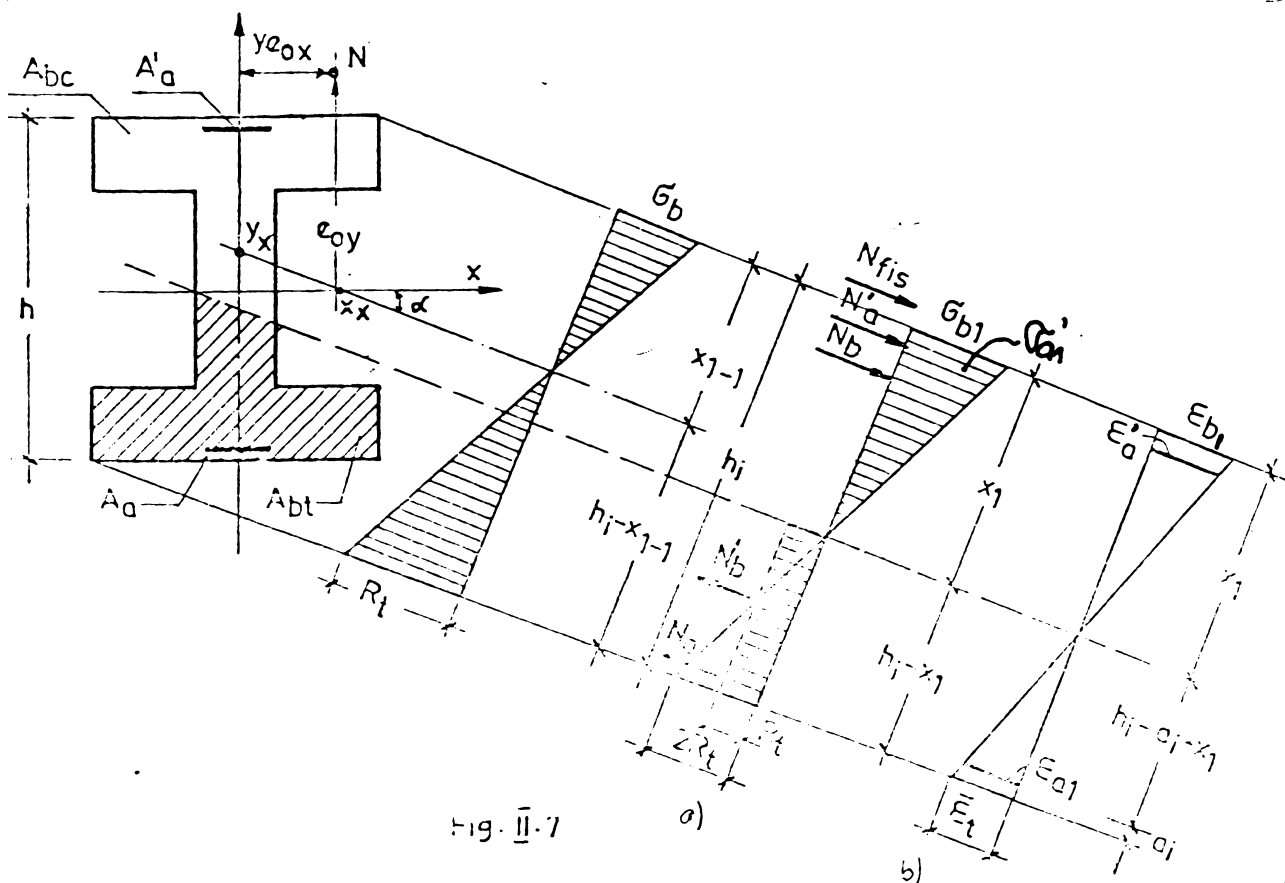


Fig. II.7

- cunoscând înclinația axei neutre φ , mărimea forței de fisurare N_f , și mărimea ariei zonei întinse de beton A_{bt}^{Nf} , mărimea axei neutre x_1 în stadiul Ia rezultă din ecuația de proiecții a rezultatelor eforturilor interioare și exterioare după direcția axei neutre, acceptînd ipotezele de calcul din acest domeniu (fig.II-7), se scrie ecuația proiecțiilor rezultantei eforturilor de compresiune și întindere din beton și armătură echilibrate fiind de forța de fisurare N_f a cărei mărime aproximativă se cunoaște (relația II.30) :

$$N_f = N_a + N_b' - N_b - N_a' \quad (II.40)$$

unde :

$$N_a = A_a \cdot \sigma_{al} \quad (II.41)$$

$$N_b' = A_{bt} \cdot R_t \quad (II.42)$$

$$N_b = A_{bc} \cdot \sigma_{bl}/2 \quad (II.43)$$

$$N_a' = A_a' \cdot \sigma_{al}' \quad (II.44)$$

Pentru a determina pe x_1 trebuie stabilită o relație între σ_{al} și σ_{bl} și deformațiile specifice ϵ_{bl} , ϵ_{al} .

Accastă relație poate fi obținută cu ajutorul legii lui Hooke și al ipotezei lui Bernoulli, iar din asemănarea de triunghiuri (fig.II-7b) rezultă :

$$\frac{\sigma_{bl}}{x_1} = \frac{2R_t}{h_1 - x_1} \quad \text{deci} \quad \sigma_{bl} = 2 \frac{x_1}{h_1 - x_1} R_t \quad (II.45)$$

$$\frac{\sigma_{al}'}{x_1 - a_1} = \frac{2R_t}{h_1 - x_1} \quad \text{deci} \quad \sigma_{al}' = 2 \frac{x_1 - a_1}{h_1 - x_1} R_t \quad (II.46)$$

$$\frac{\epsilon_{al}}{h_1 - a_1 - x_1} = \frac{\bar{\epsilon}_t}{h_1 - x_1} \quad \text{deci} \quad \epsilon_{al} = \frac{h_1 - a_1 - x_1}{h_1 - x_1} \bar{\epsilon}_t \quad (II.47)$$

În stadiul Ia, însă deformația specifică la întindere a betonului este :

$$\bar{\epsilon}_t = \frac{2 R_t}{\epsilon_b} \quad (II.48)$$

și ținînd seama că :

$$\sigma_{al} = \epsilon_{al} \cdot E_a \quad E_a \neq n \cdot E_b \quad (II.50)$$

$$\sigma'_{al} = \epsilon'_{al} \cdot E_a \quad A_b = A_{bt} + A_{bc} \quad (II.51)$$

$$\sigma_{bl} = \epsilon_{bl} \cdot E_b \quad h_{o1} = h_1 - a_1 \quad (II.52)$$

$$\sigma'_{bl} = \epsilon'_t \cdot E_b$$

Inlocuind în relația (II.40) valorile date de relațiile (II.41) la (II.52), va rezulta :

$$N_F = 2nR_t \frac{h_1 - a_1 - x_1}{h_1 - x_1} A_a + nR_t \cdot A_{bt} - R_t(A_b - A_{bt}) \frac{x_1}{h_1 - x_1} - 2nR_t \frac{x_1 - a_1}{h_1 - x_1} \cdot A'_a \quad (II.53)$$

iar valoarea mărimii axei neutre în stadiul Ia (x_1) este dată de :

$$x_1 = \frac{A_a \cdot h_{o1} + A'_a \cdot a_1 + \frac{A_{bt} \cdot h_1}{2n} - \frac{N_F \cdot h_1}{n}}{A_a + A'_a + \frac{A_b}{2n} - \frac{N_F}{n}} \quad (II.54)$$

2. Calculul eforturilor unitare normale în beton și armătura întinsă în stadiul II

2.1. Considerații generale. - Ipoteze de calcul

Pentru calculul deschiderii fisurilor la elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică este necesar să se poată determina valoarea eforturilor unitare normale în beton (σ_{b2}) și armătură (σ_{a2}). În astfel de elemente, în dreptul fisurilor înălțimea zonei comprimate se micșorează, iar axa neutră nu mai are forma unei linii drepte, ci a unei curbe ca în fig.II-8a.

Eforturile unitare σ_{a2} și σ_{b2} , în dreptul fisurilor pot fi determinate, dacă ^{admitem} următoarele ipoteze simplificatoare (fig.II-8):

- betonul comprimat se comportă elastic, deci se supunelegii lui Hooke (fig.II-8b);
- betonul din zona întinsă este fisurat și în secțiunea cu fisură nu se ia în considerare la preluarea eforturilor;
- secțiunile plane rămân plane și după deformare;
- modulul de deformație a betonului (E_b) se consideră constant pe întreaga zonă comprimată, valorile coeficientului

de echivalență n_a fiind stabilite pentru fiecare normă de calcul în parte.

Legea lui Hooke poate fi acceptată, dacă admitem că în stadiul de exploatare, pentru care se face determinarea eforturilor unitare, σ_b nu depășește jumătate din R_1 (rezistența la încovoiere a betonului).

Odată cu creșterea eforturilor în beton, epura liniară de repartizare a eforturilor de compresiune se modifică.

La eforturile care depășesc jumătate din rezistența la rupere a betonului, distribuția eforturilor unitare se face după o curbă, indicînd plastificarea betonului, adică procesul de formare a microfisurilor.

Cît privește folosirea ipotezei lui Bernoulli în dreptul fisurilor este clar că nu poate fi vorba decît de acceptarea unui raport convențional între deformațiile zonei comprimate și ale armăturii întinse, deoarece secțiunea inițial plană se desparte în alte două secțiuni după apariția fisurii.

Transmiterea eforturilor de la beton la armătură se face prin eforturi unitare de aderență τ la suprafața de contact dintre cele două materiale (fig.II-8c) și prin eforturi unitare tangențiale ce se dezvoltă în masa betonului paralel cu armătura.

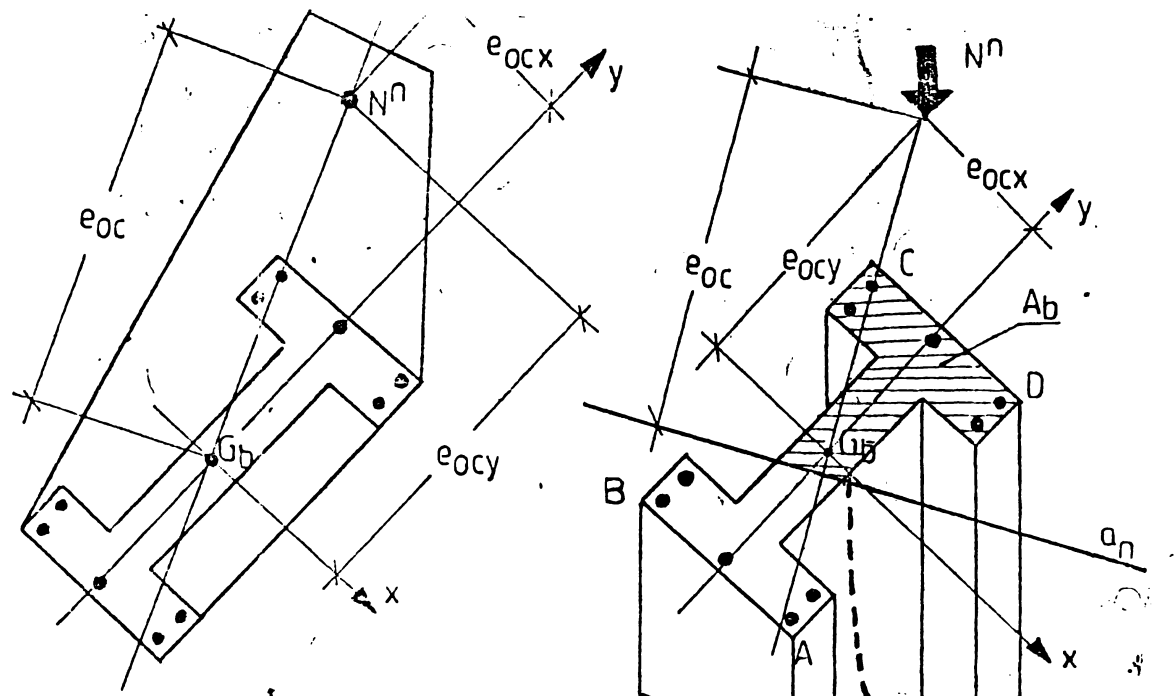
Compresiunea excentrică oblică presupune acțiunea excentrică a forței normale N după două direcții $x-x$ și $y-y$ cu mărimea $e_{00,x}$ și $e_{00,y}$ (fig.II.8d și a). Admițînd că sub acțiunea încărcării de exploatare elementele de beton armat lucrează în stadiul elastic, așezînd forța normală N alternativ în planul $x-x$ și $y-y$, se obține mărimea eforturilor unitare normale în stadiul II în armătura cea mai întinsă σ_{a2} potrivit formulei (II.55) :

$$\sigma_{a2} = \sigma_{ax} + \sigma_{ay} - \sigma_{ac} \quad (\text{II.55})$$

în care : σ_{ax} - este efortul unitar în armătura întinsă în stadiul II cînd forța excentrică N este așezată în planul $x-x$, cu excentricitatea $e_{00,x}$;

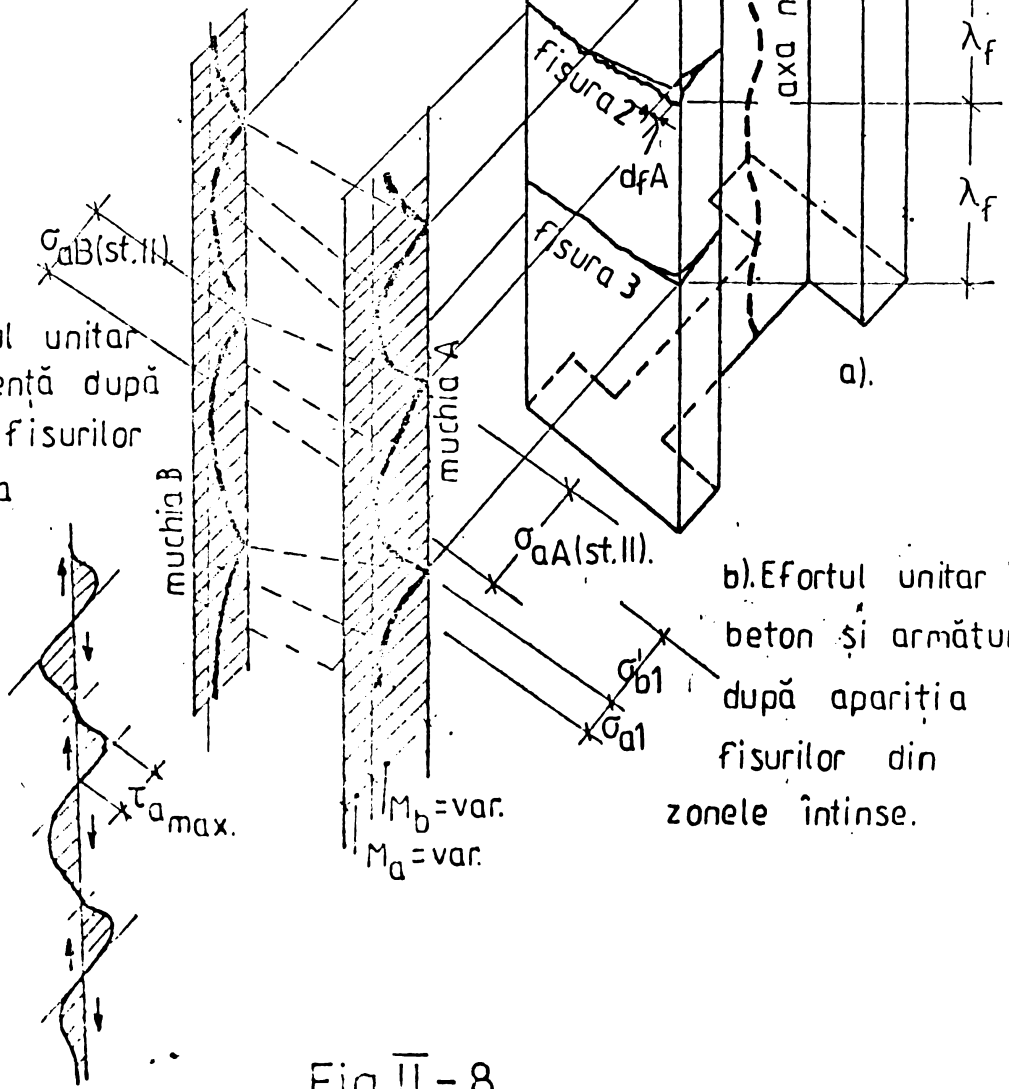
σ_{ay} - este efortul unitar în armătura întinsă în stadiul II cînd forța excentrică N este așezată în planul $y-y$ cu excentricitatea $e_{00,y}$;

σ_{ac} - este efortul unizar de compresiune în stadiul II în armătura mai puțin comprimată, cînd forța N este așezată cu excentricitatea minimă e_a pe direcția laturii lungi a secțiunii.



d). Realizarea consolei pentru compresiunea excentrică oblică.

c). Efortul unitar de aderență după apariția fisurilor din zona întinsă.



b). Efortul unitar în beton și armătură după apariția fisurilor din zonele întinse.

Fig. II - 8

Valorile lui σ_{ax} și σ_{ay} în relația (II.55) se introduc pozitive dacă rezultă din calcul un efort de întindere și cu semnul minus dacă rezultă un efort de compresiune.

2.2. Calculul efortului unitar în armătura din zona întinsă în stadiul II când forța excentrică N este așezată în planul x-x (σ_{ax})

Pentru calculul efortului unitar normal σ_{ax} este necesar să se stabilească inițial poziția axei neutre în stadiul II când forța excentrică N este așezată în planul x-x. În cazul secțiunii dublu T putem avea 5 cazuri diferite pentru calculul eforturilor unitare în armătura din zona întinsă în funcție de poziția axei neutre (x). Rezistența materialelor referindu-se la materialele elastice și omogene, deosebește două cazuri ale compresiunii excentrice: cu excentricitate mică, dacă forța este aplicată în intervalul simbului central al secțiunii transversale și cu excentricitate mare când forța se află în afara simbului central. Această împărțire, care are în vedere prezența sau lipsa tensiunilor pe secțiune poate fi utilizată și la calculul eforturilor unitare în stadiul II de lucru al elementelor de beton armat comprimate excentric.

2.2.1. Compresiune cu mare excentricitate

Din punct de vedere al calculului se consideră că atunci când înălțimea zonei comprimate a secțiunii respectă condiția:

$$\xi = x/h_0 \leq \xi_{lim} \quad (II.56)$$

unde: $\xi_{lim} = 0,6$, elementul se calculează la compresiune excentrică cu mare excentricitate. Poziția axei neutre depinde de excentricitatea e_{0ox} a forței normale N care solicitând elementul în afara simbului central, pe secțiune apar și eforturi de întindere ce sînt acoperite de armătură, considerîndu-se betonul întins, fisurat.

Cazul când axa neutră cade în partea superioară a aripii (fig.II-9):

$$x \leq \frac{bp - b}{2} \quad (II.57)$$

Rezultantele eforturilor în armătură și beton sînt:

$$\begin{aligned} N_b &= hp \cdot x \cdot \sigma_b ; \quad N_a = n_a A_a \frac{\sigma_b}{x} (bp_0 - x) ; \\ N'_a &= n_a A'_a \frac{\sigma_b}{x} (x - a') \end{aligned} \quad (II.58)$$

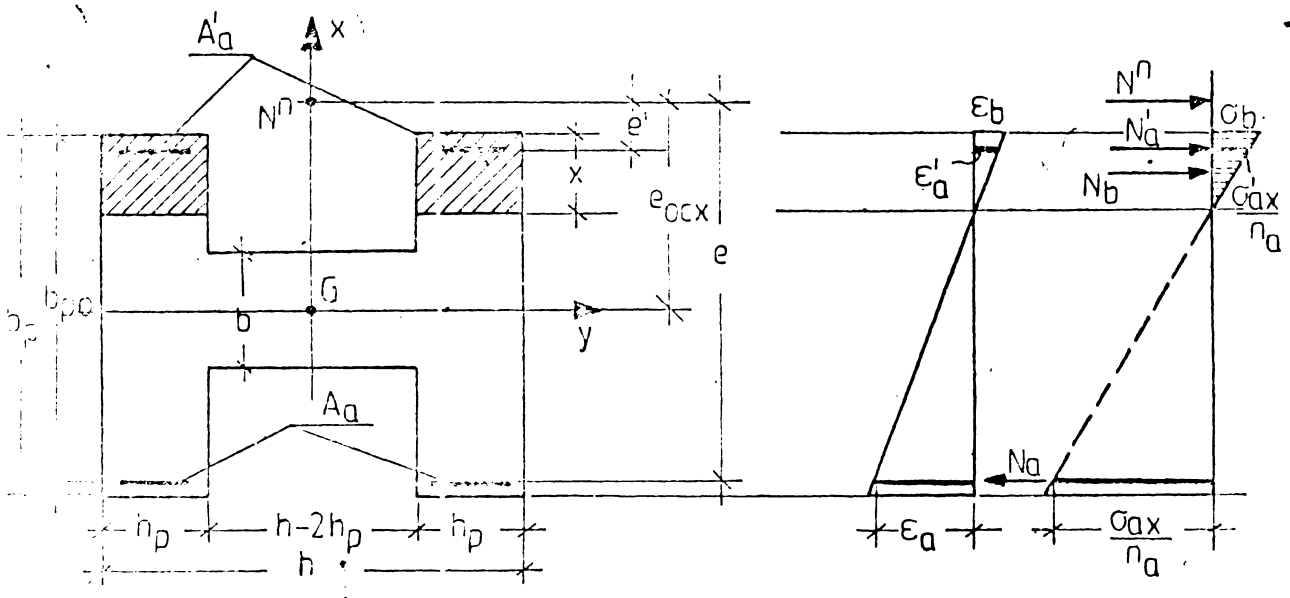


Fig. II-9

Scrind momentele lui N_b , N_a și N'_a în raport cu N :

$$M = 0 \quad N'_a \cdot e' + N_b \cdot d - N_a \cdot e = 0 \quad (\text{II.59})$$

unde :

$$e' = e_{ocx} - \frac{bp}{2} + a'$$

$$e = e_{ocx} + \frac{bp}{2} - a'$$

$$bp_0 = bp - a$$

$$d = \frac{1}{3} x + e' - a'$$
(II.60)

rezultă :

$$n_a \cdot A'_a \cdot \sigma_b \frac{x-a'}{x} \cdot e' + \sigma_b \cdot x \cdot hp \left(\frac{1}{3} x + e' - a' \right) - n_a \cdot A_a \cdot \sigma_b \frac{bp_0 - x}{x} \cdot e = 0 \quad (\text{II.61})$$

Dezvoltind și ordonând în x se obține o ecuație care precizează poziția axei neutre :

$$x^3 + 3(e' - a')x^2 + \frac{3}{hp} n_a (A'_a \cdot e' + A_a \cdot e)x - \frac{3}{hp} n_a (A'_a \cdot a' \cdot e' + A_a \cdot e \cdot bp_0) = 0 \quad (\text{II.62})$$

ale cărei rădăcini pot fi determinate cu ajutorul formulei lui Cardan.

Mărimea efortului unitar σ_{bx} se obține proiectând N_b , N_a și N'_a pe direcția forței N ; rezultând :

- efortul unitar în stadiul II în beton și armătură :

$$\sigma_{bx} = \frac{N^n}{n_a A'_a \cdot \frac{x-a'}{x} - n_a A_a \frac{bp_0 - x}{x} + x \cdot hp} \quad (II.63)$$

$$\sigma_{ax} = n_a \sigma_{bx} \frac{bp_0 - x}{x} \quad (II.64)$$

b) Cazul cînd axa neutră cade în inimă (fig.II-10) :

$$\frac{bp - b}{2} \leq x \leq \frac{bp + b}{2} \text{ și } e_{ocx} > \frac{bp}{2} - a \quad (II.65)$$

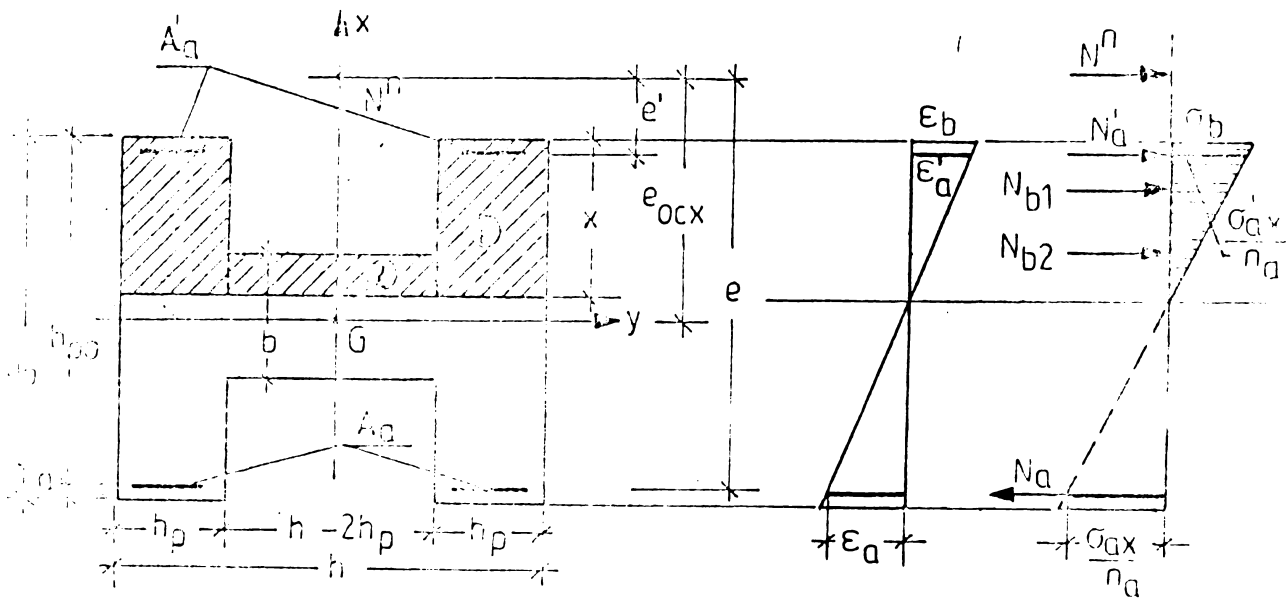


Fig. II - 10

Folosind asemănarea de triunghiuri pentru eforturile unitare în beton și armătură putem scrie rezultantele eforturilor în beton și armătură:

$$N_{b1} = hp \cdot x \cdot \sigma_b$$

$$N_{b2} = \frac{\sigma_b}{2} \cdot \frac{2x-hp+b}{2x} \cdot \frac{2x-bp+b}{2} (h-2hp)$$

$$N_a = n_a \cdot A_a \cdot \sigma_a \cdot \frac{bp_0 - x}{x} ; \quad N'_a = n_a \cdot A_a \cdot \sigma_b \cdot \frac{x-a'}{x} \quad (II.66)$$

Scriind momentele rezultatelor eforturilor N_{b1} , N_{b2} , N_a și N'_a în raport cu punctul de aplicație a forței N :

$$M = 0 \quad (II.67)$$

dezvoltind și ordonind ecuația de gradul trei în "x" obținem poziția axei neutre din :

$$x^3 + 3(e' \cdot a')x^2 + \frac{6}{h} \left\{ n_a(A'_a \cdot e' + A_a \cdot e) - \frac{1}{2} (h-2hp)(bp-b) \cdot \left[e^2 - a^2 + \frac{1}{4} (bp-b) \right] \right\} \cdot x + \frac{6}{h} \left\{ \frac{1}{8} (h-2hp)(bp-b)^2 \cdot \left[e^2 - a^2 + \frac{1}{3} (bp-b) \right] - n_a(A'_a \cdot e' \cdot a' + A_a \cdot e \cdot bp_0) \right\} = 0 \quad (II.68)$$

Mărimea efortului unitar σ_{bx} se obține din proiecția eforturilor interioare pe direcția forței N rezultind :

$$\sigma_{bx} = \frac{N^2}{n_a \cdot A_a \cdot \frac{x-a^2}{x} - n_a \cdot A_a \cdot \frac{bp_0-x}{x} + x \cdot hp + \frac{h-2hp}{x} \left(\frac{2x-bp+b}{2} \right)^2} \quad (II.69)$$

$$\text{și } \sigma_{ax} = n_a \cdot \sigma_{bx} \frac{bp_0-x}{x} \quad (II.70)$$

2.2.2. Compresiune cu mică excentricitate

Din punct de vedere al calculului se consideră compresiune cu mică excentricitate când este îndeplinită condiția :

$$\frac{e}{\eta} > \frac{e}{\eta} \lim \quad \text{unde } \frac{e}{\eta} \lim = 0,6 \quad (II.71)$$

a) cazul când axa neutră cade în inimă (fig.II-11) :

$$\frac{bp-b}{2} \leq x \leq \frac{bp+b}{2} \quad (II.72)$$

$$\text{și } 0 < e_{ocx} < \frac{bp}{2} - a$$

Rezultantele eforturilor din beton și armătură se determină potrivit relației (II.66), și din ecuația momentului forțelor interioare în raport cu punctul de aplicație al forței N se obține ecuația axei neutre de forma :

$$\begin{aligned}
 & x^3 - 3(e' + a')x^2 + \frac{6}{h} \left\{ n_a(A_a \cdot e - A'_a \cdot e') - \frac{1}{2}(h-2hp)(bp-b) \left[\frac{1}{4}(bp-b) - \right. \right. \\
 & \left. \left. -(e' + a') \right] \right\} x + \frac{6}{h} \left\{ \frac{1}{8}(h-2hp)(bp-b)^2 \left[\frac{1}{3}(bp-b) - (e' + a') \right] - \right. \\
 & \left. - n_a(A_a \cdot e \cdot bp_0 - A'_a \cdot e' \cdot a') \right\} = 0 \quad (II.73)
 \end{aligned}$$

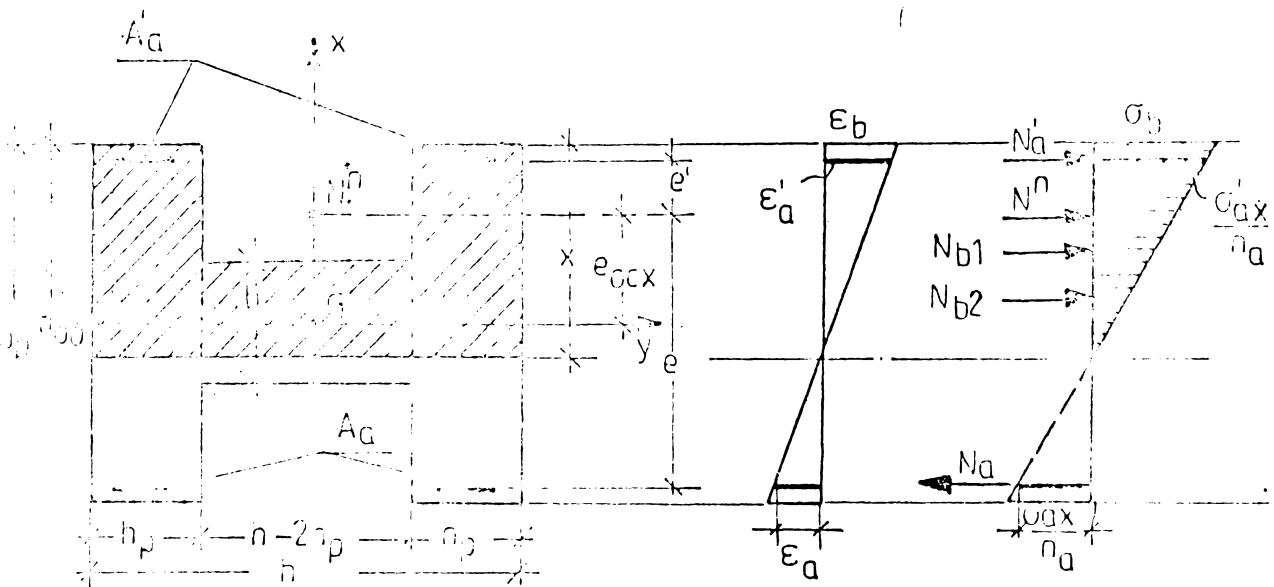


Fig. II - 11

Cunoscînd poziția axei neutre prin proiecția eforturilor interioare pe direcția forței N obținem valoarea efortului unitar în beton și armătură care este dat de relațiile (II.70) și (II.71).

b) Cazul cînd axa neutră cade în partea inferioară a arilor (fig. II-12) :

$$\frac{bp + b}{2} < x < bp_0 \quad (II.74)$$

Urmînd aceeași procedură de calcul și raționament s-a determinat pentru poziția axei neutre o ecuație de gradul trei de forma :

$$\begin{aligned}
 & x^3 - 3x^2(e' + a') + \frac{3}{hp} \left[b(h-2hp) \left(\frac{bp}{2} - e' - a' \right) + n_a(A_a \cdot e - A'_a \cdot e') \right] x + \\
 & + \frac{3}{hp} \left[\frac{1}{2}(h-2hp) \left(\frac{bp}{2} + b \right) (e' + a' - \frac{hp}{2} - \frac{b}{6}) + n_a(A'_a \cdot e' \cdot a' - A_a \cdot e \cdot bp_0) \right] = 0 \quad (II.75)
 \end{aligned}$$

Efortul unitar în stadiul II în beton și armătură este dat

de :

$$\sigma_{bx} = \frac{N^n}{n_a \cdot A_a' \frac{x-a'}{x} - n_a \cdot A_a \frac{b p_0 - x}{x} + h p_0 \cdot n + b \frac{2x - b p_0}{2x} (h - 2h_p)} \quad (\text{II.76})$$

și

$$\sigma_{ax} = n_a \cdot \sigma_{bx} \cdot \frac{b p_0 - x}{x} \quad (\text{II.77})$$

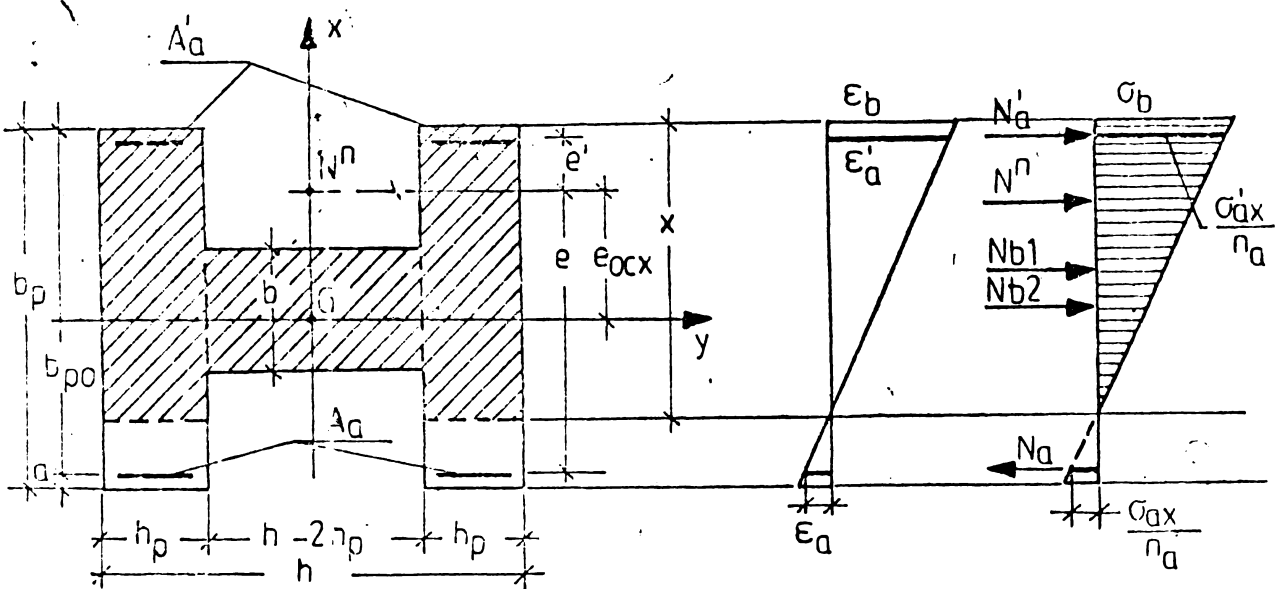


Fig. II-12

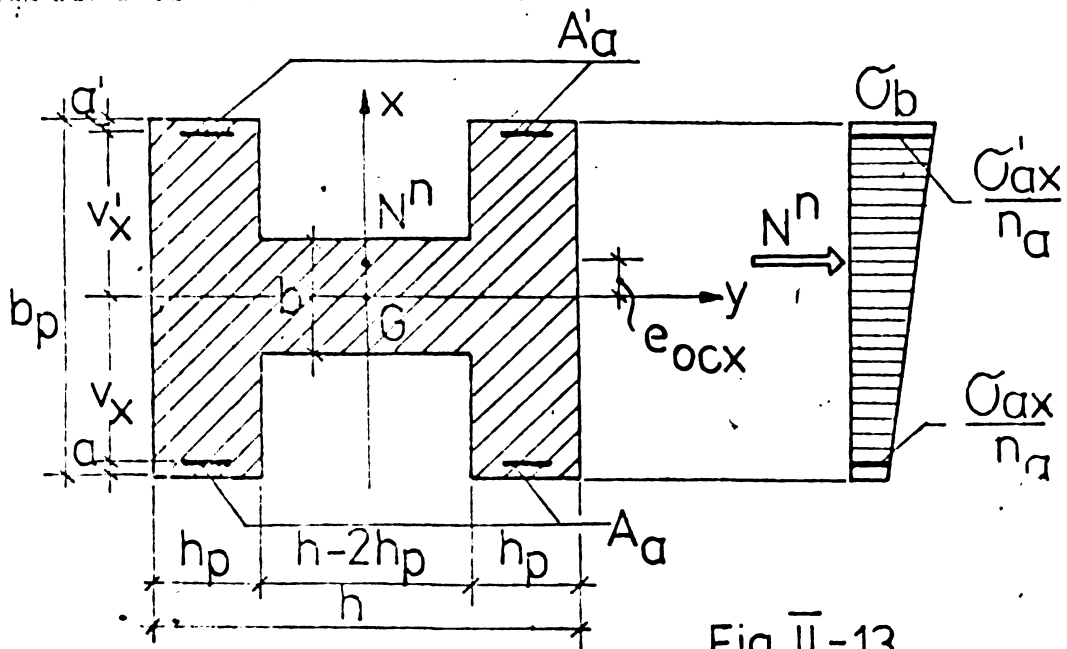


Fig. II-13

c) Cazul cînd axa neutră cade în partea inferioară a arilor, sub armătura mai puțin solicitată (fig.II-13) :

$$x > bp_0 \quad (II.78)$$

Secțiunea este solicitată la forța axială N , aplicată în sîmburele central al secțiunii, cu excentricitatea e_{ocx} față de centrul de greutate al secțiunii (la calculul căreia se ține seama și de armătură), rezultă că elementul este solicitat de momentul :

$$M = N e_{ocx} \quad (II.79)$$

Calculul eforturilor unitare în beton și armătură se face cu ajutorul ecuației lui Navier cînd cel puțin după o direcție avem compresiune excentrică cu mare excentricitate - după direcția y :

$$\sigma_{bx} = \frac{N^n}{A_{bi}} + \frac{N^n \cdot e_{ocx} \cdot V_x}{I_{biy}} \quad (II.80)$$

$$\sigma_{bx} = \frac{N^n}{A_{bi}} + \frac{N^n \cdot e_{ocx} \cdot V_x'}{I_{biy}} \quad (II.81)$$

unde : A_{bi} și I_{bi} sînt aria secțiunii momentului de inerție ideal :

$$A_{bi} = A_b + n(A_a + A_a') \quad (II.82)$$

$$I_{bi} = I_b + n \cdot A_a (V_x - a)^2 + n \cdot A_a' (V_x' - a')^2 \quad (II.83)$$

care pentru secțiunea dublu T devine :

$$I_{bi} = \frac{hp \cdot bp^3}{6} + \frac{(h-2hp) \cdot b^2}{12} + \left[bp \cdot h - (bp-b)(h-2hp) \right] \left(\frac{bp}{2} - V_x \right)^2 + n \cdot A_a (V_x - a)^2 + n \cdot A_a' (V_x' - a')^2 \quad (II.84)$$

În acest caz toată secțiunea este comprimată și valoarea efortului unitar în beton și armătură va fi :

$$\sigma_{bx} = \frac{N^n}{A_{bi}} + \frac{N^n \cdot e_{ocx} \cdot V_x}{I_{biy}} \quad (II.85)$$

$$\sigma_{ax} = n_e \cdot \sigma_{bx} \quad (\text{compresiune}) \quad (II.86)$$

2.3. Calculul efortului unitar în armătura din zona întinsă în stadiul II când forța excentrică N este așezată în planul y-y (σ_{ay})

2.3.1. Compresiune cu mare excentricitate $\xi \leq 0,6$

a) Cazul când axa neutră cade în inima secțiunii (fig. II-14) deci :

$$h_p < x < 0,6 h_0 \quad (II.87)$$

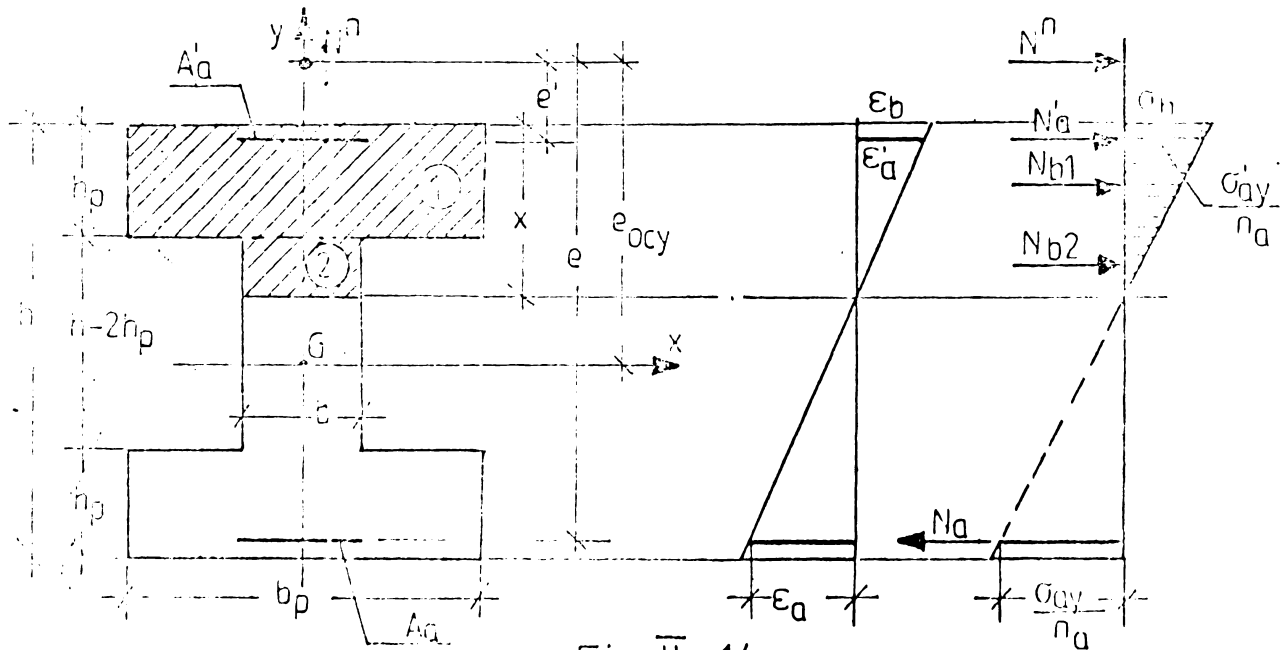


Fig. II-14

Urmand același raționament de calcul ca la paragraful 2.4.2.1, ecuația axei neutre este de forma :

$$\begin{aligned} x^3 + 3(e' - a')x^2 + \frac{6}{b} \left[n_a \cdot (A_a' \cdot e' + A_a \cdot e) + h_p \cdot b_p \left(e' - a' + \frac{h_p}{2} \right) + \right. \\ \left. + b \cdot h_p \left(e' - a' - \frac{h_p}{6} \right) \right] x + \frac{6}{b} \left[\frac{h_p^2 \cdot b}{2} \left(e' + \frac{2}{3} h_p - e' \right) - n_a (A_a' \cdot a' \cdot e' + A_a \cdot h_0 \cdot e) - \right. \\ \left. - \frac{b_p \cdot h_p^2}{2} \left(e' - a' + \frac{2h_p}{3} \right) \right] = 0 \end{aligned} \quad (II.88)$$

în care :

$$n_a = \frac{E_a}{E_b} \quad (II.89)$$

Cunoscând poziția axei neutre mărimea efortului unitar în stadiul II în beton se obține proiectând mărimea rezultatelor eforturilor interioare, pe direcția forței N :

$$\sigma_{by} = \frac{N^n}{n_a \cdot A_a \frac{x-a}{x} - n_a \cdot A_a \cdot \frac{h_0-x}{x} + b_p \cdot h_p \frac{2x-h_p}{2x} + \frac{b(x-h_p)^2}{2x}} \quad (\text{II.90})$$

În funcție de σ_b se deduce și efortul unitar în armătura din zona întinsă (din asemănare de triunghiuri în diagrama eforturilor unitare - fig.II.14) :

$$\sigma_{ay} = n_a \cdot \sigma_{by} \frac{h_0-x}{x} \quad (\text{II.91})$$

2.3.2. Compresiune cu mică excentricitate

Din punct de vedere al calculului se consideră compresiune cu mică excentricitate când este îndeplinită condiția :

$$\frac{e}{\xi} > 0.6 \quad (\text{II.92})$$

a) Cazul când axa neutră cade în inimă (fig.II-15) :

$$x_{max} < x < h-h_p \quad (\text{II.93})$$

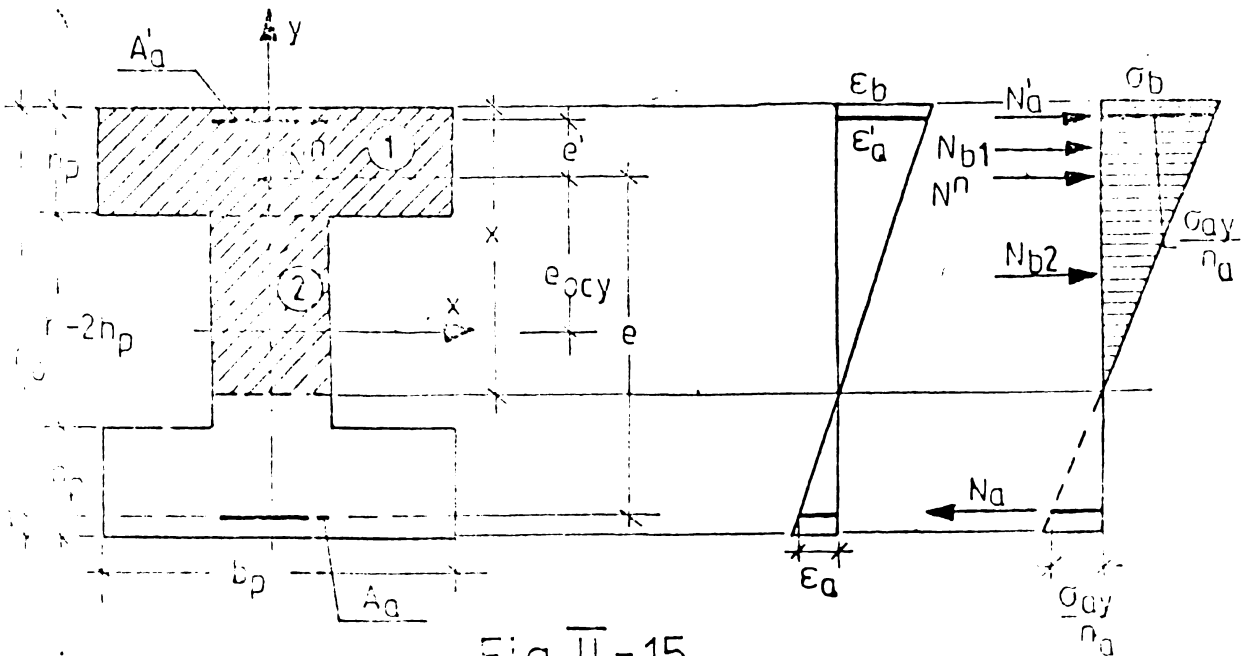


Fig. II - 15

Urmând același raționament de calcul, ecuația axei neutre are forma :

$$x^3 - 3(a' - e') - \frac{6}{b} \left[n_a (A_a' \cdot e' - A_a \cdot e) + b_p \cdot h_p \right] e' + a' - \frac{h_p}{2} - b \cdot h_p \left(e' - a' - \frac{h_p}{6} \right) x - \frac{6}{b} \left[n_a \cdot e \cdot h_0 - A_a' \cdot e' \cdot a' \right] - \frac{b_p \cdot h_p^2}{2} \left(a' - e' - \frac{2}{3} h_p \right) - \frac{b \cdot h_p^2}{2} \left(e' - a' + \frac{2}{3} h_p \right) = 0 \quad (II.94)$$

Efortul unitar în beton și armătură se determină cu formulele (II.90) și (II.91).

b) Cazul cînd axa neutră cade în placa inferioară pînă la armătura din zona întinsă (fig.II-16) :

condiția : $h - h_p < x < h - a$ (II.95)

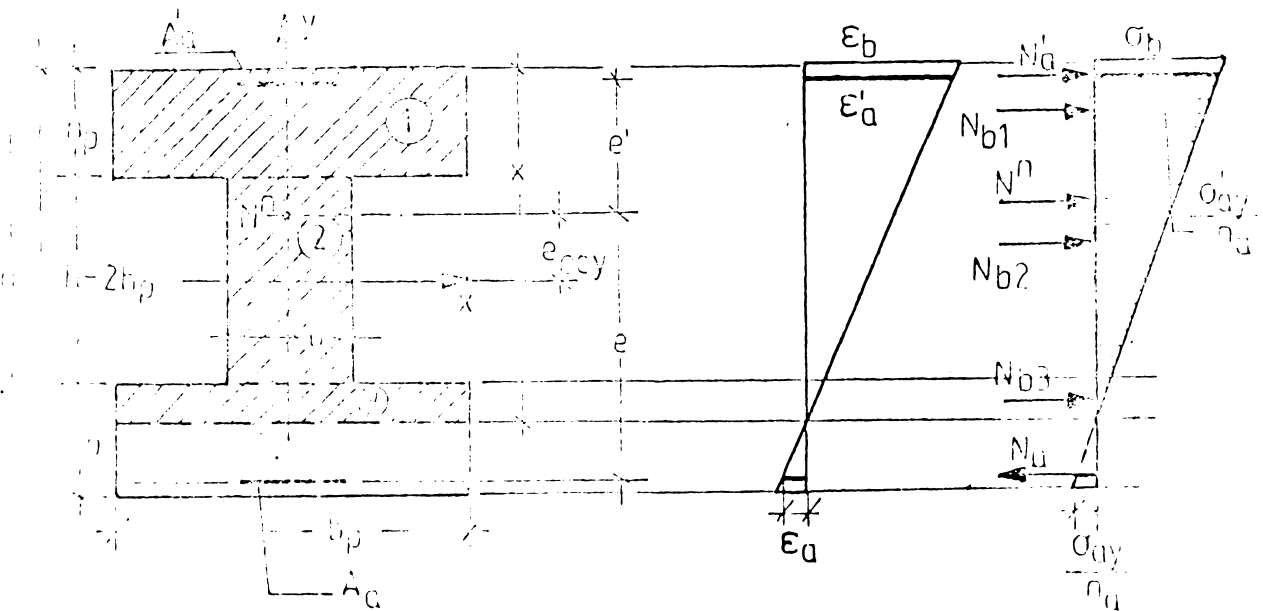


Fig. II-16

Ecuația axei neutre este de forma :

$$x^3 - 3x^2(e' + a') - \frac{6}{b_p} \left[n_a (A_a' \cdot e' - A_a \cdot e) + b_p \cdot h_p \left(e' + a' - \frac{h_p}{2} \right) \right] b \cdot e_{occy} - (h - 2h_p) + \frac{b_p}{2} (h_p - h) (h_p - h + 2e' + 2a') \right] x - \frac{6}{b_p} \left[n_a (A_a \cdot h_0 \cdot e - A_a' \cdot a' \cdot e') - b_p \cdot h_p^2 \cdot \left(\frac{e' + a'}{2} - \frac{h_p}{3} \right) - b(h - 2h_p)(h_p - h) e_{occy} - \frac{b(h - 2h_p)^2}{2} \left(e' + a' - \frac{h}{3} \right) + \frac{b_p}{2} (h_p - h)^2 \right] = 0$$

$$\left[\frac{2}{3} hp - \frac{2}{3} h + e' + a' \right] = 0 \quad (\text{II.95})$$

Efortul unitar în stadiul II în beton și armătură va fi :

$$\sigma_{by} = \frac{N^n}{n_a A_a \frac{x-a'}{x} - n_a A_a \frac{h_0-x}{x} + \frac{bhp}{2} \frac{2x-hp}{x} + \frac{b}{2x} (h-2hp)(2x-h) + \frac{bp}{2x} (x-h+hp)^2} \quad (\text{II.97})$$

și

$$\sigma_{ay} = n_a \cdot \sigma_{by} \cdot \frac{h_0 - x}{x} \quad (\text{II.98})$$

c) Cazul, cînd axa neutră cade sub armătura de la aripa inferioară a secțiunii (fig.II-17) :

condiția : $x > h_0$ (II.99)

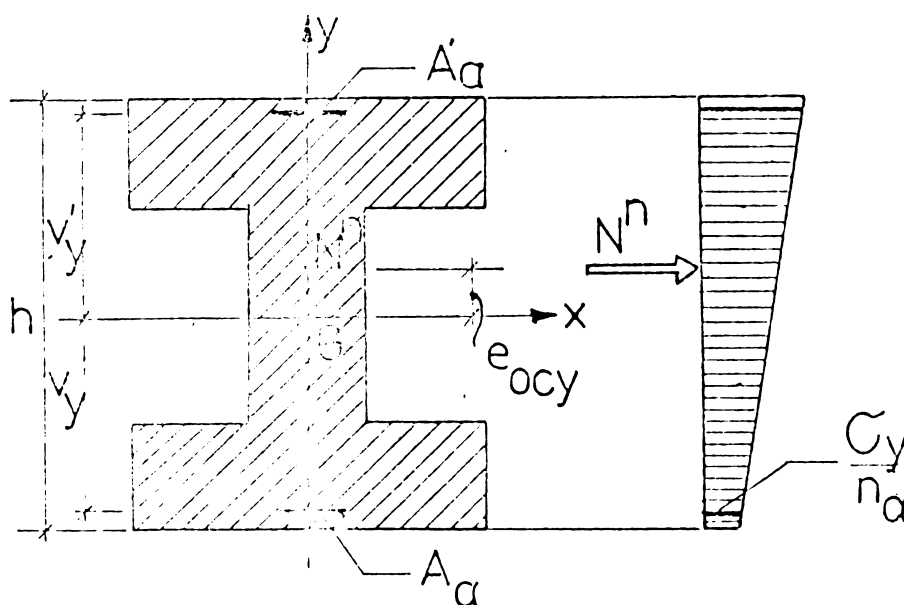


Fig. II-17

În acest caz întreaga secțiune este comprimată și urmărind calculul de la paragraful 2.2.2,c, se determină valoarea efortului unitar în beton și armătură :

$$\sigma_{by} = \frac{N^n}{A_{bi}} + \frac{N^n \cdot e_{ocy} \cdot V_y}{I_{bix}} \quad (\text{II.100})$$

și

$$\sigma_{ay} = n \cdot \sigma_{by} \quad (\text{compresiune}) \quad (\text{II.101})$$

2.4. Calculul efortului unitar în stadiul II în armătura mai puțin comprimată, când forța N este așezată cu excentricitatea minimă e_a pe direcția laturii lungi a secțiunii

Elementul lucrînd în stadiul elastic, valoarea efortului unitar de compresiune la nivelul armăturii mai puțin comprimate se poate determina cu ajutorul relației, cînd excentricitatea forței este cel puțin după o direcție, excentricitatea mare după direcția x-x :

$$\sigma_{bc} = \frac{N^1}{A_{bi}} + \frac{N^1 \cdot e_a \cdot V_y}{I_{bix}} \quad (\text{II.102})$$

iar valoarea efortului unitar de compresiune în armătură cînd forța N este așezată cu excentricitatea minimă (e_a) după direcția laturii lungi a secțiunii :

$$\sigma_{ac} = n_a \cdot \sigma_{bc} \quad (\text{II.103})$$

3. Calculul distanței dintre fisuri

3.1. Formulă de calcul a distanței dintre fisuri la elemente de beton armat supuse la compresiune excentrică oblică

La elementele de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică, normele noastre prevăd calculul la starea limită de deschidere a fisurilor folosind relațiile stabilite pentru încoviere.

Atît la starea limită de apariție a fisurilor cît și la starea limită de deschidere a fisurilor, acest calcul este necesar să fie făcut pentru elementele solicitate excentric oblic, dacă cel puțin după o direcție avem cazul mării excentricități, deoarece la mica excentricitate fisurile se produc la o treaptă apropiată de cea de rupere, deci nu pun în pericol exploatarea normală a construcției.

Considerăm o secțiune de beton armat (dublu T) solicitată excentric oblic de o forță normală N care produce un moment constant (fără efort de tăiere) în fig.II-13 se prezintă repartiția eforturilor în două secțiuni : I nefisurată și II fisurată.

Efortul unitar în armătură în dreptul fisurii σ_a^{II} este redus la valoarea sa limită σ_a^I prin eforturi de aderență τ_a pe o anu-

mită distanță λ_f de la fisură. Aceasta este secțiunea potențială pentru o nouă fisură.

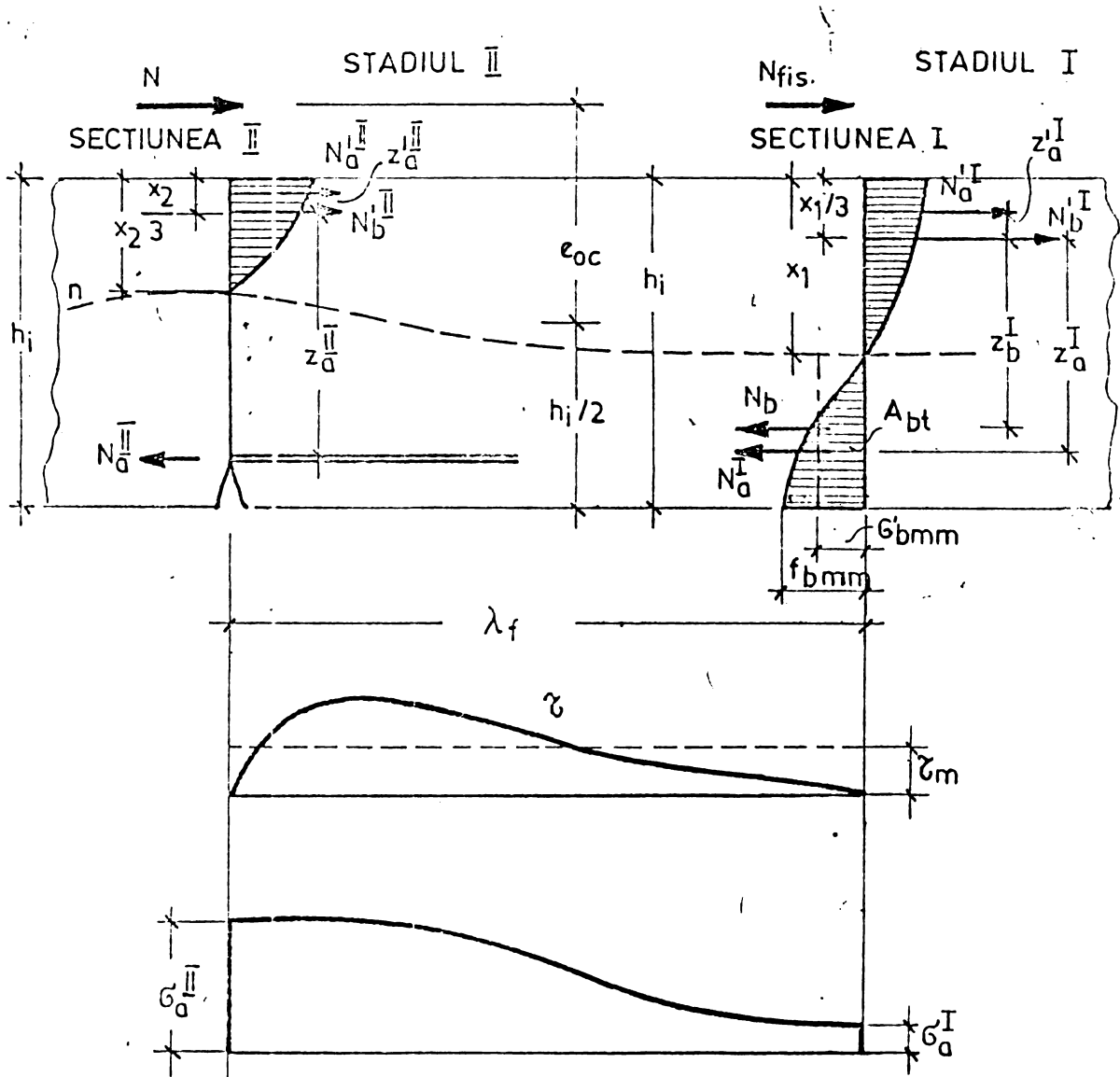


Fig. II.18

3.6

In relație cu fig.II-18 se introduc următoarele notații :

- N_b' = efort de compresiune în beton;
- N_b = efort de întindere în beton;
- N_a = efort de întindere în armătura întinsă A_a ;
- N_a' = efort de compresiune în armătura A_a' ;
- z = brațul de pârghie al eforturilor interioare;

- λ_f = distanța medie între două fisuri potențiale;
 A_{bt} = aria zonei întinse de beton în betonul nefisurat (stadiul Ia);
 A_a = aria de armătură;
 R_t = rezistența medie a betonului întins la încovoiere;
 σ_{bm} = efortul mediu de întindere a betonului din încovoiere;
 σ_a^{II} = efortul în oțel în secțiunea nefisurată - stadiul Ia;
 σ_a^{II} = efortul în oțel în secțiunea cu fisură după apariția fisurii dat de momentul de fisurare M_f ;
 ζ_m = efortul mediu de aderență;
 u = perimetrul unei bare de armătură;
 h_1 = înălțimea secțiunii de beton h , perpendicular pe direcția înclinată a axei neutre.

Este foarte dificil să se determine repartiția exactă a eforturilor de aderență între două fisuri și se va folosi noțiunea de efort unitar de aderență mediu ζ_m care poate fi determinat relativ ușor pentru diferite calități de betoane și suprafețe de armătură (netede sau cu înaltă aderență).

Se va exprima condiția de echilibru a forțelor interioare în două secțiuni I și II, admitând că momentul exterior M dat de forța excentrică oblică rămâne constant, putând astfel scrie următoarele relații :

$$\text{Stadiul Ia : } N_f = N_a^I + N_b^I - N_b^I - N_a^I \quad (\text{II.104})$$

$$\text{Stadiul II : } N = N_a^{II} + N_b^{II} - N_a^{II} \quad (\text{II.105})$$

Ecuații de moment a rezultantei eforturilor interioare și exterioare în raport cu rezultanta eforturilor de compresiune din beton (N_b^I) în stadiul Ia (secțiunea nefisurată) și stadiul II (secțiune cu fisură) :

$$\text{Stadiul Ia : } N_a^I \cdot z_a + N_b^I \cdot z_b + N_a^I \cdot z_a = M_f \quad (\text{II.106})$$

$$\text{dar : } M_f = N_f \cdot \left(e_{00} - \frac{h_1}{2} + \frac{x_1}{3} \right) \quad (\text{II.107})$$

$$N_a^I = A_a \cdot \sigma_a^I ; N_b^I = A_{bt} \cdot \sigma_{bm}^I ; N_a^I = A_a \cdot \sigma_a^I$$

Inlocuind relațiile (II.107) în (II.106) rezultă :

$$N_f(e_{oc} - \frac{h_1}{2} + \frac{x_1}{3}) = A_a \cdot \sigma_a^I \cdot Z_a^I + A_{bt} \cdot \sigma_{bm}^I \cdot Z_b^I + A_a \cdot \sigma_a^I \cdot Z_a^I \quad (II.106')$$

Stadiul II :

$$M = N_a^{II} \cdot Z_a^{II} + N_a^{'II} \cdot Z_a^{'II} \quad (II.108)$$

dar :

$$M = N(e_{oc} - h_1/2 + x_2/3)$$

$$N_a^{II} = A_a \cdot \sigma_a^{II} ; \quad N_a^{'II} = A_a \cdot \sigma_a^{'II} \quad (II.109)$$

Ținând seama de relațiile (II.109), valoarea momentului M se poate exprima :

$$N(e_{oc} - \frac{h_1}{2} + \frac{x_2}{3}) = A_a \cdot \sigma_a^{II} \cdot Z_a^{II} + A_a \cdot \sigma_a^{'II} \cdot Z_a^{'II} \quad (II.108')$$

Diferența dintre rezultanta eforturilor preluate de armătură în dreptul fisurii (secțiunea II, fig.II-18) în stadiul II, N_a^{II} și rezultanta eforturilor preluate de armătură în dreptul secțiunii I, nefisurate, în stadiul Ia, N_a^I ; deci $N_a^{II} - N_a^I$ este transmisă betonului prin eforturi unitare de aderență ζ , pe lungimea λ_f , distanța dintre cele două fisuri :

$$N_a^{II} - N_a^I = \sum u \cdot \lambda_f \cdot \zeta_m \quad (II.110)$$

sau

$$A_a \sigma_a^{II} - \sum u \cdot \lambda_f \zeta_m = A_a \cdot \sigma_a^I \quad (II.110')$$

Admițind că momentul exterior dat de forța excentrică oblică, este constant și ținând seama de relațiile (II.106'), (II.108') și (II.110) se poate scrie că :

$$A_a \cdot \sigma_a^{II} \cdot Z_a^{II} + A_a \cdot \sigma_a^{'II} \cdot Z_a^{'II} = A_a \cdot \sigma_a^I \cdot Z_a^I - \sum u \cdot \lambda_f \zeta_m Z_a^I + A_{bt} \cdot \sigma_{bm}^I \cdot Z_b^I + A_a \cdot \sigma_a^I \cdot Z_a^I \quad (II.111)$$

Pentru simplificarea calculelor, se poate admite cu suficientă aproximație că :

$$Z_a^{II} = Z_a^I ; \quad Z_a^{'II} = Z_a^{'I} \quad (\text{fig.II-18})$$

deci :

$$\sum u \cdot \lambda_f \cdot \zeta_m \cdot Z_a^I = A_{bt} \cdot \sigma_{bm}^I \cdot Z_b^I - A_a \cdot Z_a^I (\sigma_a^I - \sigma_a^{II}) \quad (II.112)$$

Rusch /87/ a arătat prin lucrările sale de fotoelasticitate că zona întinsă efectivă de beton între două fisuri se modifică cu fiecare nouă fisură. La începutul fisurării, pînă cînd fisurile sînt încă foarte depărtate unele de altele, eforturile de întindere în beton sînt repartizate linear în secțiunea pînă la axa neutră.

Cu avansarea fisurării, această zonă se deformează pînă să sfîrșească, în faza de fisurare stabilizată (St.II) prin concentrarea în jurul armăturii, iar partea superioară a zonei teoretice întinse de beton (de sub axa neutră) nu lucrează la întindere. De asemenea, înălțimea zonei întinse de beton între două fisuri în faza de fisurare avansată, după prof. Favre /30/ se prezintă ca în fig.II-19.

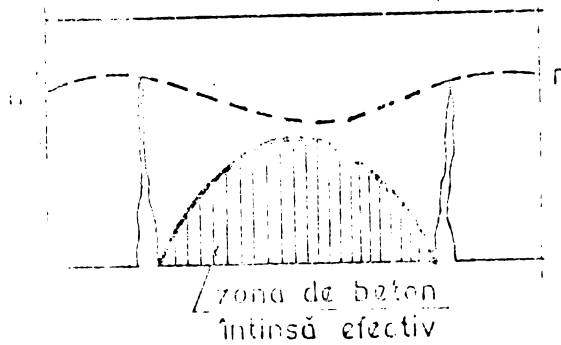


Fig. II-19 Înălțimea zonei întinse efectivă între două fisuri

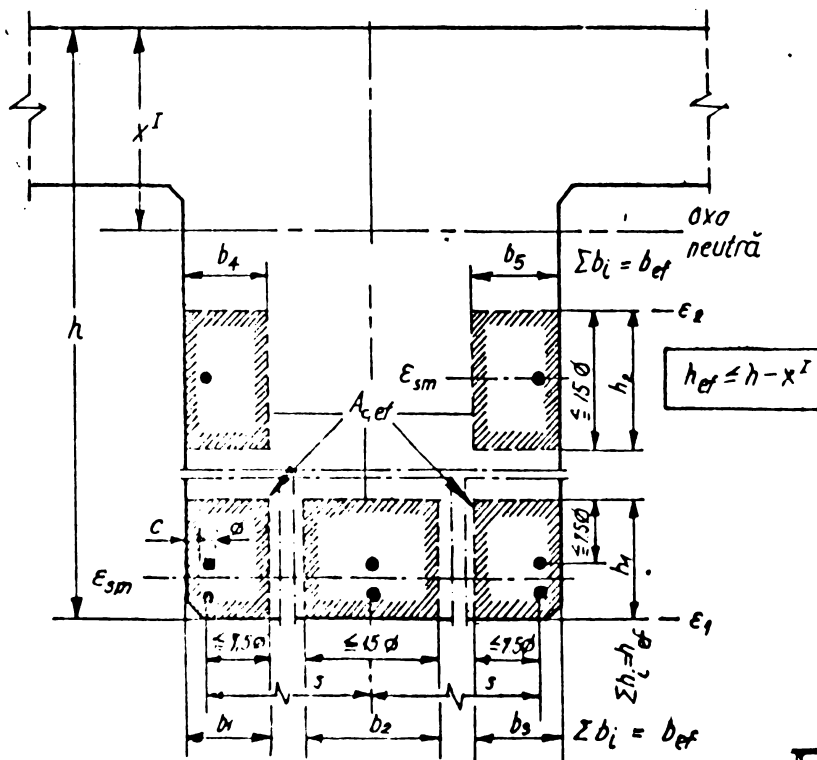
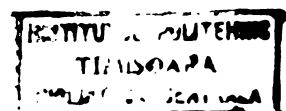


Fig II-20



Code-Modèle CEB-FIP propune ca zona întinsă de beton efectivă conform fig.II-20 numai secțiunea numită "secțiune de înglobare" $A_{c,ef}$ reprezintă aria secțiunii drepte a zonei întinse de beton, unde barele de armătură pot efectiv influența deschiderea fisurilor :

$$A_{c,ef} = b_{ef} \cdot h_{ef} \quad (II.113)$$

cu limitarea $h_{ef} \leq h - x^I$

unde : h - înălțimea secțiunii;

h^I - distanța de la axa neutră în raport cu fibra extremă comprimată în stadiul I.

Introducându-se următorii factori :

$$A_{bt} = K_0 \cdot A_{c,ef} \quad \text{unde} \quad K_0 = \frac{A_{bt}}{A_{c,ef}} > 1$$

$$\sigma'_{bm} = K_t \cdot \bar{R}_t \quad \text{unde} \quad K_t = \frac{\sigma'_{bm}}{\bar{R}_t} \quad (II.114)$$

$$z_b = K_z \cdot z_a^I \quad \text{unde} \quad K_z = \frac{z_b}{z_a^I} < 1$$

$$z_a^{\prime I} = K_{za} \cdot z_a^I \quad \text{unde} \quad K_{za} = \frac{z_a^{\prime I}}{z_a^I} < 1$$

$$A'_a = K_a \cdot A_a \quad \text{unde} \quad K_a = \frac{A'_a}{A_a}$$

Suma perimetrelor armăturilor se poate înlocui cu :

$$\sum u = n \cdot \pi \cdot d = \frac{4 \cdot A_a}{d} \quad (II.115)$$

și notînd :

$$\sigma_a^{\prime II} - \sigma_a^{\prime I} = \Delta \sigma_a \quad (II.116)$$

relația (II.112) devine țînînd seama de notațiile (II.104) la (II.116):

$$\lambda_f = \frac{K_0 \cdot K_t \cdot K_z}{4} \cdot \frac{\bar{R}_t}{z_m} \cdot \frac{A_{c,ef}}{A_a} d - K_a \cdot K_{za} \cdot d \frac{\Delta \sigma_a}{4 z_m} \quad (II.117)$$

Notînd cu :

$$\mu_t = \frac{A_s}{A_{o,ef}} \quad \text{reprezintă coeficientul de ordonare al zonei de beton întins;} \quad (\text{II.118})$$

$$K_1 = \frac{R_t}{\sigma_{bm}} \quad \text{raport ce caracterizează calitatea aderenței barelor. În urma studiilor efectuate, (în literatura de specialitate) s-a constatat că variază puțin în funcție de diferite tipuri de betoane, și numai de oțelul folosit.} \quad (\text{II.119})$$

$$K_2 = \frac{K_o \cdot K_z \cdot K_t}{4} \quad \text{coeficient ce reprezintă influența formei diagramei de eforturi.} \quad (\text{II.120})$$

În stadiul actual al cunoștințelor, se admite că :

$$K_o \cdot K_z = 1,0 \text{ ceea ce permite să se admită } K_2 = K_t/4.$$

Conform Code-Modelle CEB-FIP :

$$K_1 = 0,4 \text{ pentru bare de înaltă aderență;}$$

$$K_1 = 0,8 \text{ pentru bare lise.}$$

Pentru solicitări excentrice care au forma diagramei de eforturi trapezoidală pentru coeficientul K_2 se propune de Code-Modelle /106/ :

$$K_2 = 0,25 \frac{\epsilon_1 + \epsilon_2}{2\epsilon_1} \quad (\text{II.121})$$

unde : ϵ_1 și ϵ_2 sînt deforțațiile specifice ale betonului calculate în secțiunea fisurată (stadiul II) la nivelurile precizate în fig.II-20.

În urma prelucrării datelor experimentale rezultă pentru :

$$K_2 = 0,2 \quad (\text{II.122})$$

pentru elemente de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică.

Așa cum se vede din tabelul V.5 cap. V, valorile lui K_2 calculate cu formula (II.121) se concentrează în jurul valorii de 0,2, motiv pentru care se propune această valoare, ceea ce ușurează calculul distanței medii între fisuri λ_f .

În relația (II.117) termenul $K_o \cdot K_z \cdot d \frac{\Delta \sigma'_a}{4 \sigma_{bm}}$ este funcție de mărimea excentricității forței normale prin intermediul lui $\Delta \sigma'_a$ (variația efortului unitar normal în armătura comprimată din stadiul Ia în stadiul II) care este dependent de mărimea poziției axei neutre înclinată, deci acest termen se poate înlocui printr-o funcție de $\bar{\epsilon}_{o0}$

$f(\bar{e}_{00})$, care reprezintă o distanță, dependentă de mărimea excentricității oblice, care se scade din mărimea distanței dintre fisuri determinată ca pentru încovoiere pură.

Deci, relația (II.117), ținând seama de notațiile (II.118) la (II.121), devine :

$$\lambda_f = K_1 K_2 \frac{d}{\mu_t} - f(\bar{e}_{00}) \quad (II.117')$$

Dar, pentru ca armătura să poată transmite întinderea betonului printr-o difuzie de traiectorii de eforturi de întindere (fig. II-21) este necesar de o anumită distanță minimă conform principiului lui St. Venant.

Această distanță depinde de înglobarea armăturii în beton (C)

După CEB.-FIP, această lungime corectivă ține seama de distanța minimă în funcție de înglobarea armăturii și este egală cu :

$$2\left(c + \frac{s}{10}\right) \quad (II.123)$$

c - înglobarea armăturii (fig. II.2);

s - distanța între armături :
dacă $s > 15d$ se va considera $s=15d$ în formula (II.123).

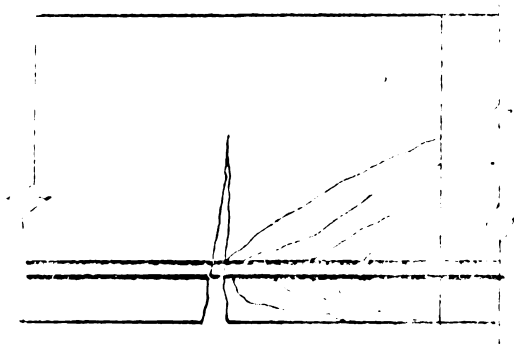


Fig. II.21 Traiectoriile eforturilor de întindere.

Această lungime corectivă, ține seama de comportarea reală a elementelor, și se adună la valoarea distanței medii dintre fisuri λ_f demonstrată teoretic în ecuația (II.117) care devine :

$$\lambda_f = 2\left(c - \frac{s}{10}\right) + K_1 K_2 \frac{d}{\mu_t} - f(\bar{e}_{00}) \quad (II.117'')$$

Primii doi termeni sînt propuși și de normele /106/ și /110/ pentru calculul distanței medii dintre fisuri la elemente de beton armat întinse sau încovoiate. Prezentele norme însă nu prevăd o formulă de calcul a lui λ_f pentru compresiune excentrică oblică, care prin prezența excentrică a forței de compresiune normală N reduce distanța medie dintre fisuri, așa cum rezultă și din demonstrația realizată în relațiile (II.1047 la (II.112) și fig.II-18 exprimată prin $f(\bar{e}_{00})$

pnă la valoarea relativă a excentricității $\bar{e}_{00} = 3,0$.

2.3.2. Influența forței excentrice oblice asupra distanței dintre fisuri

Intrucît deformațiile betonului sînt variabile datorită poziției axei neutre, funcție de aceste deformații fisurarea elementelor de beton armat solicitate excentric oblic este diferită de cea a elementelor încovoiate. La încovoierea pură, poziția axei neutre depinde numai de procentul de armare, calitatea betonului și a armăturii, pe cînd la compresiunea excentrică după două direcții, poziția axei neutre depinde și de mărimea excentricității relative a forței normale N . Deformațiile betonului și ale armăturii, corespunzător poziției axei neutre, sînt variabile funcție de această excentricitate.

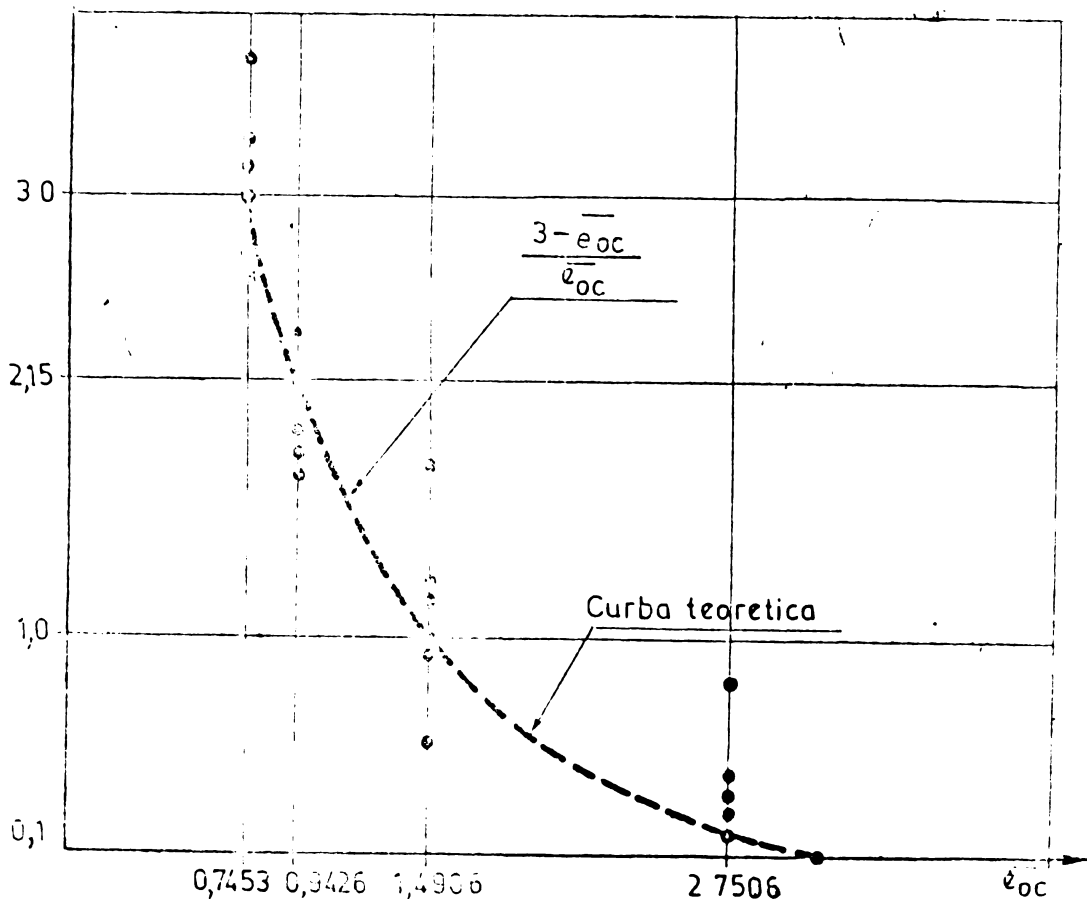


Fig. II-22

Zona comprimată crește odată cu scăderea excentricității și este întotdeauna mai mare decât la încovoierea pură.

Fisurarea zonei întinse de beton se face similar cu a elementelor supuse la încovoiere dar, poziția axei neutre depinde nu numai de calitatea betonului și procentul de armare, efortul în armătura întinsă ci și de excentricitatea forței normale. Distanța dintre fisuri crește odată cu creșterea excentricității, iar când excentricitatea relativă $\bar{e}_{00} \gtrsim 3$, elementele de beton armat sollicitate la compresiune excentrică oblică se comportă ca și cele supuse încovoierii, efectul excentricității fiind practic nul.

Acest fenomen rezultă și din curba experimentală din fig. II-22, care indică variația lui "l" (diferența între valorile medii ale distanței dintre fisuri măsurate experimental și cele determinate teoretic conform /106/ ca la elementele încovoiate) în funcție de \bar{e}_{00} .

$$l = \lambda_{f, \text{exp}} - \lambda_{f, \text{teoretic}}$$

Conform relației (II.117") :

$$l = \lambda_{f, \text{exp}} - 2\left(c + \frac{s}{10}\right) - K_1 K_2 \frac{d}{\mu_t} \quad (\text{II.124})$$

"l" reprezintă de fapt $f(\bar{e}_{00})$ din formula (II.117") propusă de autor pentru distanța medie dintre fisuri.

În cadrul programului experimental au fost încercate 24 stâlpi de secțiune dublu T sollicitați la compresiune excentrică oblică cu excentricitățile relative :

- $\bar{e}_{00} = 0,7453$ (6 stâlpi);
- $\bar{e}_{00} = 0,9426$ (6 stâlpi);
- $\bar{e}_{00} = 1,4906$ (6 stâlpi);
- $\bar{e}_{00} = 2,7506$ (6 stâlpi);

pentru care s-au măsurat distanțele dintre fisuri ($\lambda_{f, \text{exp}}$). În tabelul V.3 cap. V s-au calculat valorile teoretice ale acestor distanțe ($\lambda_{f, \text{teoretic}}$) iar în fig. II-22 sînt reprezentate valorile "l" ($\lambda_{f, \text{exp}} - \lambda_{f, \text{teoretic}}$) în funcție de excentricitățile relative \bar{e}_{00} , care indică influența mărimii excentricității relative în determinarea distanței dintre fisuri. Cu cît excentricitățile sînt mai mici, cu atît diferențele între $\lambda_{f, \text{exp}}$ și $\lambda_{f, \text{teoretic}}$ sînt mai mari. Aceste diferențe scad cînd \bar{e}_{00} crește, dar distanțele dintre fisuri se apropie de cele determinate pentru elementele supuse încovoierii

pure. Această concluzie confirmă cele susținute în lucrările /66/, / /, referitoare însă la compresiune excentrică după o singură direcție.

În urma unui studiu analitic și a observațiilor experimentale, curba după care variază $l = f(\bar{e}_{oc})$ este de forma :

$$f(\bar{e}_{oc}) = \frac{3 - \bar{e}_{oc}}{\bar{e}_{oc}} \quad (II.125)$$

Curba satisface mulțimea punctelor

2.3.3. Distanța dintre fisuri

Ca urmare a celor explicate mai sus, mărimea lui λ_f este dată de formula :

$$\lambda_f = 2\left(e + \frac{a}{10}\right) + K_1 K_2 \frac{d}{\mu_t} - \frac{3,0 - \bar{e}_{oc}}{\bar{e}_{oc}} \quad (II.126)$$

și reprezintă distanța medie dintre fisuri pentru elemente de beton armat supuse compresiunii excentrice oblice, unde parametrii care intervin în formulă au semnificațiile din paragraful 2.3.1 iar excentricitatea relativă \bar{e}_{oc} :

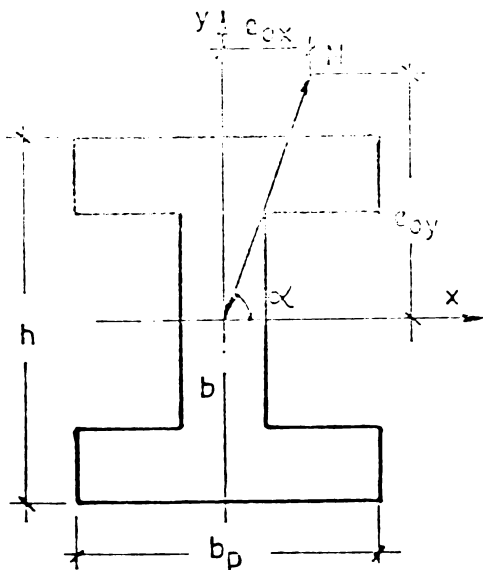


Fig. II-23

$$e_{oc} = \sqrt{e_{ocx}^2 + e_{ocy}^2}$$

$$\bar{e}_{oc} = e_{oc} \cdot \text{ctg } \alpha / h$$

$$\alpha = \frac{e_{ocx}}{e_{ocy}}$$

Pentru elemente de beton armate cu bare netede și cu procente obișnuite de armare, de secțiune dublu T, supuse la compresiune excentrică oblică, forma de calcul pentru distanța medie dintre fisuri este :

$$\lambda_f = 2\left(e + \frac{a}{10}\right) + 0,16 \frac{d}{\mu_t} - \frac{3,0 - \bar{e}_{oc}}{\bar{e}_{oc}} \quad (II.127)$$

ținând seama că :

$K_1 = 0,8$ bare netede (Code Model);

$K_2 = 0,2$ conform programului experimental al studiului prezent (coeficient ce ține seama de diagrama de eforturi).

În tabelul V.3 cap. V sînt calculate distanțele dintre fisuri cu formula propusă (II.126).

Formulele (II.126) și (II.127) care dau mărimea distanței medii dintre fisuri la elemente de beton armat supuse la compresiuni excentrice oblice, sînt valabile pentru excentricitatea relativă $\bar{e}_{oc} \leq 3,0$. Peste această valoare a excentricității relative, elementele de beton armat se vor calcula ca și elemente de beton armat solicitate la încovoiere. Calculul distanței dintre fisuri se va face conform normelor /106/, /110/ care dau formule de calcul pentru încovoiere.

2.4. Mărimea medie a deschiderii fisurilor

Dacă nu există nici o legătură între beton și armătură în elementul fisurat, deschiderea unei fisuri este :

$$\Delta_f = \lambda_f \cdot \epsilon_a \quad (\text{II.128})$$

unde ϵ_a este lungimea relativă a armăturii.

Dar betonul dintre două fisuri lucrează la întindere mai mult sau mai puțin solidar cu armătura, și deci alungirea armăturii în acest stadiu nu este ϵ_a ci redusă cu o anumită valoare $\Delta\epsilon_a$.

Deci în calcul se poate lucra cu o deformație specifică medie a oțelului :

$$\epsilon_{a,m} = \epsilon_a - \Delta\epsilon_a \quad (\text{II.129})$$

Rostasy /86/ și Rao /83/, pe baza încercărilor, acceptă o reducere a efortului unitar în armătură în secțiunea cu fisură după apariția fisurii (σ_a^{II}) după o lege hiperbolică în funcție de efortul unitar în oțel σ_a , de forma :

$$\Delta\epsilon_a = \max. \Delta\epsilon_a \cdot \frac{\sigma_a}{\sigma_a^{II}} \quad (\text{II.130})$$

$$\max. \Delta\epsilon_a = \epsilon_{ar} - \epsilon_b = \frac{\sigma_a}{E_a}$$

ϵ_{ar} = deformația specifică a armăturii fără a ține seama de conlucrarea cu betonul dintre fisuri;

ϵ_b = deformația specifică a betonului la întindere.

Dacă se neglijează ϵ_b care este mic în raport cu ϵ_{ar} :

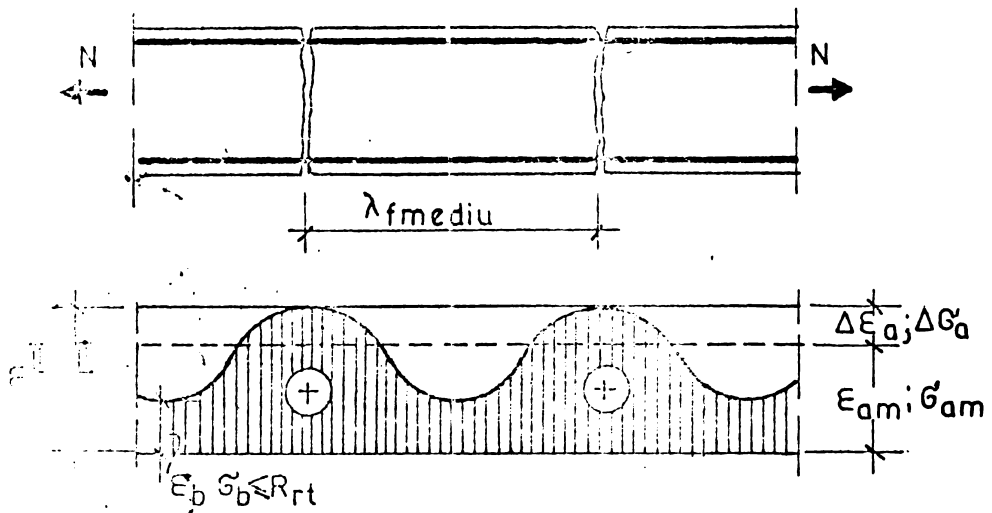


Fig. II-24 Repartizarea alungirii ϵ_a respectiv a eforturilor σ_a între două fisuri

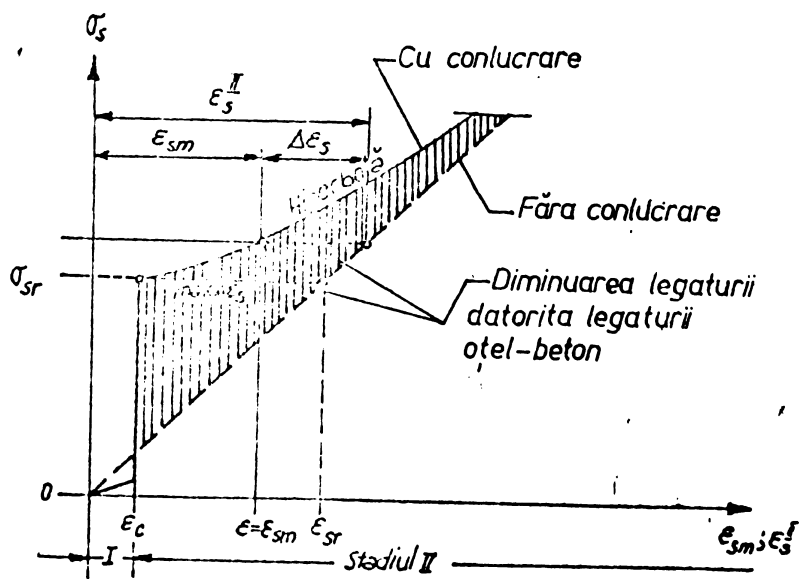


Fig II-25

$$\Delta \varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E_a} \cdot \frac{\sigma_a}{\sigma_{aII}} = \varepsilon_a \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aII}} \right)^2$$

$$\varepsilon_{am} = \varepsilon_a - \varepsilon_a \frac{\sigma_a^2}{\sigma_{aII}^2} = \varepsilon_a \left[1 - \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aII}} \right)^2 \right]$$

Code Modelle CMB-FIP propune doi coeficienți β_1 și β_2 care să țină seama de conlucrarea betonului întins dintre fisuri :

$$\varepsilon_{am} = \varepsilon_a \left[1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aII}} \right)^2 \right]$$

β_1 = ține seama de aderența barelor;

β_2 = caracteristicile încărcărilor și durata lor.

ε_{am} este limită de normele /106/ la :

$$\varepsilon_{am} \leq 0,4 \frac{\sigma_a}{E_a}$$

astfel formula finală pentru valoarea lui ε_{am} devine :

$$\varepsilon_{am} = \frac{\sigma_a}{E_a} \left[1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aII}} \right)^2 \right]$$

CAP. III.

CONTRIBUTII PRIVIND CONFORMAREA UNOR METODE DE CALCUL DIN DIFERITE NORME LA CALCULUL DISTANTEI SI DESCHIDERII FISURILOR LA COMPRESIUNE EXCENTRICA OBLICA LA ELEMENTE DE BETON ARMAT DE SECTIUNE DUBLU T

In procesul fisurării elementelor de beton armat, cu procente obișnuite de armare se pot considera ca distincte două stări limită :

- a) formarea sau apariția fisurilor este stadiul în care, sub combinația de acțiuni considerată, întinderea unei fibre specifice este egală sau mai mare puțin decât rezistența la întindere a betonului; ori, acesta este caracterizat prin începutul formării fisurării;
- b) deschiderea limită a fisurilor este stadiul unde, sub acțiunile considerate, deschiderea caracteristică a fisurilor calculată nu depășește o valoare dată.

Calculul elementelor de beton armat la fisurare se face de regulă numai la starea limită de deschidere a fisurilor considerându-se că formarea sau apariția lor se poate produce înainte de aplicarea sarcinilor exterioare ca urmare a contracției, variațiilor de temperatură sau alte cauze.

Calculul la starea limită de deschidere a fisurilor se face sub acțiunea încărcărilor de exploatare într-o grupare fundamentală.

Mărimea deschiderii fisurilor este funcție de numărul fisurilor pe unitatea de lungime a elementului, deci funcție în primul rând de distanța dintre fisuri. La elementele de beton armat distanța dintre fisuri și mărimea deschiderii fisurilor depind de un număr mare de parametri ca :

- procentul de armare;
- diametrul armăturii de rezistență;
- natura suprafeței armăturii;
- valoarea efortului unitar din armătură;
- modul de acționare al sarcinii (dinamic sau static);
- numărul rândurilor de bare pe care este dispusă armătura;
- distanța dintre bare și grosimea stratului de acoperire;
- poziția de betonare (orizontală sau verticală);
- calitatea betonului.

Dintre acești parametrii unii pot fi prinși în calculul distanței dintre fisuri și a mărimii deschiderii fisurilor iar efectul altora este exprimat explicit, în funcție de diferitele norme de calcul internaționale.

În prezentul capitol se vor conforma cinci metode de calcul, din diferite norme, referitoare la calculul distanței și deschiderii fisurilor la elemente de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică, care ridică probleme datorită formei secțiunii de beton și a solicitării complexe, la care este supusă. Nici una din normele prezente nu se referă la o astfel de solicitare și deci nu explică modul de calcul al mărimilor necesare formulelor de calcul date pentru distanța medie și deschiderea medie a fisurilor.

1. Normele CEB-FIP

1.1. Distanța dintre fisuri

Potrivit acestor norme, după "stabilizarea fisurilor", distanța medie finală între fisuri în zona de înglobare este dată de relația (III.1).

Prin "fisuri stabilizate" se înțelege stadiul în care numărul de fisuri precum și distanța dintre ele nu se mai schimbă la o scădere a solicitărilor.

$$s_{fm} = 2\left(c + \frac{s}{10}\right) + K_1 K_2 \frac{\phi}{\rho_r} \quad (\text{III.1})$$

unde : c = acoperirea cu beton a armăturii (fig.III-1);

s = distanța între axele barelor de armătură : dacă $s > 15\phi$ în formula (III.1). s se va introduce $s = 15\phi$;

ϕ = diametrul barelor de armătură;

K_1 = coeficient caracterizând calitățile de aderență a barelor: $k_1 = 0,4$ pentru bare de înaltă aderență,
 $K_2 = 0,8$ pentru bare lise;

K_2 = coeficient reprezentând influența formei diagramei de eforturi care se va lua :

- diagramă triunghiulară



$K_2 = 0,125$ pentru solicitarea de încovoiere;

$$\rho_r = A_s / A_{c,ef} \quad (\text{III.2})$$

unde : A_s = aria de armătură conținută în secțiunea de înglobare $A_{c,ef}$ (fig.III-1);

$A_{c,ef}$ = aria secțiunii drepte a zonei de înglobare a betonului, unde barele de armătură pot efectiv influența deschiderea fisurilor (fig.III-1).

$$A_{c,ef} = b_{ef} \cdot h_{ef} \quad (\text{III.3})$$

Se pune condiția ca aria zonei de înglobare $A_{c,ef}$ să fie limitată superior de aria zonei întinse de beton " A_{bt} ", și în cazul în care $A_{c,ef} > A_{bt}$ se va lua în calcul valoarea lui A_{bt} (st.Ia).

Pentru o solicitare simplă (întindere, încovoiere pură) și secțiuni de beton armat dreptunghiulare, relațiile propuse de Code-Modèle /106/ sînt explicite și nu ridică probleme. Situația este mai delicată în cazul secțiunii de beton armat dublu T solicitată la compresiune excentrică oblică, deoarece poziția axei neutre este înclinată față de axele de inerție principale ceea ce complică determinarea următorilor parametri :

K_2 - coeficient ce reprezintă influența formei diagramei de eforturi în stadiul II prin intermediul deformațiilor specifice ale betonului ϵ_1, ϵ_2 , ceea ce implică cunoașterea poziției înclinate a axei neutre în stadiul II, a cărei determinare nu este tratată de literatura de specialitate;

A_{bt} - aria zonei întinse de beton în stadiul Ia care limitează superior aria zonei de înglobare $A_{c,ef}$ care se determină conform relațiilor date de normele CEB-FIP /106/. Pentru a determina A_{bt} este necesar să se determine poziția înclinată a axei neutre în stadiul Ia.

Motiv pentru care în prezentul studiu se prezintă soluții de rezolvare pentru determinarea poziției axei neutre înclinate în stadiul Ia (x_1) și formula de calcul a ariei zonei întinse de beton A_{bt} (cap.II).

De asemenea, influența coeficientului K_2 în mărimea distanței medii dintre fisuri s_{fm} se poate realiza conform următorului raționament :

a) se determină poziția axei neutre x_2 în stadiul II (fig. III-2) necesară calculului deformațiilor în beton ϵ_1, ϵ_2 la nivelurile indicate în fig.III-2.

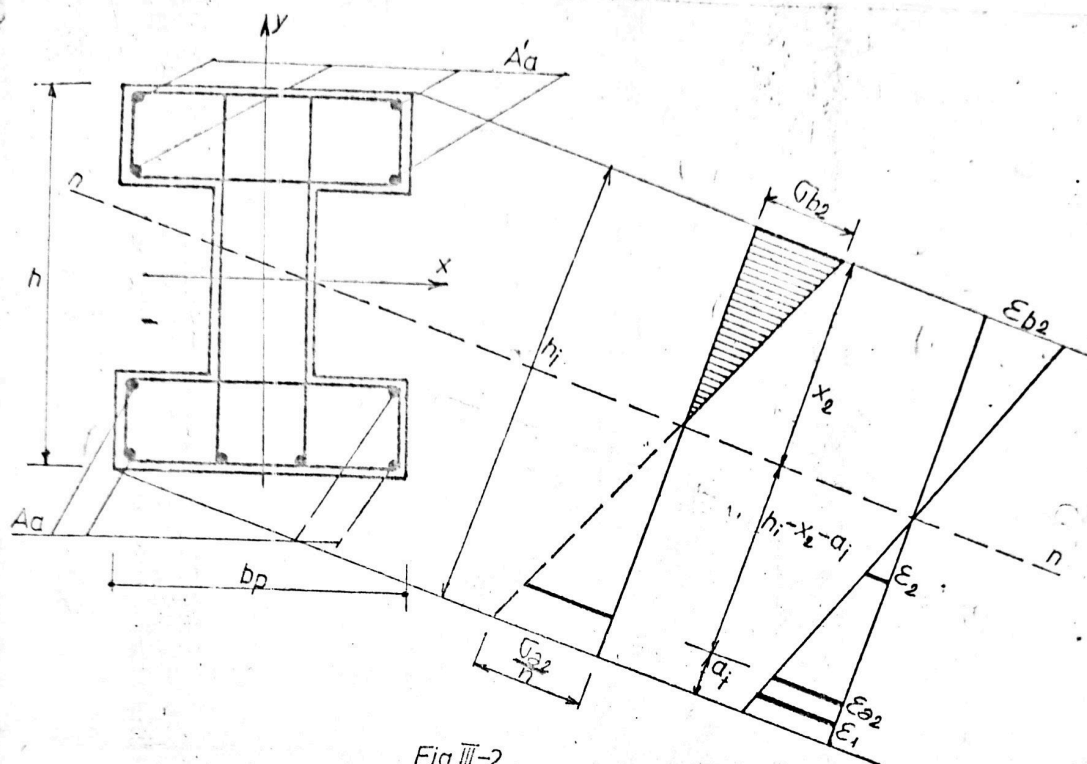


Fig. III-2

Pentru determinarea poziției axei neutre înclinate x_2 în stadiul II se admite ipoteza că în acest stadiu axa neutră va rămâne paralelă cu axa neutră determinată pentru un corp elastic și omogen, implicit cu axa neutră în stadiul Ia (x_1) deci, înălțimea înclinată a secțiunii h_1 se menține aceeași cu înălțimea înclinată determinată în stadiul Ia.

De obicei, axa neutră x_2 se stabilește inițial pentru a putea determina eforturile unitare σ_{a2} în armătura întinsă și σ_{b2} în betonul comprimat în cazul comprimării excentrice oblice, acest lucru nu este posibil, deoarece secțiunea de beton este supusă acțiunii excentrice a forței normale N după două direcții ortogonale $x-x$ și $y-y$, simultan, motiv pentru care în prezenta lucrare se propune determinarea eforturilor unitare normale în armătura întinsă σ_{a2} în betonul comprimat σ_{b2} fără determinarea poziției axei neutre x_2 înclinate, conform cap. II, paragraful 2.

Cunoscând valorile lui σ_{b2} și σ_{a2} și acceptând comportarea elastică a betonului comprimat, din asemănarea de triunghiuri (fig. III-2a), putem scrie :

$$\frac{\sigma_{b2}}{x_2} = \frac{\sigma_{a2}/n}{h_1 - x_2 - a_1} \quad \text{sau} \quad \frac{\sigma_{b2}}{x_2} = \frac{\sigma_{a2}}{n(h_{o1} - x_2)} \quad (\text{III.4})$$

unde : n = coeficientul de echivalență între modul de deformație elasto-plastică a armăturii și betonului (E_a/E_b);

a_1 = distanța pe înclinat de la fibra întinsă pînă în centrul de greutate al armăturii A_a ;

h_{o1} = înălțimea întinsă a secțiunii transversale a elementului proiectată pe direcția perpendiculară a axei neutre înclinate;

rezultînd :

$$x_2 = \frac{\sigma_{b2}}{\left(\frac{\sigma_{a2}}{n} + \sigma_{b2}\right)} \cdot h_{o1} \quad (\text{III.5})$$

unde x_2 este mărimea poziției axei neutre înclinate în stadiul II (fig.III-2b).

Cunoscînd mărimile eforturilor unitare σ_{a2} și σ_{b2} precum și poziția înclinată a axei neutre, folosind ipoteza secțiunilor plane a lui Bernoulli și legea lui Hooke, se pot determina deformațiile specifice în betonul cel mai comprimat ϵ_{b2} și în armătura întinsă ϵ_{a2} . Din asemănări de triunghiuri (fig.III-2b) se calculează deformațiile specifice în beton ϵ_1 și ϵ_2 la nivelul precizat în fig. III-1, deci pentru calculul valorii coeficientului $K_2 = 0,25 \frac{\epsilon_1 + \epsilon_2}{2\epsilon_1}$ deci implicit și distanța medie dintre fisuri s_{fm} .

1.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor

Deschiderea caracteristică a fisurilor (W_K) în secțiunea de înglobare nu trebuie să depășească valoarea specifică de :

$$W_K = 1,7 W_m \quad \text{pentru acțiunile directe} \quad (\text{III.6})$$

W_m fiind deschiderea medie a fisurilor calculate pentru alungirea medie;

care se produce pe distanța s_{fm} dintre fisuri.

$$W_m = s_{fm} \cdot \epsilon_{sm} \quad (\text{III.7})$$

Deformația specifică medie a armăturii, ϵ_{sm} , situată în secțiunea de înglobare poate, ținînd cont de contribuția betonului întins, fi presupusă egală cu :

$$\epsilon_{sm} = \frac{\sigma_a}{E_s} \left[1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_{a2}}{\sigma_s} \right)^2 \right] + 0,4 \frac{\sigma_s}{E_s} \quad (\text{III.8})$$

unde : σ_g = este efortul unitar în armătură în dreptul unei secțiuni fisurate, sub combinația de încărcări considerată;

σ_{sr} = efortul unitar în armătură calculat în ipoteza unei secțiuni unde efortul maximal din beton tinde (secțiune nefisurată) să devină egal cu rezistența la întindere;

β_1 = coeficient caracterizînd calitățile de aderență ale barelor avînd expresia :

$$\beta_1 = \frac{1}{2,5 K_1} \quad (\text{III.9})$$

$K_1 = 0,4$ pentru bare cu profil periodic,

$K_2 = 0,8$ pentru bare lise;

β_2 = coeficient ce reprezintă influența duratei de aplicare sau repetare a încărcărilor;

β_2 are valorile :

$\beta_2 = 1,0$ pentru încărcări de scurtă durată, sau pentru prima încărcare,

$\beta_2 = 0,5$ pentru încărcări de lungă durată sau pentru un număr mare de cicluri de încărcare.

Normele CEB-FIP /106/ nu tratează modul de calcul pentru determinarea efortului unitar în armătura întinsă în stadiul Ia (notat în norme cu σ_{sr}) și în stadiul II (notat cu σ_g). La solicitarea de compresiune excentrică oblică necesară pentru calculul mărimii medii a fisurilor W_m , motiv pentru care prezenta lucrare propune soluții pentru determinarea acestor mărimi.

a) Calculul efortului unitar în armătura întinsă σ_{sr} în stadiul Ia

Pentru a determina eforturile unitare în armătura întinsă σ_{sr} trebuie stabilită mai întii poziția axei neutre x_1 a cărei determinare este mai delicată solicitarea de compresiune excentrică oblică (pentru secțiunea transversală de beton dublu T) deoarece este înclinată în raport cu axele de inerție principale ale secțiunii, ceea ce ne împiedică de a folosi metodele clasice de calcul. În cap.II paragraful 1.1.4, relația (II.54) ne dă mărimea axei neutre în stadiul Ia (x_1) și deci putem calcula valoarea efortului σ_{sr} în armătura întinsă, în ipoteza secțiunilor plane și a legii lui Hooke =

$$\sigma_{sr} = \varepsilon_{ai} \cdot E_a \quad (\text{III.10})$$

și conform relației (II.47) cap.II : $\varepsilon_a = \frac{h_1 - a_1 - x_1}{h_1 - x_1} \bar{\varepsilon}_t$

rezultă :

$$\sigma_{sr} = 2 \cdot n \cdot R_s \cdot \frac{h_1 - a_1 - x_1}{h_1 - x_1} \quad (\text{III.11})$$

unde h_1 și a_1 au semnificațiile din indicator.

b) Calculul efortului unitar în armătura întinsă σ_s în stadiul II

Se face conform cap.II paragraful 2, prin metoda propusă de autor, deoarece literatura de specialitate nu oferă soluții.

Astfel determinate eforturile unitare în armătură, se poate calcula mărimea medie a deschiderii fisurilor W_m . În capitolul V sînt prezentate prelucrările experimentale ale lui W_m pentru 24 stâlpi de secțiune dublu T supuși la compresiune excentrică oblică, și calculați conform normelor CEB-FIP și specificațiilor prezentului paragraf.

2. Normele CAER

2.1. Distanța dintre fisuri

Potrivit acestor norme distanța medie dintre fisuri " d_T " este dată de formula :

$$d_T = \beta_T \frac{F_{\sigma_p}}{S} \quad (\text{III.12})$$

unde β_T - coeficient în funcție de caracteristicile forței și condițiile de aderență ale armăturii;

F_{σ_p} - aria zonei întinse de beton în momentul formării fisurilor;

S - perimetrul armăturilor întinse.

Valoarea coeficientului β_T fiind dată în normele PC 119-74 în funcție de raportul u/d pentru compresiune și întindere centrică cu mică și mare excentricitate și în funcție de tipul de armătură (netedă sau periodică):

$$u = \frac{F_a}{bh_0} \quad - \text{coeficientul de armare ;} \quad (\text{III.13})$$

d - diametrul armăturii;

F_a - aria armăturii întinse;

pentru elemente cu armătura din zona întinsă de diferite diametre raportul μ/d are valoarea :

$$\frac{\mu}{d} = \frac{S}{4bh_0} \quad (\text{III.14})$$

Pentru secțiuni dreptunghiulare supuse la compresiune, întindere excentrică sau încovoiere simplă, determinarea parametrilor ce intervin în calculul distanței medii dintre fisuri (relația III.1) nu ridică probleme deoarece poziția axei neutre x_1 și deci a ariei F_{σ_p} , precum și coeficientul β_T se calculează cu formulele propuse de [107].

Pentru compresiune excentrică oblică (ceea ce înseamnă că forța normală N este excentrică și față de planul $x-x$ și $y-y$). La o secțiune dublu T (sau oarecare) normele PC 119-74 nu indică modalități de calcul al parametrilor ce intervin în relația (III.1). Calculul acestor mărimi este mai dificil deoarece solicitarea este complexă iar secțiunea de beton întinsă (F_{σ_p}) este o secțiune mai complicată grație înclinației axei neutre în raport cu axele de inerție principale. De asemenea, coeficientul β_T nu ține seama de influența excentricității relative \bar{e}_{00} a forței normale N , care nu poate fi neglijată în calculul distanței medii dintre fisuri τ .

Pentru calculul ariei zonei întinse de beton F_{σ_p} în stadiul Ia, în capitolul II paragraful 1.1.2 a prezentului studiu se expune modalitatea de calcul a acestei mărimi notată cu A_{bt} care ține seama de influența excentrică a forței normale N (poziția înclinată a axei neutre x_1) de plasticizarea betonului întins, de prezența forțelor de fisurare la compresiune care micșorează mărimea zonei întinse de beton.

Deci pentru calculul lui F_{σ_p} din relația (III.1) se folosește metoda de calcul propusă în prezentul studiu, în capitolul II paragraful 1.1.2.

Coeficientul β_T este o mărime variabilă dependentă de procentul de armare $\mu\%$, de diametrul barelor, de grosimea stratului de acoperire a armăturii, de natura suprafeței armăturii (netedă sau cu profil periodic), de a căror prezență ține seama normele CAER, dar pentru solicitarea de compresiune excentrică oblică, coeficientul β_T este dependent și de mărimea excentricității relative \bar{e}_{00} a forței normale N .

Valoarea coeficientului β_T s-a determinat, în urma unui calcul statistic al valorilor experimentale, în funcție de raportul μ/d care s-a înlocuit cu $S/4A_{bo}$ (S - perimetrul armăturilor întinse, A_{bo} - aria utilă de beton) și de excentricitatea relativă \bar{e}_{00} a forței normale N , al cărui mod de calcul este arătat în paragraful 2.1.1, cap.III.

S-a obținut următoarea relație pentru calculul coeficientului β_T , valabilă numai pentru armătura OB (netedă) :

$$\beta_T = 0,4 + 3 \frac{\mu}{d} \left(4 + \frac{1}{\bar{e}_{00}} \right)$$

2.1.1. Determinarea coeficientului β_T prin metoda statistică

În relația (lui β_T) similară cu relația dată de normele /107/ și /109/, distanța medie dintre fisuri este direct proporțională cu coeficientul β_T . De aceea la determinarea valorilor lui β_T s-au folosit rezultatele măsurărilor experimentale a distanței dintre fisuri efectuate la încercarea a celor 24 stâlpi de secțiune dublu T cuprinși în programul experimental al contractului de cercetare și colaborare cu I.C.C.P.D.C. /111/.

Plecând de la studiul statistic al rezultatelor experimentale, s-a determinat o corelație între distanța dintre fisuri β_T și factorii principali care influențează această distanță, cum ar fi :

- diametrul armăturii;
- procentul de armare;
- excentricitatea relativă a forței;
- modul de armare, etc.

Studiul statistic al distanței dintre fisuri s-a făcut luând în considerare media rezultatelor experimentale date în relevele fisurilor (fig.V.16-35), pentru încărcarea de exploatare.

Pentru elementele de beton armat supuse la încovoiere simplă, pe baza studiilor și cercetărilor efectuate pînă în prezent există părerea unanimă că, pe lîngă alți factori, distanța dintre fisuri (sub sarcina de exploatare) depinde în mare măsură de raportul d/μ și de natura suprafeței armăturii. Spre deosebire de elementele de beton armat supuse la încovoiere, în baza observațiilor experimentale, în lucrarea /66/, distanța dintre fisuri mai depinde și de excentricitatea forței normale (\bar{e}_0). În cazul compresiunii ex-

centrice oblice (forța N este excentrică după ambele planuri, e_{ox} și e_{oy}) vom ține seama și de influența mărimii excentricității relative \bar{e}_{oo} la determinarea coeficientului β_T (fig.III-3) pe lângă raportul d/μ .

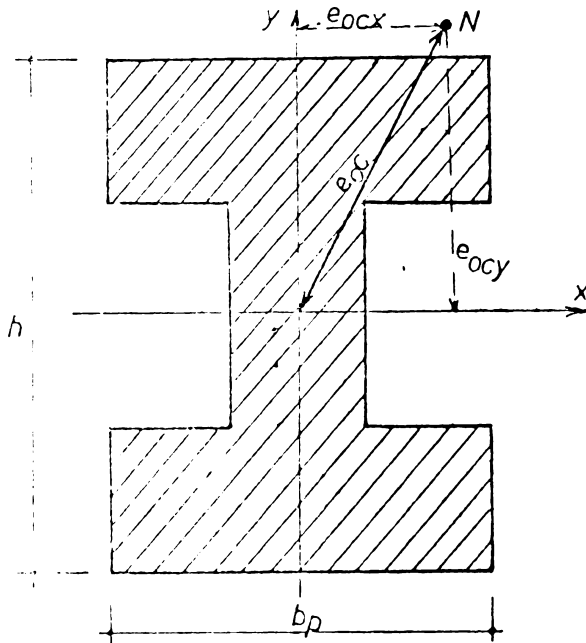


Fig. III-3

unde :

$$\bar{e}_{oo} = e_{oo} \cdot \text{ctg } \alpha / h \quad (\text{III.15})$$

$$\text{ctg } \alpha = \frac{\bar{e}_{oo} x}{e_{oo} y} \quad (\text{III.16})$$

$$e_{oo} = \sqrt{e_{oocx}^2 + e_{oocy}^2} \quad (\text{III.17})$$

Plecînd de la aceste observații, s-a stabilit o corelație de forma :

$$\beta_T = f\left(\frac{4A_{bo}}{S}; \bar{e}_{oo}\right) \quad (\text{III.18})$$

care pune în evidență intensitatea influenței comune a factorilor d/μ ($4A_{bo}/S$) și

\bar{e}_{oo} asupra distanței dintre fire, date prin valoarea coeficienților ecuației de regresie :

$$\beta_T = a_0 + a_1 \frac{4 A_{bo}}{S} + a_2 \cdot \bar{e}_{oo} \quad (\text{III.19})$$

Raportul $4A_{bo}/S$ înlocuit raportul d/μ deoarece diametrele armăturilor sînt diferite. În lucrarea /77/ se propune pentru elementele încovoiate de secțiuni dreptunghiulară înlocuirea raportului d/μ , pentru armături cu diametre diferite, cu $(4bh_0)/(ZT d)$ (bh_0 este aria secțiunii de beton). În cazul compresiunii excentrice oblice, la secțiuni transversale dublu T, aria secțiunii de beton nu poate fi exprimată prin bh_0 , (axa neutră este înclinată) motiv pentru care s-a notat secțiunea de beton utilă cu A_{bo} (zona hașurată) care se calculează astfel :

- se determină înclinația axei neutre prin tăieturi (x_n, y_n)
- se determină centrul de greutate al armăturilor A_a (CG_a);
- prin centrul de greutate CG_a se duce o paralelă la direcția axei neutre (x) care delimitează aria A_{bo} (zona hașurată fig.III+4) ce se calculează ușor, descompunându-se în figuri geometrice simple.

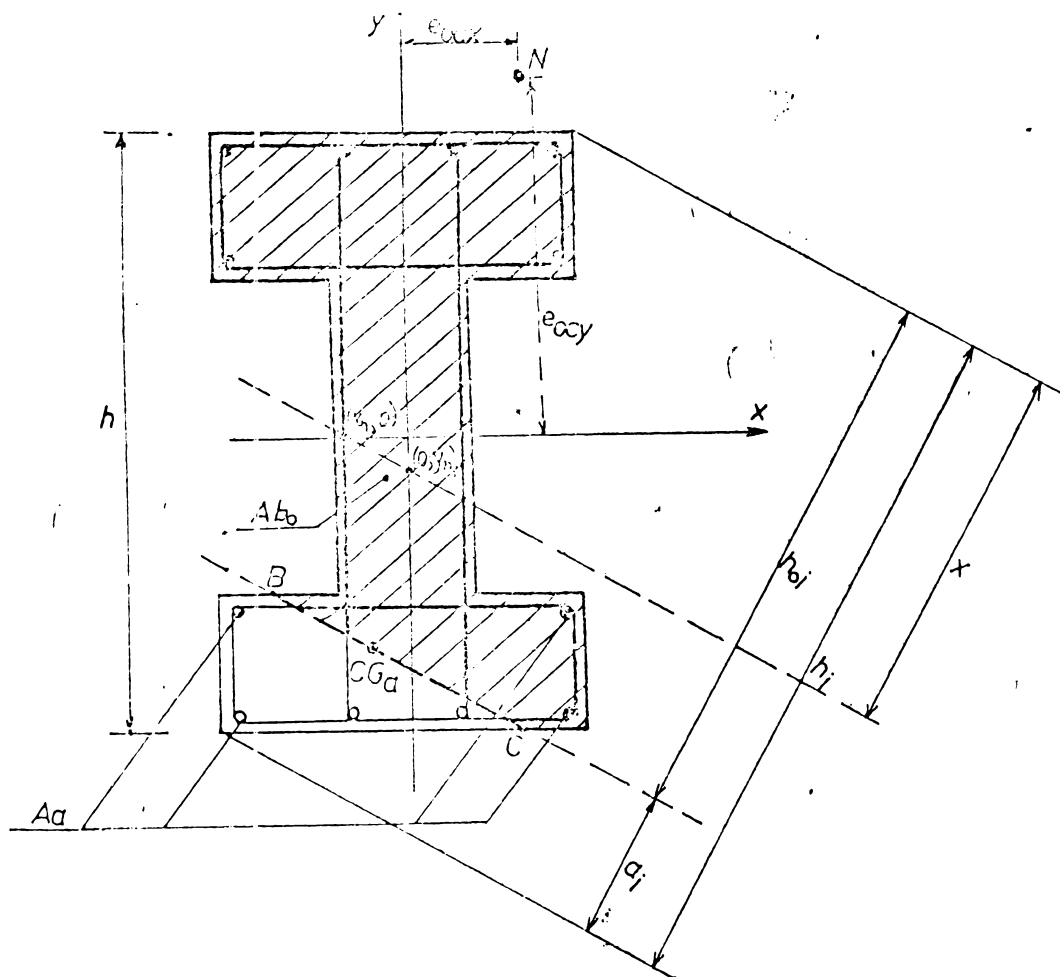


Fig. III-4

Revenind la ecuație de regresie (III.19), corelația multiplă trebuie să fie liniară. In acest scop, este necesar ca distribuția parțială f_T și distribuțiile bidimensionale $f_T = f\left(\frac{4A_{b_0}}{S}\right)$ și $f_T = f(\bar{\sigma}_{00})$ să fie normale.

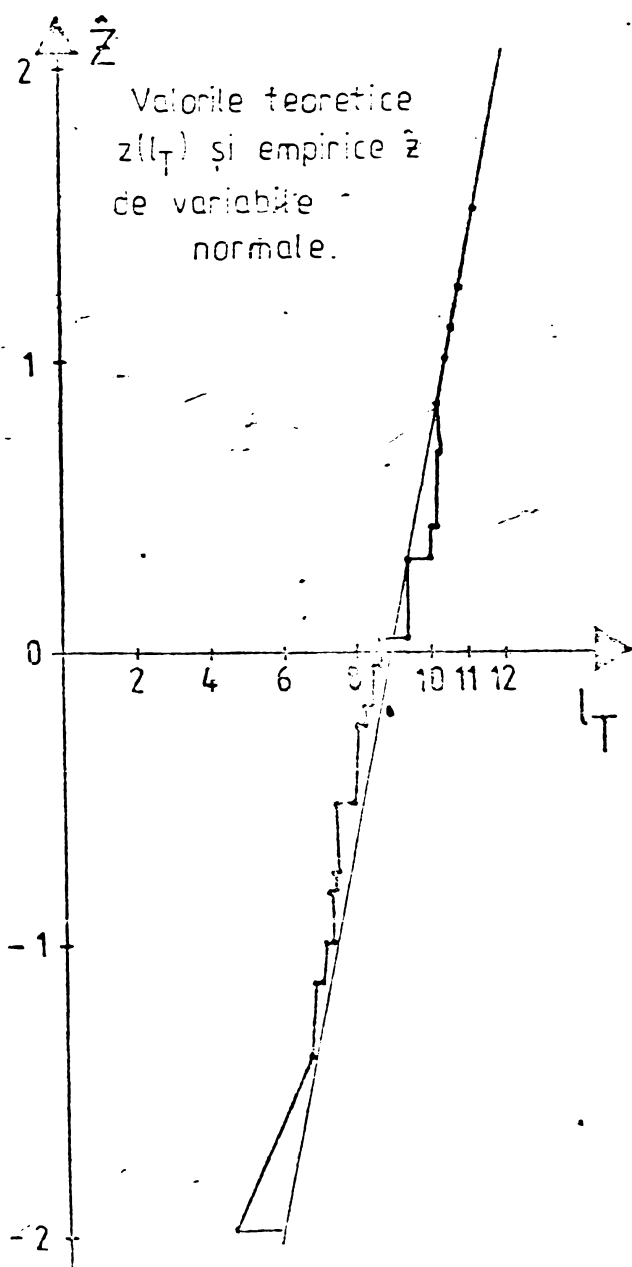
2.1.1.1. Verificarea normalității distribuției parțiale a distanței dintre fisuri f_T

S-a făcut aplicînd metoda diagramei /27/, /82/ și a abaterilor normale, folosind procedeul arătat în lucrarea /98/.

Metoda diagramei

In fig.III-5 sînt arătate comparativ distribuția valorilor experimentale ale variabilei nenormate $z(f_T)$ cu cele a distribuției valorilor teoretice normale $z(f_T)$ calculate în tabelul III-1.

Linia punctată din fig.III-5 reprezintă distribuția valorilor normale z_1 și fiind apropiată de linia dreaptă care reprezintă dis-



tribuiția valorilor teoretice normate z , așa întit se poate presupune că distanța între fisuri se distribuie aproximativ normal.

În tabelul III-1, sînt calculate funcție de frecvență $f(z_i)$ și funcție de distribuție $F(z_i)$ care are valoarea :

$$F(z_i) = \frac{i - 0,5}{n} \quad (\text{III.20})$$

corespunzătoare valorilor teoretice normate z_i determinată cu ajutorul tabelului VI. pag. 820 / 82 / prin intermediul funcției $\Phi(z_i)$ în care "i" este numărul de ordine al valorilor crescătoare L_T și "n" numărul de probe. Dacă distribuția valorilor teoretice este normală, atunci $z(L_T)$ este o funcție liniară deci:

$$z_i = \frac{L_{Ti} - \bar{L}_T}{\sigma_{L_T}} \quad (\text{III.21})$$

Valorile empirice ale variabilei nenormate z_i (reprezentată în fig. III-5 printr-o curbă în trepte) s-au determinat cu ajutorul tabelii funcției de distribuție (tabel V. pag. 880 / 10 /)

$$f(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-z^2/2} \cdot dz \quad (\text{III.22})$$

corespunzător frecvențelor relative experimentale cumulate $F(z_i)$.

Admițînd că distanțele dintre fisuri se distribuie aproximativ normal, drept criteriu numeric de verificare a ipotezei normalității se poate folosi mărimea :

Tabelul III-1.

Verificarea normalității distanței dintre fisuri $l_{f.med.}$

$$F(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-z^2/2} .dz ; \quad F_{zi} = \frac{i-0,5}{n} ; \quad z = \frac{l_i - z_i}{\sigma_{zi}} ;$$

Indicativ stîlp	l_f cm	l_f^2 cm ²	$F_i =$ $= \frac{i-0,5}{n}$	$\Phi(2i) =$ $= F_i - 0,5$	z_i	$\frac{l_f - l_f}{\sigma_{l_f}} = z_i$
$s_1 - 2/2$	5,58	31,14	0,0227	-0,477	-2,00	-1,94
$s_3 - 3/2$	6,60	43,56	0,0681	-0,432	-1,49	-1,34
$s_1 - 1/1$	6,95	48,30	0,1136	-0,386	-1,21	-1,13
$s_3 - 4/1$	7,11	50,55	0,1590	-0,341	-1,00	-1,01
$s_3 - 3/1$	7,15	51,12	1,2045	-0,295	-0,82	-1,01
$s_1 - 2/1$	7,70	59,29	0,2500	-0,250	-0,68	-0,68
$s_3 - 2/2$	7,72	62,13	0,2954	-0,205	-0,54	-0,68
$s_3 - 4/2$	8,0	64,0	0,3405	-0,159	-0,41	-0,50
$s_3 - 1/1$	8,0	64,0	0,3863	-0,114	-0,29	-0,50
$s_3 - 2/1$	8,33	69,39	0,4318	-0,068	-0,17	-0,30
$s_2 - 3/1$	8,50	72,25	0,4772	-0,023	-0,06	-0,20
$s_2 - 4/2$	8,75	76,56	0,5227	0,023	0,06	-0,053
$s_2 - 2/1$	9,625	93,12	0,5681	0,068	0,17	0,47
$s_2 - 2/2$	9,625	93,12	0,6138	0,114	0,29	0,47
$s_2 - 3/2$	10,0	100,0	0,6590	0,159	0,41	0,69
$s_3 - 1/2$	10,11	102,2	0,7045	0,202	0,54	0,76
$s_1 - 3/1$	10,14	103,0	0,7500	0,250	0,68	0,77
$s_1 - 4/2$	10,16	103,22	0,7954	0,295	0,82	0,79
$s_1 - 1/2$	10,62	112,8	0,8409	0,341	1,00	1,067
$s_2 - 4/1$	10,75	115,6	0,8863	0,386	1,21	1,145
$s_1 - 3/2$	11,57	133,87	0,9318	0,432	1,49	1,63
$s_2 - 1/2$	12,0	144,0	0,9772	0,477	2,00	1,39

Tabelul III-1, (continuare)

$$z_i = \frac{1}{f(z_i)} \cdot \frac{\sqrt{[0,5+\Phi(z_i)][0,5-\Phi(z_i)]}}{n} = \frac{1}{f(z_i)} \cdot \frac{\sqrt{\Lambda}}{n}$$

Indicativ stflp	$ \hat{z}_i - z_i $	$\Phi(z_i)$	$\frac{\sqrt{\Lambda}}{n} =$ $\frac{[0,25 - \Phi^2(z_i)]}{n}$	$F(z_i)$	$\sigma_{\hat{z}_i}$	$z_i = \frac{ \hat{z}_i - z_i }{\sigma_{z_i}}$
$s_1 - 2/2$	0,06	-0,472	0,72	0,1074	0,670	0,0895
$s_3 - 3/2$	0,15	-0,412	0,35	0,158	0,220	0,677
$s_1 - 1/1$	0,06	-0,387	0,143	0,194	0,740	0,108
$s_3 - 4/1$	0,01	-0,343	0,165	0,237	0,697	0,143
$s_3 - 3/1$	0,19	-0,343	0,165	0,237	0,697	0,143
$s_1 - 2/1$	0,00	-0,252	0,196	0,3166	0,620	0,00
$s_3 - 2/2$	0,14	-0,252	0,196	0,3166	0,620	0,225
$s_3 - 4/2$	0,09	-0,191	0,210	0,349	0,600	0,015
$s_3 - 1/1$	0,21	-0,191	0,210	0,349	0,600	0,350
$s_3 - 2/1$	0,13	-0,118	0,220	0,381	0,633	0,205
$s_2 - 3/1$	0,14	-0,079	0,224	0,390	0,575	0,243
$s_2 - 4/2$	0,11	0,020	0,227	0,398	0,570	0,192
$s_2 - 2/1$	0,30	0,180	0,212	0,357	0,593	0,509
$s_2 - 2/2$	0,18	0,180	0,212	0,357	0,593	0,303
$s_2 - 3/2$	0,28	0,255	0,195	0,310	0,630	0,444
$s_3 - 1/2$	0,22	0,276	0,204	0,299	0,682	0,322
$s_1 - 3/1$	0,09	0,279	0,188	0,296	0,637	0,141
$s_1 - 4/2$	0,03	0,285	0,186	0,288	0,648	0,046
$s_1 - 1/2$	0,06	0,358	0,158	0,229	0,692	0,036
$s_2 - 4/1$	0,07	0,346	0,164	0,232	0,707	0,098
$s_1 - 3/2$	0,14	0,448	0,100	0,107	0,943	0,148
$s_2 - 1/2$	0,11	0,470	0,077	0,179	0,456	0,241

$$z = \frac{\hat{z}_i - z_i}{\sigma_{z_i}} \quad (\text{III.23})$$

reprezentînd diferența valorilor empirice \hat{z}_i și teoretice z_i raportată la abaterea medie pătratică :

$$\sigma_{z_i} = \frac{1}{f(z_i)} \cdot \frac{\sqrt{F(z_i)F(-z_i)}}{n} = \frac{1}{f(z_i)} \cdot \frac{\sqrt{[0,5 + \Phi(z_i)][0,5 - \Phi(z_i)]}}{n} \quad (\text{III.24})$$

ce trebuie să fie mai mică decît "z" dedus din tabelul XIII pag. 854 /82/ pentru un nivel de semnificație $q = 5\%$. Sau folosind "metoda abaterilor normale" se compară valoarea z_i din relația (III.21) calculată în tabelul III-1 în valoare absolută care este mai mică decît valorile $t(P;f)$ din tabelul distribuției Student pag.836 /82/ pentru probabilitatea $P = 97,5\%$ și numărul gradelor de libertate $f = n-1 = 21$ adică :

$$t(0,975; 21) = 1,73 .$$

Cu excepția a două probe experimentale, valorile z calculate sînt sub cele teoretice ceea ce rezultă cî distribuția valorilor distanței dintre fisuri este normală.

2.1.1.2. Verificarea normalității distribuției empirice bidimensionale

$$l_T = f \left(\frac{4A_{b0}}{S} \right)$$

$$l_T = f(\bar{e}_{00})$$

Pentru verificarea normalității bidimensionale, se ia drept criteriu compararea valorilor $\chi^2_{(1)}$ calculate pentru fiecare pereche de valori (l_T și $4A_{b0}/S$) precum și (l_T și \bar{e}_{00}), cu valorile corespunzătoare ale distribuției teoretice.♦

În tabelul III-2 și III-3 sînt calculate valorile $\chi^2_{(1)}$ pentru fiecare pereche de valori, unde :

$$\chi^2_{(1)} = \frac{1}{1-r^2} \frac{(x_1 - \bar{x})^2}{\sigma_x^2} + \frac{(l_{T1} - l_T)^2}{\sigma_{l_T}} - 2r \frac{(x_1 - \bar{x})}{\sigma_x} \cdot \frac{(l_{T1} - l_T)}{\sigma_{l_T}} \quad (\text{III.25})$$

unde : x_1 - este dat pentru cazul general ca variabilă independentă, în cazul de față reprezintă raportul $4A_{b0}/S$ sau \bar{e}_{00} ;

\bar{x} - este media aritmetică a variabilei x_1 dată de relația (III.26) :

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n} \quad (\text{III.26})$$

σ_x - reprezintă abaterea medie pătratică a variabilelor dependente, pentru cazul tratat abaterea medie pătratică a $(4A_{p0}/S)$ sau $(\bar{\sigma}_{00})$ dată de relația (III-27) :

$$\sigma_x = \sqrt{\frac{\sum (x_i - \bar{x})^2}{n-1}} \quad (\text{III.27})$$

In fig.III-6 și III-7 sînt reprezentate puncte avînd în

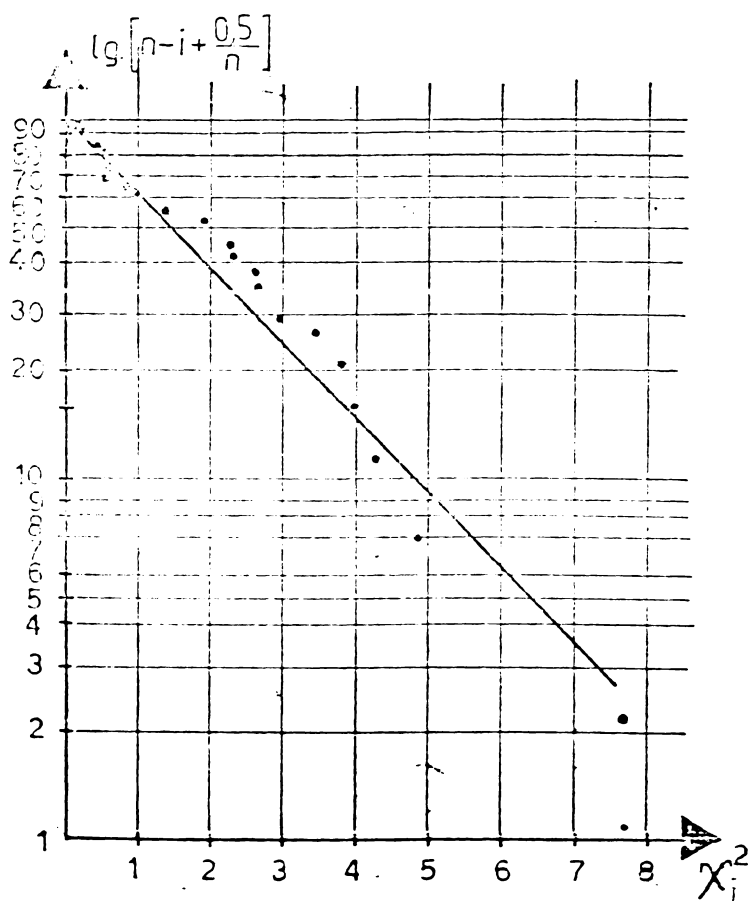


Diagrama comparativă a distribuției teoretice și empirice bidimensionale l_f și \bar{e}_{00} .

Fig.III-6

abscisă valorile empirice $x_{(i)}^2$ și în ordonată estimările calculate $\frac{n-i+0.5}{n}$ ale mărimii $1-P(x_{(i)}^2)$ exprimate în procente la scară logaritmică (i reprezintă numărul de ordine al valorilor crescătoare $x_{(i)}^2$ și n , numărul de probe).

Punctele s-au grupat în jurul dreptei ce trece prin punctul de coordonate $(0; 100)$, ce reprezintă de fapt funcția de distribuție teoretică a valorilor $x_{(i)}^2$. Punctele distribuției sînt grupate în jurul acestei drepte, ceea ce arată că și distribuția empirică este normală.

2.1.1.3. Corelația distanței dintre fisuri și a raportului $4A_{bo}/S$

Pentru a constata influența raportului $4A_{bo}/S$ (sau pentru secțiuni dreptunghiulare armate cu aceleași diametre de bare d/μ) și a excentricității relative \bar{e}_{oo} asupra distanței dintre fisuri l_T , este necesar să se calculeze coeficienții de corelație simplă "r", care trebuie să fie mai mare decât 0,4 pentru a vedea dacă influența acestor factori este preponderentă.

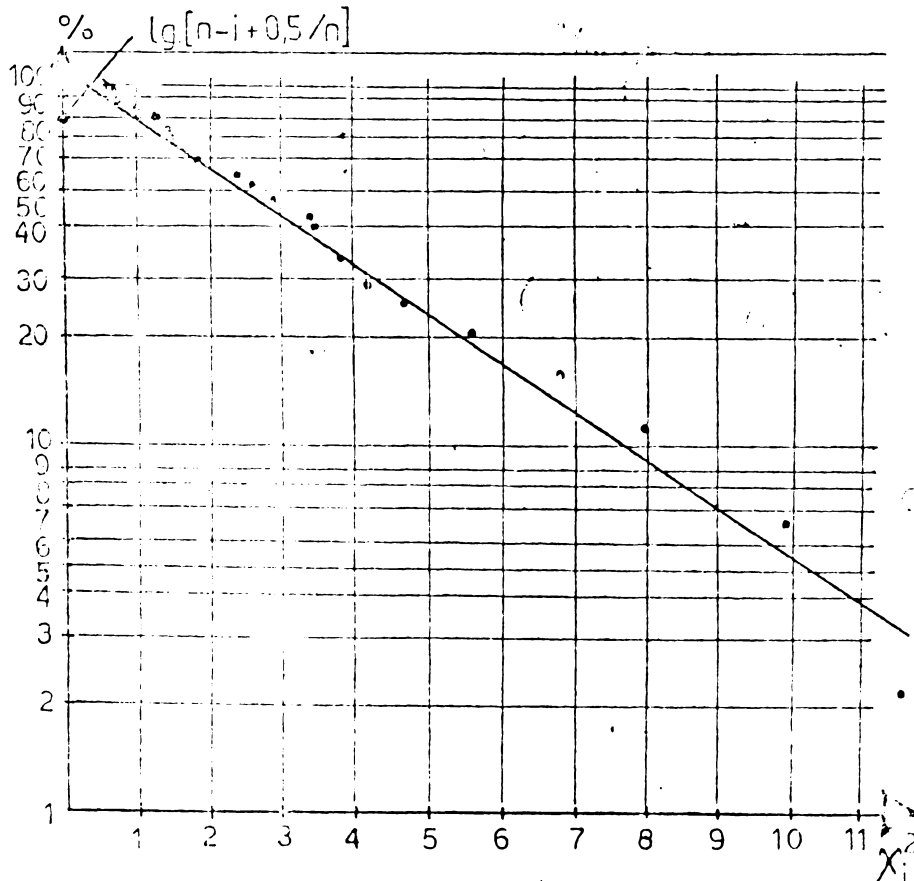


Diagrama comparativă a distribuției teoretice și empirice bidimensionale l_T și $(4A_{bo}/S)$
Fig. III-7

Considerind cei doi parametri ($4A_{bo}/S$ și \bar{e}_{oo}) ca variabile dependente a distanței medii dintre fisuri, se va scrie legătura liniară a fiecărei variabile în parte în raport cu l_T , aplicându-se formula simplificată, propusă la Simpozionul RILEM la Stockholm /33/ :

$$l_T = a_0 + a_1 \frac{d}{\mu}$$

Considerind că $(4A_{bo}/S)$ este variabila explicativă a lui l_T se poate deter-

mina dreapta care permite să se obțină l_T în funcție de $4A_{bo}/S$ cu o probabilitate determinată.

În cazul legăturii a două variabile, ce se pot reprezenta într-un sistem de axe x,oy , cele două drepte de regresie sînt :

$$l_T = a_0 + a_1 \frac{4A_{bo}}{S} \tag{III.28}$$

Tabelul III-2.

Verificarea normalității distribuției empirice bidimensionale

$$L_T = f \left(\frac{4A_{bo}}{S} \right)$$

Nr. crt.	Denumire stîlp	$\frac{A}{S}$ (cm)	$\frac{A}{S} i - \bar{\frac{A}{S}}$	l_f (cm)	$l_{fi} - \bar{l}_f$	$t_x = \frac{\frac{A}{S} i - \frac{A}{S}}{\sigma_{A/S}}$
1	S ₁ - 1/2	177,5	61,3	10,62	1,77	1,18
2	S ₂ - 2/1	177,0	60,7	9,65	0,80	1,17
3	S ₂ - 2/2	177,0	60,7	9,65	0,80	1,17
4	S ₁ - 3/2	127,2	10,58	10,14	1,29	0,20
5	S ₁ - 4/1	127,2	10,58	11,57	2,72	0,20
6	S ₁ - 4/2	123,2	6,98	10,16	1,31	0,13
7	S ₁ - 1/1	117,6	1,38	6,95	-1,89	0,01
8	S ₂ - 1/2	117,6	1,38	12,0	3,15	0,01
9	S ₁ - 2/1	90,6	-25,0	7,70	-1,14	-0,49
10	S ₁ - 2/2	90,6	-25,0	5,58	-3,26	-0,49
11	S ₂ - 3/2	74,3	-41,90	10,0	1,15	-0,79
12	S ₂ - 4/1	92,6	-23,60	10,75	1,90	-0,45
13	S ₂ - 4/2	92,6	-23,60	8,75	-0,09	-0,45
14	S ₂ - 3/1	78,4	-37,80	8,50	-0,34	-0,70
15	S ₃ - 1/1	105,2	-11,00	8,0	-0,84	-0,21
16	S ₃ - 2/2	82,8	-33,41	7,72	-1,12	-0,64
17	S ₃ - 1/2	218,0	101,00	10,11	1,26	1,25
18	S ₃ - 2/1	85,2	-31,0	8,33	-0,51	-0,56
19	S ₃ - 3/1	70,28	-45,93	7,15	-1,69	-0,86
20	S ₃ - 3/2	68,3	-47,91	6,60	-2,24	-0,90
21	S ₃ - 4/2	84,0	-32,21	8,00	-0,84	-0,61
22	S ₃ - 4/1	79,54	-36,67	7,11	-1,73	-0,70

Tabelul III-2_v (continuare)

$$x_1^2 = \frac{1}{1-r^2} \frac{\left(\frac{A_1 - \bar{A}}{S}\right)^2}{2} + \frac{(1_l - \bar{1}_l)^2}{2} - 2r \frac{\left(\frac{A_1 - \bar{A}}{S}\right)}{A/S} \cdot \frac{(1_l - \bar{1}_l)}{1_l}$$

Nr. crt.	Denumire stlp	$t_y =$				$t_x^2 + t_y^2 - 2r \cdot t_x \cdot t_y$
		$\frac{1_{11} - 1_l}{\sqrt{1_l}}$	t_x^2	t_y^2	$2r \cdot t_x \cdot t_y$	
1	S ₁ - 1/2	1,067	1,390	1,138	1,284	1,244
2	S ₂ - 2/1	0,47	1,360	0,220	0,560	1,020
3	S ₂ - 2/2	0,47	1,360	0,220	0,560	1,020
4	S ₁ - 3/2	0,77	0,040	0,592	0,157	0,475
5	S ₁ - 4/1	1,63	0,040	2,656	0,333	2,363
6	S ₁ - 4/2	0,79	0,016	0,624	0,104	0,536
7	S ₁ - 1/1	-1,13	0,001	1,276	-0,115	1,387
8	S ₂ - 1/2	1,89	0,001	3,572	0,192	3,380
9	S ₁ - 2/1	-0,68	0,240	0,462	0,339	0,363
10	S ₁ - 2/2	-1,94	0,240	3,763	1,140	2,863
11	S ₂ - 3/2	0,69	0,620	0,476	-0,556	1,659
12	S ₂ - 4/1	1,145	0,200	1,311	-0,525	2,036
13	S ₂ - 4/2	-0,053	0,200	0,002	0,0243	0,175
14	S ₂ - 3/1	-0,20	0,490	0,040	0,142	0,388
15	S ₃ - 1/1	-0,50	0,044	0,250	0,107	0,187
16	S ₃ - 2/2	-0,68	0,409	0,462	0,443	0,428
17	S ₃ - 1/2	0,76	1,560	0,577	0,969	1,168
18	S ₃ - 2/1	-0,30	0,313	0,090	0,171	0,232
19	S ₃ - 3/1	-1,01	0,739	1,020	0,885	0,874
20	S ₃ - 3/2	-1,34	0,810	1,157	1,23	0,737
21	S ₃ - 4/2	-0,50	0,372	0,250	0,306	0,316
22	S ₃ - 4/1	-1,01	0,490	1,020	0,721	0,789

Tabelul III-2. (continuare)

Nr. ert.	Denumire stilp	x_1^2	$1-P(x_1^2)$ (%)	$\frac{A_1 - \bar{A}}{S}$	$(1-f_1 - \bar{f}_f)^2$	\bar{x}
1	$s_1 - 1/2$	4,247	29,62	3757,7	3,13	108,5
2	$s_2 - 2/1$	3,482	43,84	3684,4	0,64	48,56
3	$s_2 - 2/2$	3,482	38,70	3684,4	0,64	48,56
4	$s_1 - 3/2$	1,621	65,94	111,9	1,66	13,54
5	$s_1 - 4/1$	8,067	11,46	111,9	7,39	28,77
6	$s_1 - 4/2$	1,830	61,40	48,7	1,71	9,14
7	$s_1 - 1/1$	4,735	25,08	1,9	3,57	-2,6
8	$s_2 - 1/2$	11,540	2,38	1,9	9,92	4,34
9	$s_1 - 2/1$	1,239	79,56	625,0	1,29	28,5
10	$s_1 - 2/2$	9,77	6,92	625,0	10,62	81,5
11	$s_2 - 3/2$	5,636	20,54	222,0	1,32	-48,18
12	$s_2 - 4/1$	6,951	16,40	556,9	3,61	-44,84
13	$s_2 - 4/2$	0,597	97,72	556,9	0,008	2,12
14	$s_2 - 3/1$	1,324	75,02	1428,8	0,11	12,85
15	$s_3 - 1/1$	0,638	93,18	121,0	0,70	9,24
16	$s_3 - 2/2$	1,461	70,48	1116,2	1,04	37,4
17	$s_3 - 1/2$	3,967	34,16	10201,0	1,68	127,26
18	$s_3 - 2/1$	0,792	88,64	961,0	0,26	15,81
19	$s_3 - 3/1$	2,984	47,78	2025,0	2,85	77,57
20	$s_3 - 3/2$	2,516	56,86	2294,4	5,01	107,29
21	$s_3 - 4/2$	1,078	84,10	1036,8	0,70	27,04
22	$s_3 - 4/1$	2,693	52,32	1339,5	1,31	63,85

$$\frac{4 A_{b_0}}{S} = b_0 + b_1 l_T \quad (\text{III.29})$$

pentru simplificarea scrierii vom nota $4A_{b_0} = A$ (III.30)

Coefficienții dreptelor de regresie x_0 , a_1 , b_0 și b_1 au următoarele expresii :

$$\frac{\sum_1^n \left(\frac{A}{S} l - \frac{\bar{A}}{S} \right) (l_{T1} - \bar{l}_T)}{\sum_1^n \left(\frac{A}{S} l - \frac{\bar{A}}{S} \right)^2} = \frac{740,5}{34510} = 0,021 \quad (\text{III.31})$$

în care :

$$\bar{l}_T = \frac{\sum_1^n l_T}{n} = \frac{194,54}{22} = 8,84 \quad (\text{III.32})$$

$$\frac{\bar{A}}{S} = \frac{1}{n} \frac{A}{S} = \frac{2556,4}{22} = 116,2 \quad (\text{III.33})$$

iar :

$$a_a = \bar{l}_T - a_1 \frac{\bar{A}}{S} = 8,84 - 0,021 \times 116,2 = 6,35 \quad (\text{III.34})$$

$$b_1 = \frac{\sum_1^n \left(\frac{A}{S} l - \frac{\bar{A}}{S} \right) (l_{T1} - \bar{l}_T)}{\sum_1^n (l_{T1} - \bar{l}_T)^2} = \frac{740,5}{59,25} = 12,49 = 12,5 \quad (\text{III.35})$$

$$b_0 = \frac{\bar{A}}{S} - b_1 \bar{l}_T = 116,2 - 12,49 \times 8,84 = 1,81 = 1,8 \quad (\text{III.36})$$

Pentru a putea admite expresiile semiempirice deduse pe baza calculelor statistice, în cazul de față pe un număr general restrîns de date de încercări, este necesar să se verifice în ce măsură coeficientul de corelație "r" reprezintă o corelație reală cu o siguranță statistică suficientă. În acest scop, se calculează valoarea "t" pentru $f = n-2$ grade de libertate :

$$t = \frac{r}{\sqrt{1-r^2}} \sqrt{n-2} = \frac{0,51}{\sqrt{1-0,51^2}} \cdot 4,47 = 2,65 > 1,73 \quad (\text{III.37})$$

unde coeficientul de corelație are următoarea expresie :

$$r = \sqrt{a_1 \cdot b_1} = \sqrt{0,021 \cdot 12,49} = 0,51 \approx 0,50 \quad (\text{III.38})$$

iar $t_p(20; 0,95) = 1,73$ din Tabelul distribuției Student (Tabel XI pag. 836 /82/) pentru probabilitatea $P = 0,95$ și numărul gradelor de libertate $f = n-2 = 20$ este mai mic decât valoarea "t" calculată cu relația (III.37) pentru cazul de față, ceea ce dovedește că acest coeficient de corelație ce se deosebește semnificativ de zero indică o corelație sigură.

În calculele de mai sus au fost folosite datele din tabelul III-2 și rezultă cele două ecuații de regresie :

$$l_T = 6,35 + 0,021 \frac{A}{S} ;$$

sau ținând seama de relația (III.30) :

$$l_T = 6,35 + 0,081 \frac{4A_{bo}}{S} \quad (\text{III.28a})$$

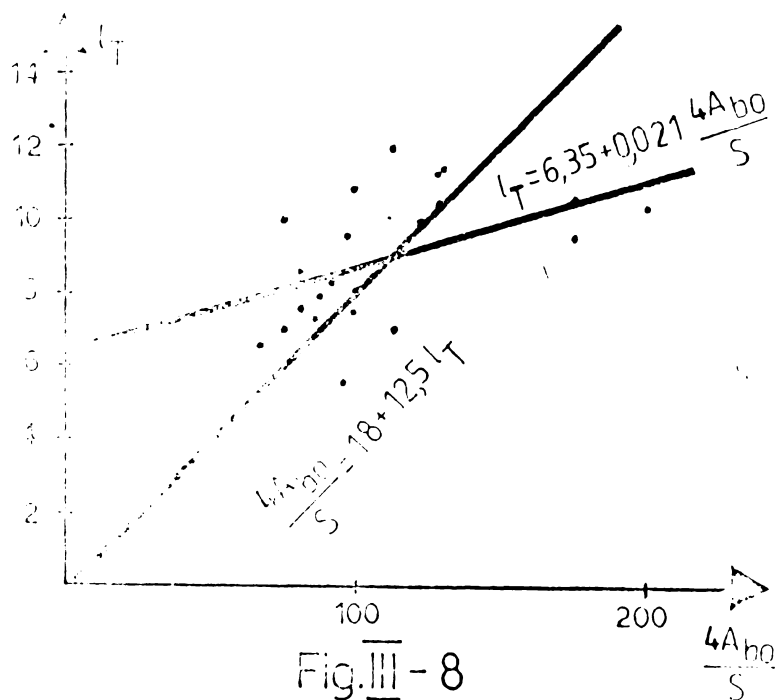


Fig. III - 8

$$\frac{4A_{bo}}{S} = 1,8 + 12,5 l_T \quad (\text{III.29a})$$

În fig. III-8 în sistemul de axe (l_T) și ($4A_{bo}/S$) sînt prezentate punctele experimentale și dreptele de regresie a ecuației (III.28a) și (III.29a).

2.1.1.4. Corelația distanței dintre fisuri l_T și a excentricității relative \bar{e}_{00}

Urmind același raționament ca la punctul c, se calculează ecuațiile de regresie, unde excentricitatea relativă \bar{e}_{00} ca variabilă independentă se va nota nebarat, pentru a nu o confunda cu media aritmetică (e_{00}/n) = \bar{e}_{00} barată :

$$l_T = a_0 + a_1 \bar{e}_{00} \quad (\text{III.39})$$

Tabelul III.3.

Verificarea normalității distribuției empirice bidimensionale

Mr. crt.	Indicativ stîlp	e_{001}	$e_{001} - \bar{e}_{00}$	l_f	$l_f - \bar{l}_f$	$\frac{e_{001} - \bar{e}_{00}}{\sigma_{e_{00}}}$
1	$S_1 - 1/1$	0,7453	-0,713	6,95	-1,89	-0,946
2	$S_3 - 1/1$	0,7453	-0,713	8,0	-0,84	-0,946
3	$S_3 - 1/2$	0,7453	-0,713	10,11	1,26	-0,946
4	$S_1 - 1/2$	0,7453	-0,713	10,14	1,29	-0,946
5	$S_2 - 1/2$	0,7453	-0,713	10,62	1,77	-0,946
6	$S_3 - 4/1$	0,9426	-0,515	7,11	-1,73	-0,683
7	$S_3 - 4/2$	0,9426	-0,515	8,00	-0,84	-0,683
8	$S_2 - 4/2$	0,9426	-0,515	8,75	-0,09	-0,683
9	$S_1 - 4/2$	0,9426	-0,515	10,16	1,31	-0,683
10	$S_2 - 4/1$	0,9426	-0,515	10,75	1,90	-0,683
11	$S_1 - 4/1$	0,9426	-0,515	11,57	2,42	-0,683
12	$S_1 - 2/2$	1,4906	0,0325	5,58	-3,26	0,043
13	$S_1 - 2/1$	1,4906	0,032	7,70	-1,14	0,043
14	$S_3 - 2/2$	1,4906	0,035	7,72	-1,12	0,043
15	$S_3 - 2/1$	1,4906	0,035	8,33	-0,51	0,043
16	$S_2 - 2/1$	1,4906	0,035	9,65	0,80	0,043
17	$S_2 - 2/2$	1,4906	0,035	9,65	0,80	0,043
18	$S_3 - 3/1$	2,7506	1,2925	8,50	-0,34	1,715
19	$S_2 - 3/2$	2,7506	1,2925	10,0	1,15	1,715
20	$S_1 - 3/2$	2,7506	1,2925	10,14	1,29	1,715
21	$S_2 - 1/2$	2,7506	1,2925	12,00	3,15	1,715
22	$S_2 - 1/1$	2,7506	1,2925	13,70	4,85	1,715

\sum
32,072

Tabelul III-3. (continuare)

$$l_{\Gamma} = f(\bar{e}_{00})$$

Nr. crt.	Indicativ stîlp	$\frac{l_{\Gamma} - \bar{l}_{\Gamma}}{\sigma_{l_{\Gamma}}}$	t_x^2	t_y^2	$2r \cdot t_x \cdot t_y$	$t_x^2 + t_y^2 - 2r \cdot t_x \cdot t_y$
1	S ₁ - 1/1	-1,13	0,895	1,276	1,000	1,171
2	S ₃ - 1/1	-0,50	0,895	0,250	0,446	0,699
3	S ₃ - 1/2	0,76	0,895	0,577	-0,669	2,141
4	S ₁ - 1/2	0,77	0,895	0,593	-0,685	2,173
5	S ₂ - 1/2	1,058	0,895	1,120	-0,940	2,955
6	S ₃ - 4/1	-1,01	0,466	1,020	0,671	0,815
7	S ₃ - 4/2	-0,50	0,466	0,250	0,326	0,39
8	S ₂ - 4/2	-0,053	0,466	0,002	0,035	0,431
9	S ₁ - 4/2	0,79	0,466	0,624	-0,508	1,590
10	S ₂ - 4/1	1,145	0,466	1,311	-0,738	2,515
11	S ₁ - 4/1	1,63	0,466	2,656	-1,056	4,173
12	S ₁ - 2/2	-1,94	0,00185	3,763	0,079	3,683
13	S ₁ - 2/1	-0,68	0,0018	0,462	0,028	0,434
14	S ₃ - 2/2	-0,68	0,0018	0,462	0,027	0,435
15	S ₃ - 2/1	-0,30	0,0018	0,090	0,012	0,078
16	S ₂ - 2/1	0,47	0,0018	0,220	-0,019	0,239
17	S ₂ - 2/2	0,47	0,0018	0,220	-0,019	0,239
18	S ₃ - 3/1	-0,20	2,941	0,04	-0,331	3,312
19	S ₂ - 3/2	0,69	2,941	0,076	1,121	2,296
20	S ₁ - 3/2	0,77	2,941	0,592	1,257	2,276
21	S ₂ - 1/2	1,88	2,941	3,53	3,070	3,401
22	S ₂ - 1/1	2,90	2,941	8,42	4,726	6,625

Tabelul III-3. (continuare)

nr. ort.	Indicativ stîlp	\bar{x}_i^2	$1-P$ $(\frac{x_i^2}{\bar{x}_i})$ %	$(e_{oci} - \bar{e}_{oc})^2$	$(1_f - \bar{1}_f)^2$	\bar{x}
1	S ₁ - 1/1	1,357	56,86	0,508	3,57	1,34
2	S ₃ - 1/1	0,811	65,94	0,508	0,70	0,59
3	S ₃ - 1/2	2,484	47,78	0,508	1,58	-0,89
4	S ₁ - 1/2	2,522	43,24	0,508	1,66	-0,90
5	S ₂ - 1/2	3,429	25,08	0,508	3,13	-1,36
6	S ₃ - 4/1	0,945	61,40	0,2652	2,99	0,89
7	S ₃ - 4/2	0,452	54,10	0,265	0,70	0,43
8	S ₂ - 4/2	0,479	79,56	0,265	0,008	0,04
9	S ₁ - 4/2	1,845	52,32	0,265	1,71	-0,67
10	S ₂ - 4/1	2,918	29,62	0,265	3,61	-0,97
11	S ₁ - 4/1	4,849	6,92	0,265	7,39	-1,40
12	S ₁ - 2/2	4,274	11,46	0,00156	10,62	-0,10
13	S ₁ - 2/1	0,503	75,02	0,00156	1,29	-0,03
14	S ₃ - 2/2	0,504	70,48	0,00156	1,25	-0,03
15	S ₃ - 2/1	0,090	97,72	0,00156	0,26	-0,016
16	S ₂ - 2/1	0,277	93,18	0,00156	0,64	0,026
17	S ₂ - 2/2	0,277	88,64	0,00156	0,64	0,026
18	S ₃ - 3/1	3,840	20,54	1,6705	-0,115	-0,43
19	S ₂ - 3/1	2,664	38,70	1,6705	1,32	1,48
20	S ₁ - 3/2	2,640	34,16	1,6705	1,664	1,66
21	S ₂ - 1/2	3,946	16,40	1,6705	9,920	4,07
22	S ₂ - 1/1	7,689	2,38	1,6705	14,82	6,27
				12,49	59,25	+10,23

$$e_{00} = b_0 + b_1 \cdot l_T \quad (\text{III.40})$$

unde :

$$a_1 = \frac{\sum_1^n (e_{00i} - \bar{e}_{00})(l_{T1} - \bar{l}_T)}{\sum_1^n (e_{00i} - \bar{e}_{00})^2} = \frac{10,23}{12,49} = 0,82 \quad (\text{III.41})$$

deci :

$$a_0 = \bar{l}_T - a_1 \bar{e}_{00} = 8,84 - 0,82 \bar{e}_{00} = 7,65 \quad (\text{III.42})$$

$$b_1 = \frac{\sum_1^n (e_{00i} - \bar{e}_{00})(l_{T1} - \bar{l}_T)}{\sum_1^n (l_{T1} - \bar{l}_T)^2} = \frac{10,23}{59,25} = 0,173 \quad (\text{III.43})$$

și

$$b_0 = \bar{e}_{00} - b_1 \cdot \bar{l}_T = 0,07 \quad (\text{III.44})$$

in care :

$$\bar{e}_{00} = \frac{\sum_1^n e_{00i}}{n} = \frac{12,49}{22} = 1,458 \quad (\text{III.45})$$

și

$$\bar{l}_T = \frac{\sum_T l_{T1}}{n} = \frac{194,54}{22} = 8,84 \quad (\text{III.46})$$

Coefficientul de corelație "r" are expresia și valoarea :

$$r = \sqrt{a_1 \cdot b_1} = 0,377 \quad (\text{III.47})$$

și :

$$t = \frac{r}{\sqrt{1-r^2}} \sqrt{n-2} = 1,96 > t_p(20; 0,99) = 1,73 \quad (\text{III.48})$$

rezultă ecuațiile de regresie :

$$l_T = 7,65 + 0,82 \cdot \bar{e}_{00} \quad (\text{III.39a})$$

$$\bar{e}_{00} = 0,07 + 0,173 \cdot l_T \quad (\text{III.40a})$$

unde \bar{e}_{00} are semnificația excentricității relative (variabila independentă).

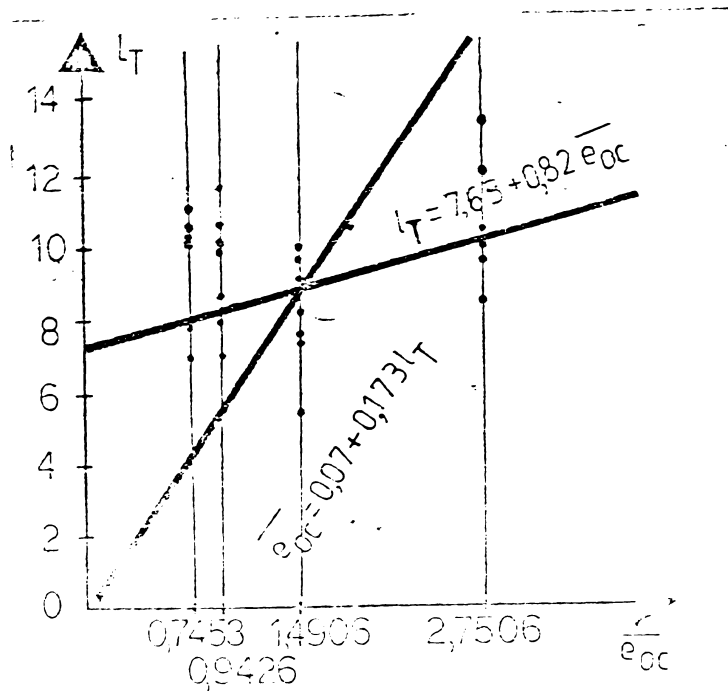


Fig. III-9

In fig. III-9 sînt prezentate cele două drepte de regresie și punctele experimentale în sistemul l_T și \bar{e}_{0c} .

Din relațiile (III.43) și (III.47) care dau valoarea coeficienților de regresie cuprinși între 0,377 și 0,51 se arată influența preponderentă a celor doi factori studiați

2.1.1.5. Corelația multiplă a distanței dintre fisuri funcție de raportul $4A_{b0}/S$ și excentricitatea relativă \bar{e}_{0c}

Rezultatele cercetării simultane a valorii distanței dintre fisuri l_T și a unui număr de $n = 2$ caracteristici factoriale se reprezintă prin puncte în spațiul cu $n+1$ dimensiuni.

Valorile medii condiționate ale variabilelor (\bar{e}_{0c}) și ($4A_{b0}/S$) se reprezintă prin suprafețe de regresie în spațiul de corelație.

Corelația este liniară dacă suprafețele de regresie sînt plane. Atunci, funcția de regresie a lui l_T , în raport cu caracteristicile factoriale menționate, este liniară de forma :

$$l_T = a_0 + a_1 \frac{4A_{b0}}{S} + a_2 \bar{e}_{0c} \quad (III.49)$$

Ecuația de regresie este liniară în măsura în care distribuția valorilor $4A_{b0}/S$ (notat conform relației (III.30) cu A/S) și \bar{e}_{0c} este normală și corelația dintre l_T și fiecare dintre caracteristicile factorială este liniară. Acest lucru a fost demonstrat în paragrafele a, b, c, d, ale acestui capitol.

Coeficienții de regresie a_1 și a_2 din ecuația regresiei

multiple arată ponderea influenței fiecărei caracteristici factoriale asupra distanței dintre fisuri l_T , și se determină cu ajutorul metodei celor mai mici pătrate, astfel ca dispersia abaterii valorilor experimentale l_T , față de valorile determinate pe baza ecuației de regresie, să fie minimă.

Calculul corelației multiple $l_T = f(A/S; \bar{e}_{00})$ s-a făcut pe baza tabelului III-4, și a sumelor abaterilor, față de media lor aritmetică sînt :

$$\sum_1^n (l_T - \bar{l}_T)^2 = \sum_1^n l_T^2 - \frac{\left(\sum_1^n l_T\right)^2}{n} = 1783 - \frac{194,5^2}{22} = 63,4 \quad (\text{III.50})$$

$$\sum_1^n \left(\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}}\right)^2 = \sum_1^n \left(\frac{A}{S}\right)^2 - \frac{\left(\sum_1^n \frac{A}{S}\right)^2}{n} = 355,784 - \frac{2556,7^2}{22} = 58,594 \quad (\text{III.51})$$

$$\sum_1^n (e_{00} - \bar{e}_{00})^2 = \sum_1^n e_{00}^2 - \frac{\left(\sum_1^n e_{00}\right)^2}{n} = 59,27 - \frac{32,08^2}{22} = 12,5 \quad (\text{III.52})$$

$$\begin{aligned} \sum_1^n (l_T - \bar{l}_T) \left(\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}}\right) &= \sum_1^n l_T \cdot \frac{A}{S} - \frac{\sum_1^n l_T \cdot \sum_1^n \frac{A}{S}}{n} = \\ &= 23513 - \frac{199,5 \times 2556,7}{22} = 909,0 \end{aligned} \quad (\text{III.53})$$

$$\begin{aligned} \sum_1^n (l_T - \bar{l}_T) (e_{00} - \bar{e}_{00}) &= \sum_1^n l_T \cdot e_{00} - \frac{\sum_1^n l_T \cdot \sum_1^n e_{00}}{n} = \\ &= 277 - \frac{194,5 \times 32,08}{22} = 5,9 \end{aligned} \quad (\text{III.54})$$

$$\begin{aligned} \sum_1^n \left(\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}}\right) (e_{00} - \bar{e}_{00}) &= \sum_1^n \frac{A}{S} \cdot e_{00} - \frac{\sum_1^n \frac{A}{S} \cdot \sum_1^n e_{00}}{n} = \\ &= 3037 - \frac{2556,7 \times 32,08}{22} = -682 \end{aligned} \quad (\text{III.55})$$

Tabelul III-4.

Corelația multiplă

$$l_T = f\left(\frac{4A_{bt}}{S}; \bar{e}_{00}\right)$$

$$l_T = a_0 + a_1 \frac{4A_{bo}}{S} + a_2 \bar{e}_{00}$$

Nr. crt.	Indicativ stîlp	l_T (cm)	$\frac{4A_{bo}}{S}$ (cm)	\bar{e}_{00} (cm)	l_T^2	$\frac{4A_{bo}^2}{S}$
1	S ₁ - 1/2	10,62	277,5	0,7453	112,78	77006
2	S ₂ - 2/1	9,65	177,0	1,4906	93,12	31329
3	S ₂ - 2/2	9,65	177,0	1,4906	93,12	31329
4	S ₁ - 3/2	10,14	127,2	2,7506	102,82	16179,8
5	S ₁ - 4/1	11,57	127,2	0,9426	133,87	16179,8
6	S ₁ - 4/2	10,16	123,2	0,9426	103,225	15178,2
7	S ₁ - 1/1	6,95	117,6	0,7453	48,30	13829,7
8	S ₂ - 1/2	12,0	117,6	0,7453	144,0	13829,7
9	S ₁ - 2/1	7,70	90,6	1,4906	59,29	8208
10	S ₁ - 2/2	5,58	90,6	1,4906	31,14	8208
11	S ₂ - 3/2	10,0	74,3	2,7506	100,0	5520,5
12	S ₂ - 4/1	10,75	92,6	0,9426	115,56	8574,7
13	S ₂ - 4/2	8,75	92,6	0,9426	76,56	8574,7
14	S ₂ - 3/1	8,50	78,4	2,7506	72,25	6146,5
15	S ₃ - 1/1	8,0	105,2	0,7453	64,0	11067
16	S ₃ - 2/2	7,72	82,8	1,4906	52,13	6855,8
17	S ₃ - 1/2	10,11	218,0	0,7453	102,2	47524
18	S ₃ - 2/1	8,33	85,2	1,4906	69,39	7259
19	S ₃ - 3/1	7,15	70,28	2,7506	51,12	4939,3
20	S ₃ - 3/2	6,60	68,3	2,7506	43,56	4665
21	S ₃ - 4/2	8,00	84,0	0,9426	64,0	7056
22	S ₃ - 4/1	7,11	79,54	0,9426	50,55	6326,6
		194,54	2556,72	32,078	1782,988	355787

Tabelul III-4. (continuare)

Nr. crt.	Indicativ stilp	$\frac{2}{\bar{e}_{oc}}$	$l_T \cdot \frac{4A_{bo}}{s}$	$l_T \cdot \bar{e}_{oc}$	$\frac{4A_{bo}}{s} \cdot \bar{e}_{oc}$
1	S ₁ - 1/2	0,55547	2947	7,915	206,82
2	S ₂ - 2/1	2,22188	1708	14,385	263,8
3	S ₂ - 2/2	2,22188	1708	14,385	263,8
4	S ₁ - 3/2	7,56579	1290	27,89	349,87
5	S ₁ - 4/1	0,88849	1471,7	10,905	119,898
6	S ₁ - 4/2	0,88849	1251,7	9,576	116,13
7	S ₁ - 1/1	0,55547	817,3	5,179	87,64
8	S ₂ - 1/2	0,55547	1411,2	8,943	87,64
9	S ₁ - 2/1	2,22188	697,6	11,477	135,05
10	S ₁ - 2/2	2,22188	505,6	8,3175	135,05
11	S ₂ - 3/2	7,56579	743	27,50	204,4
12	S ₂ - 4/1	0,88849	996,0	10,133	87,28
13	S ₂ - 4/2	0,88849	810,2	8,247	87,28
14	S ₂ - 3/1	7,56579	666,4	23,38	215,64
15	S ₃ - 1/1	0,55547	841,6	5,962	78,4
16	S ₃ - 2/2	2,22188	597,9	10,762	123,4
17	S ₃ - 1/2	0,55547	2204,0	7,535	162,47
18	S ₃ - 2/1	2,22188	709,7	12,417	126,99
19	S ₃ - 3/1	7,56579	502,5	19,666	193,3
20	S ₃ - 3/2	7,56579	450,8	18,154	187,87
21	S ₃ - 4/2	0,88849	672	7,54	79,178
22	S ₃ - 4/1	0,88849	565,5	6,702	74,97
		59,27	23,513	276,99	3037,08

Cunoscând aceste sume, se determină în continuare, coeficienții ecuației de regresie multiplă liniară astfel :

$$a_2 = \frac{\sum_1^u (l_T - \bar{l}_T)(e_{oo} - \bar{e}_{oo}) - \frac{\sum_1^u (\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}})(e_{oo} - \bar{e}_{oo}) \cdot \sum_1^u (l_T - \bar{l}_T)(\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}})}{\sum_1^u (\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}})^2}}{\sum_1^u (e_{oo} - \bar{e}_{oo}) - \frac{\sum_1^u (\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}})(e_{oo} - \bar{e}_{oo})}{\sum_1^u (\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}})^2}}$$

$$-5,9 - \frac{(-682)(909)}{58594} = \frac{4,68}{4,57} = 1,03$$

$$12,5 - \frac{(-0,682)^2}{58594}$$

(III.56)

$$a_1 = \frac{\sum_1^n (l_T - \bar{l}_T)(\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}}) - a_2 \sum_1^n (\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}})(e_{oo} - \bar{e}_{oo})}{\sum_1^n (\frac{A}{S} - \bar{\frac{A}{S}})^2}$$

$$= \frac{909 - 1,03(-682)}{58594} = 0,0275$$

(III.57)

$$a_0 = \frac{\sum_1^n l_T - a_1 \sum_1^n \frac{A}{S} - a_2 \sum_1^n e_{oo}}{n} = \frac{194,5 - 0,0275 \cdot 2556,7 - 1,3 \cdot 32,08}{22}$$

$$= 4,1$$

(III.58)

Rezultă următoarea ecuație de regresie :

$$l_T = 4,1 + 0,03 \frac{4A_{bo}}{S} + 1,03 \bar{e}_{oo}$$

(III.59)

dacă armăturile au același diametru atunci :

$$l_T = 4,0 + 3,0 \frac{d}{\mu} + \bar{e}_{oo}$$

(III.59a)

S-au neglijat secimile coeficienților de regresie, iar μ reprezintă procentul de armare.

2.1.1.6. Determinarea coeficientului β_T

Pe baza rezultatelor experimentale și ținând seama de prevederile normelor CAER pentru calcul la starea limită de deschidere a fisurilor a elementelor de beton armat, se poate determina coeficientul β_T plecând de la relația (III.12) :

$$l_T = \beta_T \frac{F_{GP}}{S}$$

deci :

$$\beta_T = l_T \frac{F_{GP}}{S} \quad (\text{III.60})$$

dar conform relației (III.54) :

$$l_T = 4,0 + 0,03 \frac{4A_{bo}}{S} + \bar{e}_{oc} = 0,12 \frac{A_{bo}}{S} + (4,0 + \bar{e}_{oc})$$

și ținând seama, în baza calculelor efectuate, că aria zonei întinse reprezintă aproximativ a treiseparte din aria utilă de beton, în urma simplificărilor și ordonărilor făcute rezultă pentru coeficientul β_T următoarele valori; în funcție de mărimea excentricității relative :

cînd : $\bar{e}_{oc} \leq 1,5$

pentru diametre diferite ale armăturii A_a

$$\beta_T = 0,4 + 2 \frac{S}{A_{bo}} (4 + \bar{e}_{oc}) \quad (\text{III.61})$$

dacă diametrele armăturii sînt aceleași atunci

$$\beta_T = 0,4 + 8 \frac{\mu}{d} (4 + \bar{e}_{oc}) \quad (\text{III.61a})$$

cînd $1,5 < \bar{e}_{oc} < 3,0$

pentru diametre diferite ale armăturii A_a

$$\beta_T = 0,4 + 2 \frac{S}{A_{bo}} \left(4 + \frac{1}{\bar{e}_{oc}} \right) \quad (\text{III.62})$$

dacă diametrele armăturii A_a sînt aceleași atunci :

$$\beta_T = 0,4 + 8 \frac{\mu}{d} \left(4 + \frac{1}{\bar{e}_{oc}} \right) \quad (\text{III.62a})$$

Relațiile (III.61) și (III.62) sînt valabile pentru compresiune excentrică oblică cu excentricitatea relativă $\bar{e}_{oc} \leq 3,0$. Pes-

te această valoare elementele de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică se vor comporta ca și elemente încovoiate, aplicându-se în acest caz relațiile de calcul stabilite pentru încovoierea simplă.

În tabelele cap. IV sînt calculate valorile distanțelor medii dintre fisuri luîndu-se în considerare valoarea coeficientului τ calculat în prezentul paragraf.

2.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor

Mătimea medie (a_T) a deschiderii fisurilor este dată de relația :

$$a_T = l_T \psi \frac{\sigma_a}{E_a} \quad (\text{III.63})$$

unde :
$$\psi = \frac{\epsilon_{oo}}{\epsilon_a}$$

și reprezintă raportul dintre deformația specifică medie a armăturii între două fisuri consecutive și σ_{ao} și deformația specifică medie a armăturii. Coeficientul ψ este un coeficient de conlucrare a betonului cu armătura și care conform normelor CAER /107/ relația:

$$\psi = 1 - \bar{\beta} \frac{F_{\sigma_p} \cdot R_{bs}}{F_a \cdot \sigma_a} \quad (\text{III.64})$$

unde :

F_{σ_p} = aria betonului întins în stadiul Ia;

R_{bs} = rezistența normală la întindere a betonului;

F_a = aria armăturilor din zona de beton întins;

σ_a = efortul unitar în armătura întinsă în stadiul II;

= coeficient care ține seama de caracteristicile forței și influența aderenței :

- pentru armături netede $\bar{\beta} = 0,2$ ($1 - 0,6 v$),

- pentru armături profilate $\bar{\beta} = 0,3$ ($1 - 0,5 v$).

Prezentele norme nu se referă însă la calculul eforturilor unitare normale (σ_a) în armătura întinsă (A_a) în stadiul II la compresiune excentrică oblică a căror determinare este mai dificilă din cauza înclinării axei neutre în raport cu axele de inerție prin-

cipale ale secțiunii. În capitolul II paragraful 2 se propune o metodă de calcul a eforturilor unitare normale σ_a pentru solicitarea de compresiune excentrică oblică.

În tabelele capitolului IV sînt calculate mărimile medii a deschiderii fisurilor pentru cei 24 stîlpi solicitați la compresiune excentrică oblică, potrivit normelor CAER, și comparate cu valorile experimentale măsurate.

3. Normele SNiP

3.1. Mărimea medie a deschiderii fisurilor

Potrivit normelor /108/ mărimea medie a deschiderii fisurilor a_T , este dată de relația :

$$a_T = K \cdot \sigma_D \cdot \eta \frac{\sigma_a}{E_a} 20(3,5 - 100\mu) \sqrt[3]{d} \quad (\text{III.65})$$

unde :

- K = coeficient care se ia pentru :
 - încovoiere și compresiune excentrică = 1,
 - întindere = 1,2;
- η = coeficient de aderență, funcție de suprafața armăturii :
 - pentru bare netede = 1,3,
 - pentru bare profilate = 1,0,
 - pentru plase = 1,4;
- σ_a = efortul unitar în armătura întinsă A_a în stadiul II (care pentru diferite solicitări are rezolvarea propusă de normele /109/, dat pentru compresiune excentrică oblică nu);
- μ = coeficient de armare al secțiunii, dar nu mai mare de 0,02;
- d = diametrul armăturilor întinse, în mm.

În tabelele capitolului IV s-au calculat mărimile medii a deschiderii fisurilor potrivit normelor /60/ dar cu următoarele conformări adecvate solicitării de compresiune excentrică oblică la elemente de beton armat de secțiune dublu T.

a) Calculul efortului unitar normal σ_a în armătura întinsă A_a în stadiul II, din cauza înclinării axei neutre în raport cu axele de inerție principale ale secțiunii, este imposibil de determinat fără a cunoaște mărimea și înclinația axei neutre în stadiul II, ceea

ce pentru o secțiune dublu T la solicitarea de compresiune excentrică oblică nu este dat în literatura de specialitate. Din acest motiv, pentru calculul mărimii efortului entar normal în armătura întinsă σ_a în stadiul II, se propun formulele determinate de autor în capitolul II paragraful 2, care ține seama de calculul lui σ_a în funcție de compresiunea excentrică cu mică sau mare excentricitate în planul x-x sau y-y. (relațiile : (II.63), (II.64); (II.69), (II.70); (II.76) (II.77); (II.85), (II.86); (II.90), (II.91); (II.97), (II.98); (II.100), (II.101), (II.102), (II.103)).

b) Procentul de armare μ care reprezintă raportul dintre aria armăturii întinse A_a și aria utilă de beton, care este bh_0 în cazul secțiunii dreptunghiulare, este înlocuită în cazul compresiunii excentrice oblice pentru secțiunea de beton armat dublu T prin A_{b0} ce reprezintă aria utilă de beton a cărui mod de calcul s-a arătat în paragraful 2.1.1, (A_{b0} este aria de beton aflată deasupra dreptei paralele la axa neutră înclinată și care trece prin centrul de greutate al armăturilor întinse A_a (fig.III-4)).

În urma prelucrării datelor teoretice asupra celor 24 de stâlpi încercați, în care s-au luat în considerare în calculul coeficientului de armare μ aria utilă de beton A_{b0} (tabelul V.15) și apoi aria totală de beton A_b deci $\mu = A_a/A_b$ (tabel cap. V), s-a ajuns la concluzia că aproximațiile introduse de aria totală de beton (A_b) în calculul lui μ introduce erori neglijabile pentru valoarea mărimii medii a deschiderii fisurilor.

Din acest motiv se propune, pentru simplificarea calculului, folosirea ariei totale de beton A_b , ce nu implică determinarea poziției axei neutre, determinarea centrului de greutate al armăturilor întinse A_a .

Prelucrarea datelor teoretice și experimentale potrivit normelor /108/ pentru secțiunea de beton armat dublu T solicitată la compresiune excentrică oblică sînt date în tabelele capitolului V.

c) Dacă diametrele armăturilor întinse A_a sînt diferite, se propune ca în relația (III.60) să se folosească valoarea medie a diametrelor armăturii A_a , deci : $d_{med} = (\frac{\sum d}{n})$.

Potrivit specificațiilor făcute, formula de calcul pentru mărimea medie a deschiderii fisurilor a_f pentru elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică de secțiune dublu T, armate cu bare de diametre diferite devine :

$$a_T = K \cdot c_D \cdot \eta \cdot 20 \frac{\sqrt{\sigma_{a2}}}{E_a} \left(3,5 - 100 \frac{A_a}{A_{bo}} \right) \sqrt[3]{d_{med}} \quad (\text{III.65a})$$

4. STAS 10107-0/76

4.1. Distanța medie dintre fisuri λ_f

Distanța medie dintre fisuri, potrivit /109/, se calculează cu :

$$\lambda_f = \beta_f \frac{A_{bt}}{u} \quad (\text{III.66})$$

este necesar însă precizarea modului de calcul al termenilor care intervin:

- a) A_{bt} - este aria zonei întinse de beton produsă de dolici-tarea oblică în momentul apariției fisurilor, stadiul Ia, al cărui mod de calcul s-a arătat în cap. II paragrafele 1.1.2 și 1.1.3, deoarece STAS-ul nu prevede calculul lui A_{bt} la compresiune excentrică oblică.
- b) u - este perimetrul armăturilor întinse A_a .
- c) β_f - coeficient din stadiul Ia la apariția fisurilor care este funcție de diametrul barelor, procentul de armare, grosimea stratului de acoperire, de felul armăturii (netedă sau cu profil periodic) a cărui valoare potrivit normelor /109/ la încovoiere este pentru bare netede :

$$\beta_f = 0,5 + 30 \frac{\mu}{d} \quad (\text{III.67})$$

Solicitarea oblică însă impune a nu se neglija influența excentricității forței normale N , în calculul distanței medii dintre fisuri.

În urma prelucrării statistice a datelor experimentale a celor 24 stâlpi de secțiune dublu T solicitați excentric oblic, în paragraful 2.1.1 al prezentului capitol s-a propus formula de calcul pentru determinarea coeficientului β_f (pentru bare netede) care ține seama și de mărimea excentricității relative \bar{e}_{00} a forței nor-

male N. Valoarea coeficientului λ_f este dată funcție de domeniul excentricității relative \bar{e}_{oe} cuprins între $\bar{e}_{oe} < 1,5$ și $1,5 < \bar{e}_{oe} < 3,0$ și armare cu același diametru de bare (A_a) sau diametre diferite - relațiile (III.61), (III.61a); (III.62), (III.62a).

4.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor (\mathcal{L}_f)

Pentru calculul mărimii medii a fisurilor \mathcal{L}_f de exploatare STAS 10107-0/76 /109/ propune următoarea relație :

$$\mathcal{L}_f = \psi \frac{\sigma_a}{E_a} \lambda_f \quad (\text{III.68})$$

unde : σ_a - reprezintă efortul unitar în armătura cea mai întinsă în stadiul II sub acțiunea încărcărilor de exploatare, produs de solicitarea oblică, al cărui mod de calcul s-a arătat în cap.II paragraful 2;

ψ - este coeficientul de conlucrare al armăturii din zona întinsă cu betonul în stadiul de exploatare care se poate calcula cu relația de la încovoiere :

$$\psi = 1 - \bar{\beta} \frac{A_{bt} \cdot R_t^n}{A_a \cdot \sigma_a} \quad (\text{III.69})$$

R_t - reprezintă rezistența de rupere la întindere;

- este coeficientul care este funcție de valoarea efortului unitar tangențial sub sarcini de exploatare și de valoarea efortului unitar tangențial normal, precum și în funcție de raportul dintre sarcina de lungă durată și sarcina totală, ale cărui valori sînt date de relațiile V 2, 3 /109/.

Relațiile de calcul din /109/ nu diferă de cele propuse de normele CAER cu singura deosebire a coeficientului de echivalență n (ce reprezintă raportul dintre care se află modulii de elasticitate ai betonului și oțelului : E_b ; E_a) ce intră în calculul efortului unitar normal σ_a . Normele CAER consideră $n = E_a/E_b$ pe cînd /109/ consideră pentru calculul la starea limită de fisurare :

$$n = \frac{E_a}{E_b} \left(1 + \mu \frac{R_a}{40}\right) (1 + \nu \bar{e}) \quad (\text{III.70})$$

Prelucrările teoretice potrivit /109/ pentru calculul dis-

tanței și mărimii medii a deschiderii fisurilor, ținând seama de conformările unor termeni propuși de autor, sînt date în tabelul capitolului IV.

5. Propuneri de STAS 10107-0/83

5.1. Distanța medie dintre fisuri (λ_f)

Distanța dintre fisurile normale sub încărcările de exploatare se calculează - potrivit /110/ - cu relația :

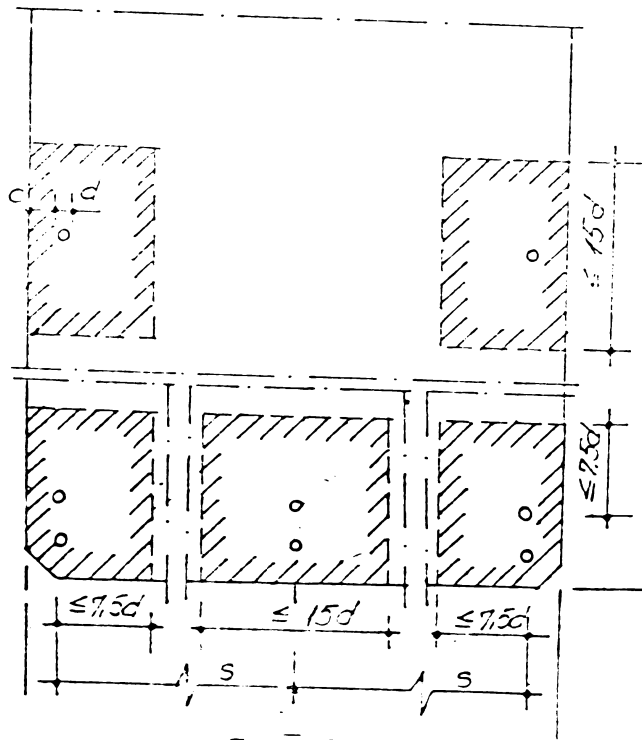
$$\lambda_f = A + B \frac{d}{\mu_t} \quad (\text{III.71})$$

în care :

$$A = 2\left(c + \frac{s}{10}\right) \quad (\text{III.72})$$

c - grosimea straturii de acoperire cu beton, în mm, (fig.III-9);

s - distanța între axele armăturilor, în mm, dar nu mai mult ca $15d$, unde "d" se ia în mm, (fig.III-9);



- Fig. III-9

B - coeficient care se ia conform tab.48 /110/ in functie de tipul de solicitare și suprafața armăturii;

d - diametrul barelor;

μ_t - reprezintă raportul dintre aria armăturilor A_a și aria de înglobare a armăturii în beton A_{bt} :

$$\mu_t = \frac{A_a}{A_{bt}} ; \quad (\text{III.73})$$

A_{bt} - aria de înglobare a armăturii A_a și se determină considerînd pentru fiecare bară o înglobare de maximum 7,5 d în fiecare sens (fig.III-10) cu condiția ca A_{bt} să nu depășească aria de beton întinsă în momentul apariției fisurilor (St.Ia) deci :

$$A_{bt} < A_{bt}^{\text{St.Ia}} \quad (\text{III.74})$$

Pentru a satisface relația (III.74) la secțiunile de beton armat dublu T, așa cum s-a mai arătat și în paragraful 1 al acestui capitol, determinarea ariei zonei întinse de beton în momentul apariției fisurilor (Stadiul Ia) $A_{bt}^{\text{St.Ia}}$ este mai delicată din cauza înclinării axei neutre în raport cu axele de inerție principale ale secțiunii. Modul de determinare a lui $A_{bt}^{\text{St.Ia}}$ este dată în acest capitol, paragrafele 1.1.2 și 1.1.3, arie a zonei întinse de beton care ține seama de influența forței de fisurare ce reduce aria zonei întinse de beton față de încovoierea pură.

5.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor

Pentru elemente cu procente curente de armare, deschiderea medie a fisurilor normale λ_f se calculează cu :

$$\lambda_f = \lambda_f \frac{\psi \cdot \sigma_a}{E_a} \quad (\text{III.75})$$

unde : σ_a - reprezintă efortul unitar în dreptul fisurii corespunzător nivelului de solicitare la care se face determinarea deschiderii fisurilor (deci stadiul II);

ψ - coeficient care reprezintă conlucrarea betonului cu armătura și pentru a cărei valoare se propune relația :

$$\psi = 1 - \beta (1 - 0,5 \nu) \frac{A_{bt} \cdot R_t^n}{A_a \cdot \sigma_a} \quad (\text{III.76})$$

β - coeficient ce ține seama de natura suprafeței armăturilor a cărei valoare este dată în /110/ anexa M₂ ;

R_t^n - rezistența la rupere la întindere.

Pentru elementele de beton armat solicitate excentric oblic, problema determinării efortului unitar normal σ_a în armătura întinsă, sub încălzările de exploatare, este mai dificilă, deoarece poziția axei neutre înclinată în stadiul II nu este tratată în literatura de specialitate, motiv pentru care se propun relațiile : (II.63), (II.64); (II.69), (II.70); (II.76), (II.77); (II.85), (II.86); (II.90), (II.91); (II.97), (II.98); (II.100), (II.101); (II.102), (II.103), în funcție de mărimea excentricității forței normale (N).

CAP. IV.

PROGRAM EXPERIMENTAL SI EFECTUAREA INCERCARILOR

1. Scopul programului experimental

In prima parte a acestei lucrări s-au studiat teoretic problemele apariției fisurilor și calculul mărimii deschiderii fisurilor la elemente de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică sub încărcări statice de scurtă durată. Din cele expuse se observă că la deducerea formulelor de calcul adistanței și mărimii deschiderii fisurilor, expuse pe larg în capitolele I și II, au fost introduse o serie de ipoteze simplificatoare care au făcut posibilă aplicarea teoriei mecanicii corpurilor continue, elastice și betonului armat deși la acest material procesul de rupere (de fisurare) este treptat și depinde de proprietățile reologice ale materialului devenit discontinu odată cu apariția microfisurilor. Datorită neomogenității materialului și anizotropiei, problema fisurării betonului armat devine delicată și complexă depinzând de mulți parametri. Studiile teoretice nu au putut cuprinde în relații toate aceste abateri de la teoria corpului omogen, elastic și izotrop și nici toți parametrii care influențează fisurarea elementelor de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică, motiv pentru care este necesară verificarea relațiilor de calcul prin încercări experimentale și concordarea fenomenului real al fisurării și relațiile de calcul.

Soluția indicată de prof. A.A. Grozdeev și M. Tichy, de abordare a betonului armat și în special a fisurării betonului armat după opinia prof. H. Rüşch /88/ constau în studiul statistic al unui număr mare de rezultate experimentale dată fiind dispersia lor deosebit de mare, provocată de natura fenomenelor ce se petrec într-o structură atât de complexă ca cea a betonului armat.

Studiul experimental are drept scop verificarea considerațiilor teoretice și de calcul a formării și apariției fisurilor, pe de o parte, și deschiderea fisurilor, pe de altă parte, la elemente de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică și stabilirea unor relații de calcul potrivit rezultatelor experimentale obținute de autor.

2. Program experimental

2.1. Proiectarea și alcătuirea elementelor experimentale

Programul experimental a făcut parte din planul de cercetare al Catedrei de beton armat și clădiri a Institutului Politehnic Timișoara, sub contractul nr.10125/1977, Faza II-a/1978 "Completarea și îmbunătățirea prescripțiilor de calcul și alcătuire a elementelor de beton armat și beton precomprimat - Calculul elementelor liniare de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică - Experimentări pe elemente de secțiune dublu T, solicitate la compresiune excentrică oblică".

Programul experimental cuprinde un număr de 24 elemente de beton armat de secțiune dublu T, solicitate la compresiune excentrică oblică cu diferite excentricități, armate cu armătură flexibilă OB 37, cu diferite procente de armare, tabelul IV-1.

La elaborarea programului experimental s-a urmărit influența următorilor parametri :

a) procentul de armare longitudinal (p și p') care s-au calculat în două ipoteze; raportat la secțiunea reală de beton și raportat la secțiunea $b_p \cdot h$. Astfel valoarea procentului de armare a variat între (tabelul IV-1) :

$$p = p' = \frac{A_a}{A_b \text{ real}} \cdot 100 = 0,787\% \quad \text{și} \quad p = 1,89\% \quad \text{respectiv} \\ p' = 1,181\% .$$

S-au proiectat și elemente la care armătura comprimată este mai puternică (în special la elemente cu mică excentricitate) unde procentul de armare a fost :

$$p = 1,097\% \quad \text{și} \quad p' = 1,73\% ,$$

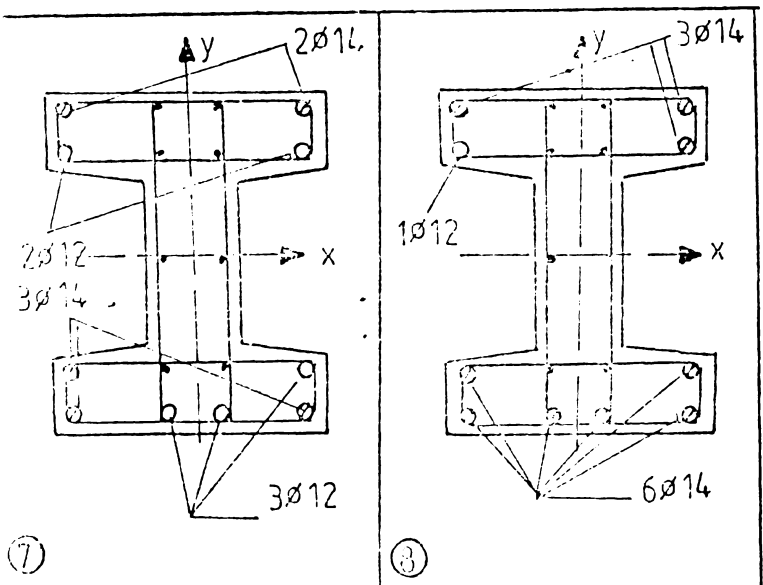
deci aproape dublu.

b) Mărima excentricității e_{ox} și e_{oy} a forței normale N. S-a prevăzut încercarea elementelor experimentale cu patru excentricități și anume :

Seria	I	II	III	IV
e_{ox} (cm)	10	20	20	20
e_{oy} (cm)	5	10	5	20

care au permis parcurgerea domeniului de la mică la mare excentricitate cu un număr minim de elemente.

B 200
OB 37



$S_{3-3} / 2$	$S_{3-4} / 2$	$S_{3-1} / 1$
20	20	20
5	20	20
1,646	1,859	
1,097	1,181	
1,068	1,232	
0,712	0,756	

INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMISOARA
BIBLIOTECA CENTRALA

Valoarea mărimii excentricității s-a asigurat prin proiectarea a două console scurte la capetele elementelor, orientate oblice față de axe de inerție principale ale secțiunii transversale, funcție de excentricitatea forței normale.

Lungimea stîlpului s-a luat egală cu 2 m, astfel ca să nu apară flambaj și să se poată asigura încercarea stîlpului la dispozitivele existente în cadrul laboratorului. Lungimea stîlpului a fost condiționată și de faptul ca să rămînă o zonă de moment M și forță axială N constante, de cel puțin trei ori înălțimea secțiunii transversale. Din această condiție a rezultat această zonă de 0,9 și 1,0 m în funcție de mărimea consolei oblice.

Proiectarea elementelor experimentale s-a făcut conform STAS 10107/0-76 care era în vigoare la data realizării contractului de cercetare. Caracteristicile geometrice și de armare a elementelor proiectate sînt date în figurile IV-1 la IV-8.

2.2. Confecționarea elementelor experimentale

2.2.1. Materiale folosite

Betonul

Pentru confecționarea elementelor experimentale s-a folosit următoarea compoziție a betonului :

- ciment RIM 200	320 kg/m ³ ;
- apă	200 l/m ³ ;
- agregate : sort 0 ... 7 mm	960 kg/m ³ ;
7 ...15 mm	960 kg/m ³ ;

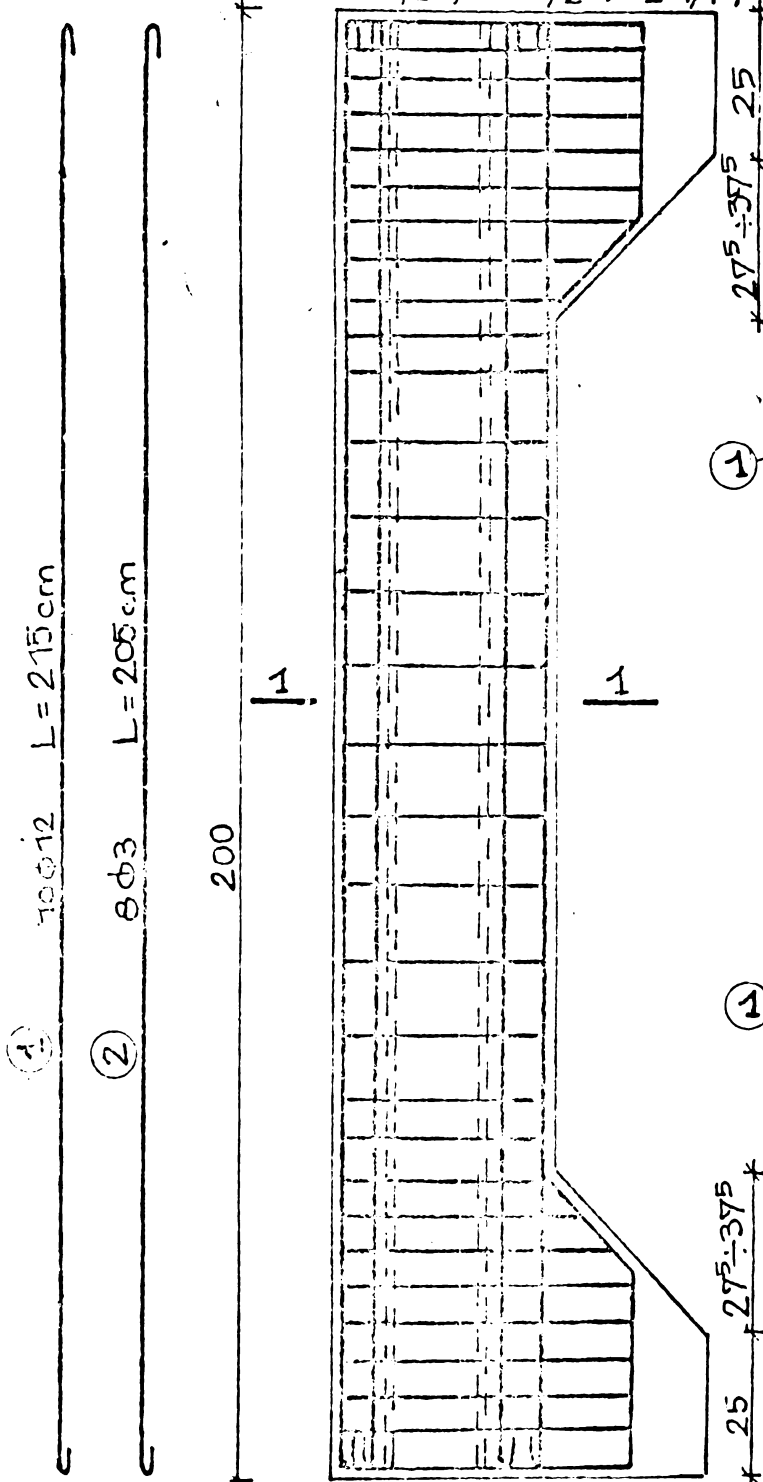
greutatea 1 m³ beton compactat : 2460 kg/m³

Raportul A/C = 0,6875.

Cimentul folosit RIM 200 a fost adus de la Fabrica de Ciment Tîrgu-Jiu. Agregatul provenit din balastiera de la SAG a fost sortat pe două sorturi astfel încît compoziția granulometrică să intre în domeniul bun al curbelor granulometrice, standardizate. Frațiunea de 15 ... 30 mm nu a fost acceptată la executarea elementelor deoarece acoperirea cu beton a armăturii de rezistență a fost de 1,4 cm și frațiunea peste 16 mm nu putea fi folosită.

Betonul a fost realizat cu ajutorul unei betoniere de 150 l. Rezistențele mecanice ale betonului întărit s-au determinat conform STAS 10107/0-76. Rezistențele la compresiune s-au determinat pe eu-

$S_{1-1/1}$; $S_{2-1/1}$; $S_{2-1/2}$; $S_{1-2/1}$
 $S_{1-2/2}$; $S_{2-3/2}$; $S_{2-4/1}$; $S_{2-4/2}$



① 10φ12 L=215 cm
 ② 8φ3 L=205 cm

200

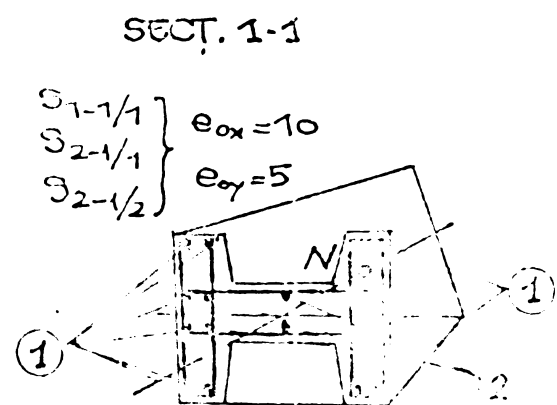
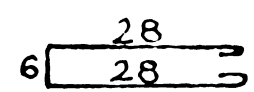
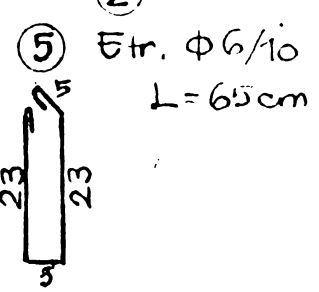
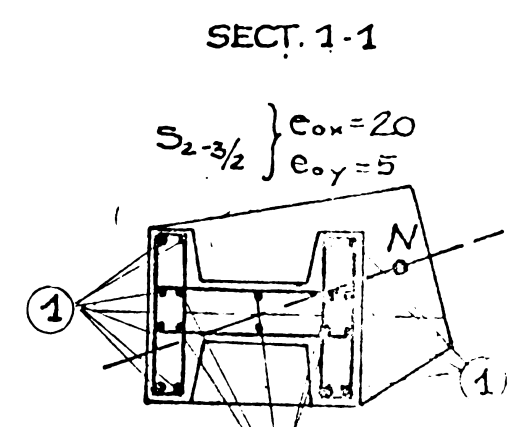
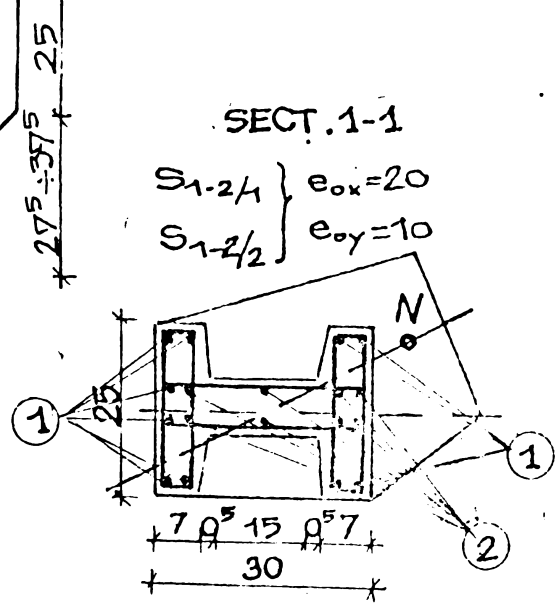


Fig. IV.-1

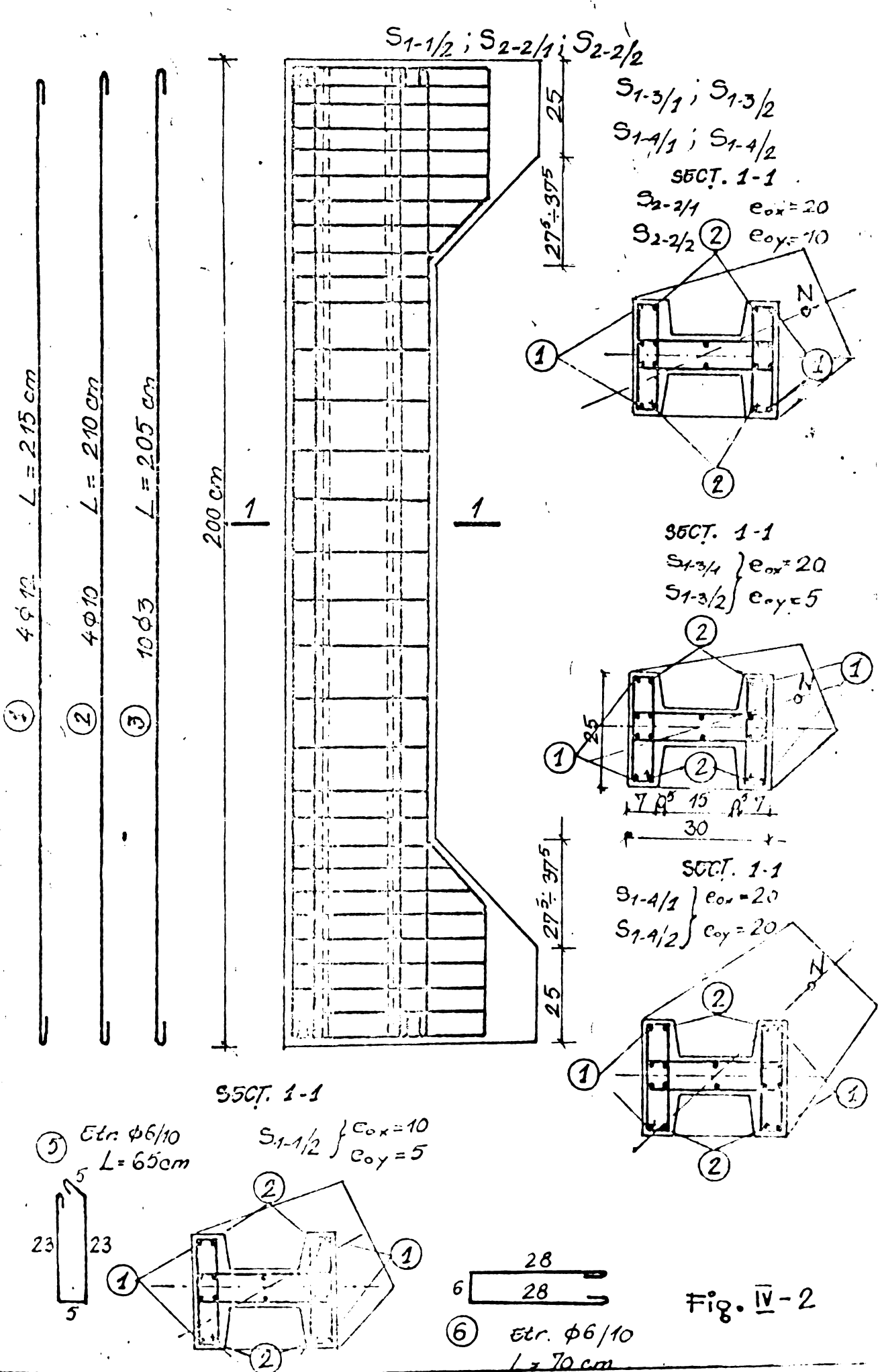


Fig. IV-2

S_{2-3/1}

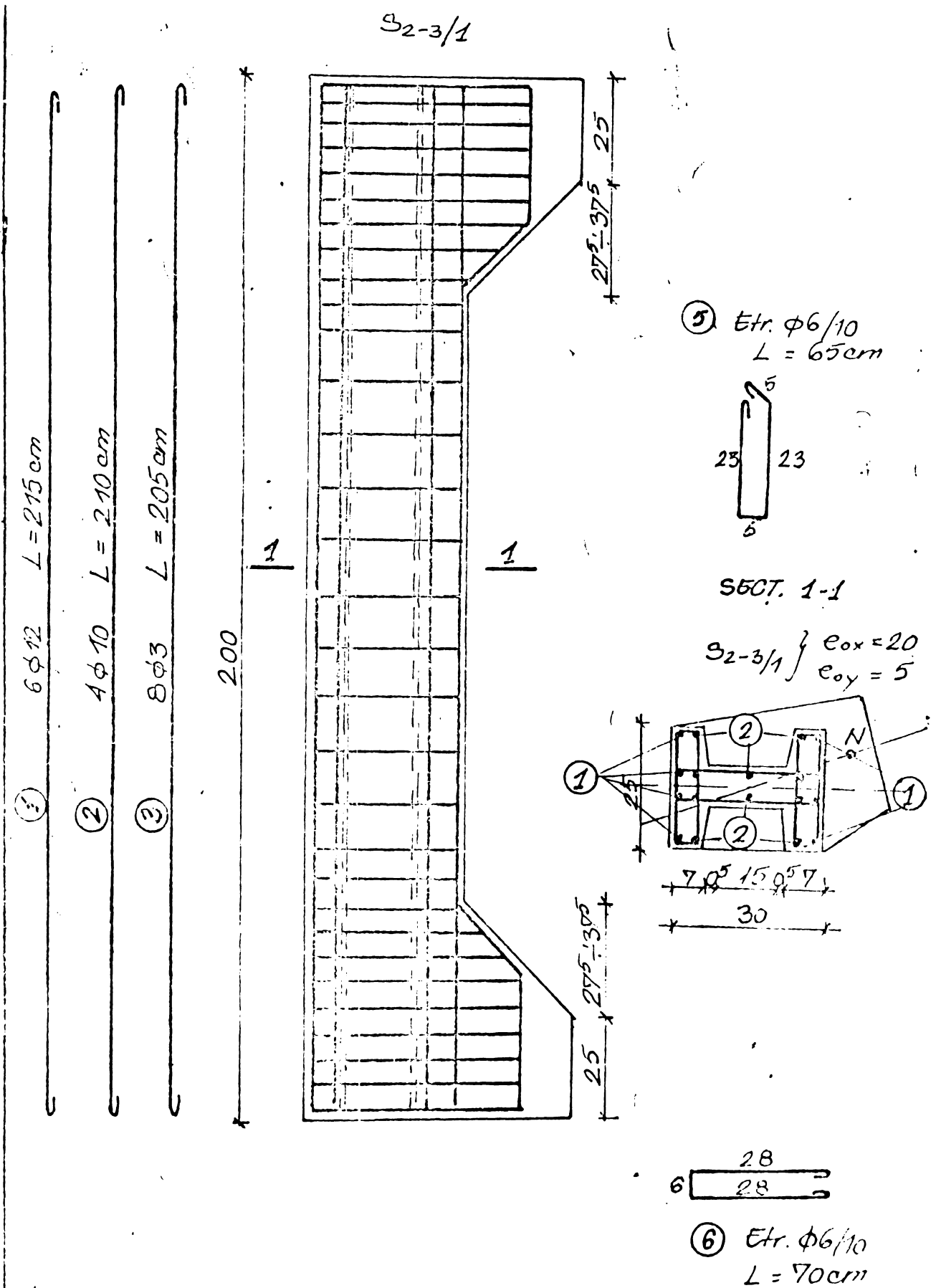


Fig. IV-3

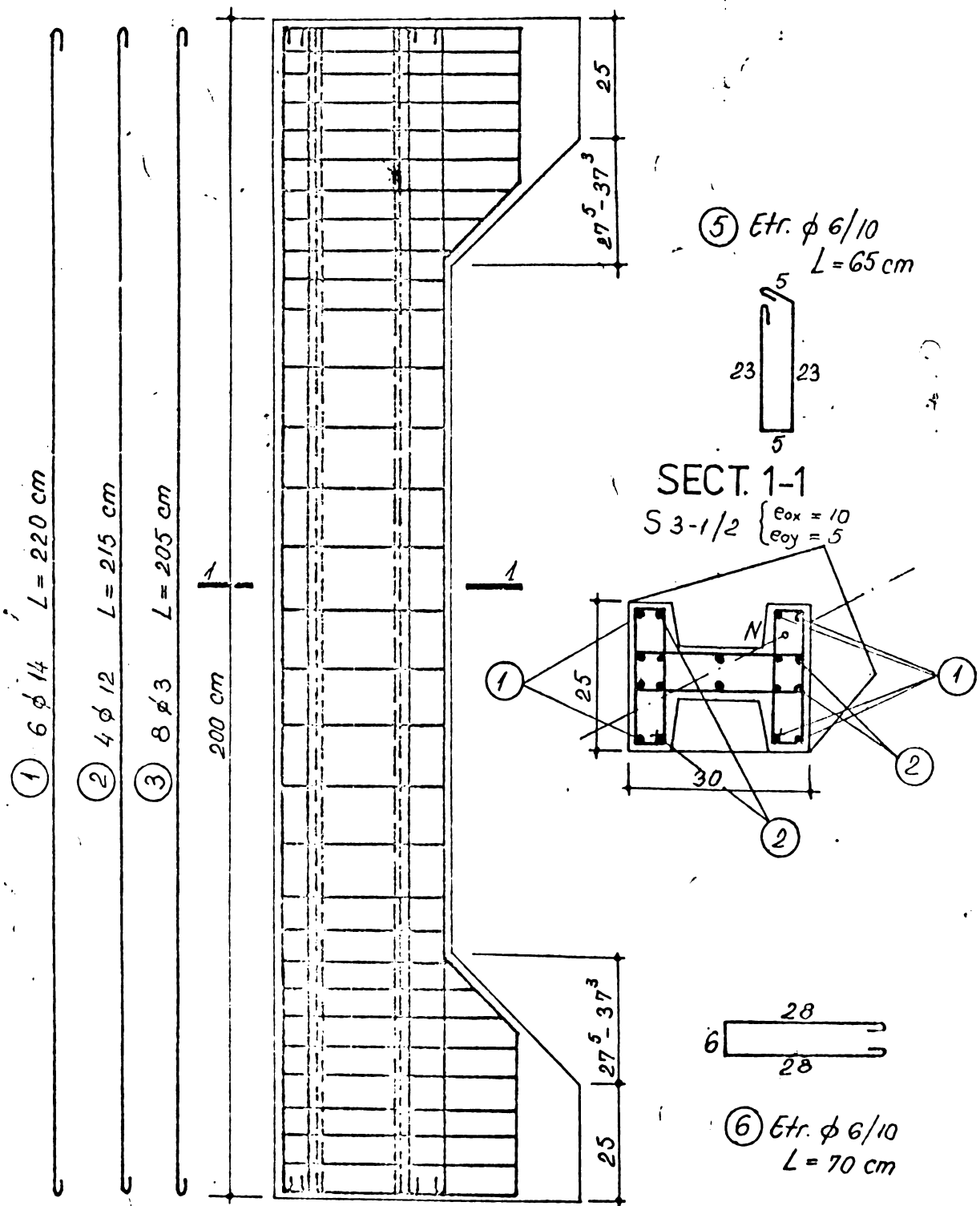


Fig IV-4

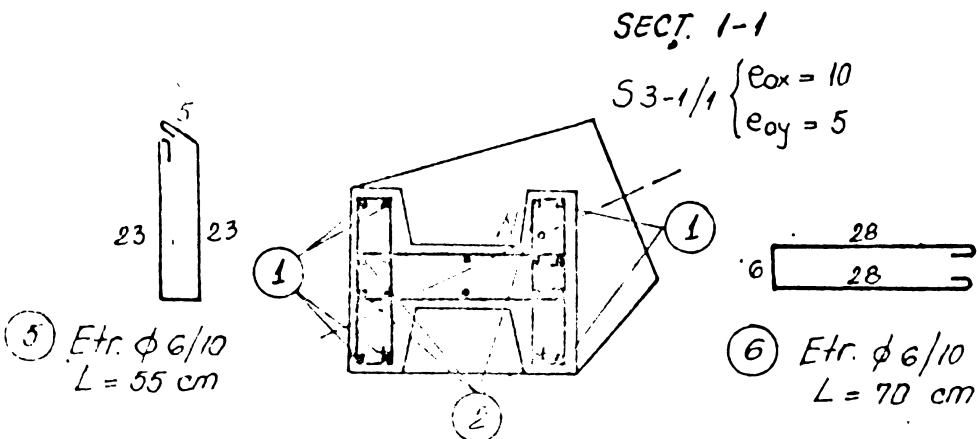
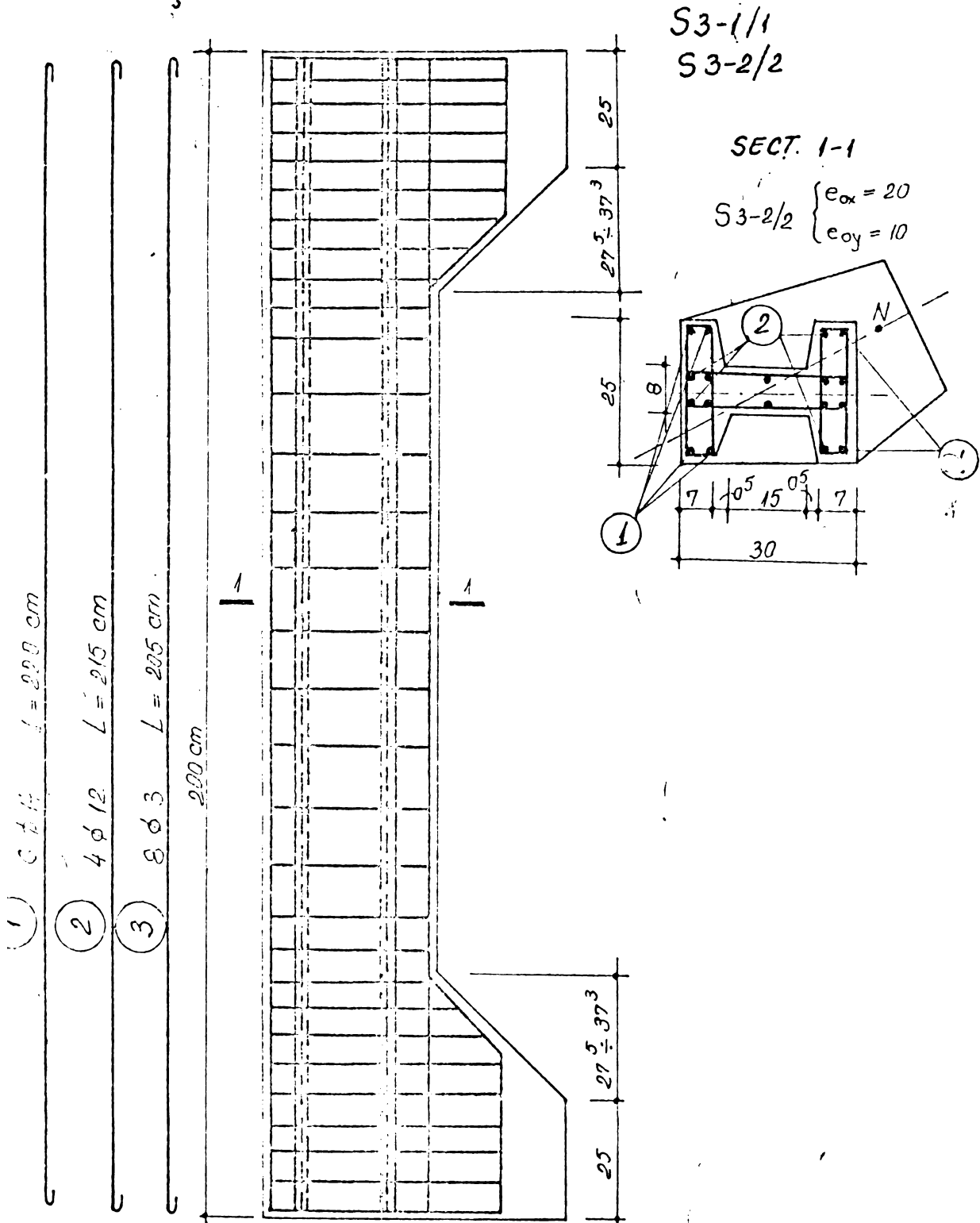
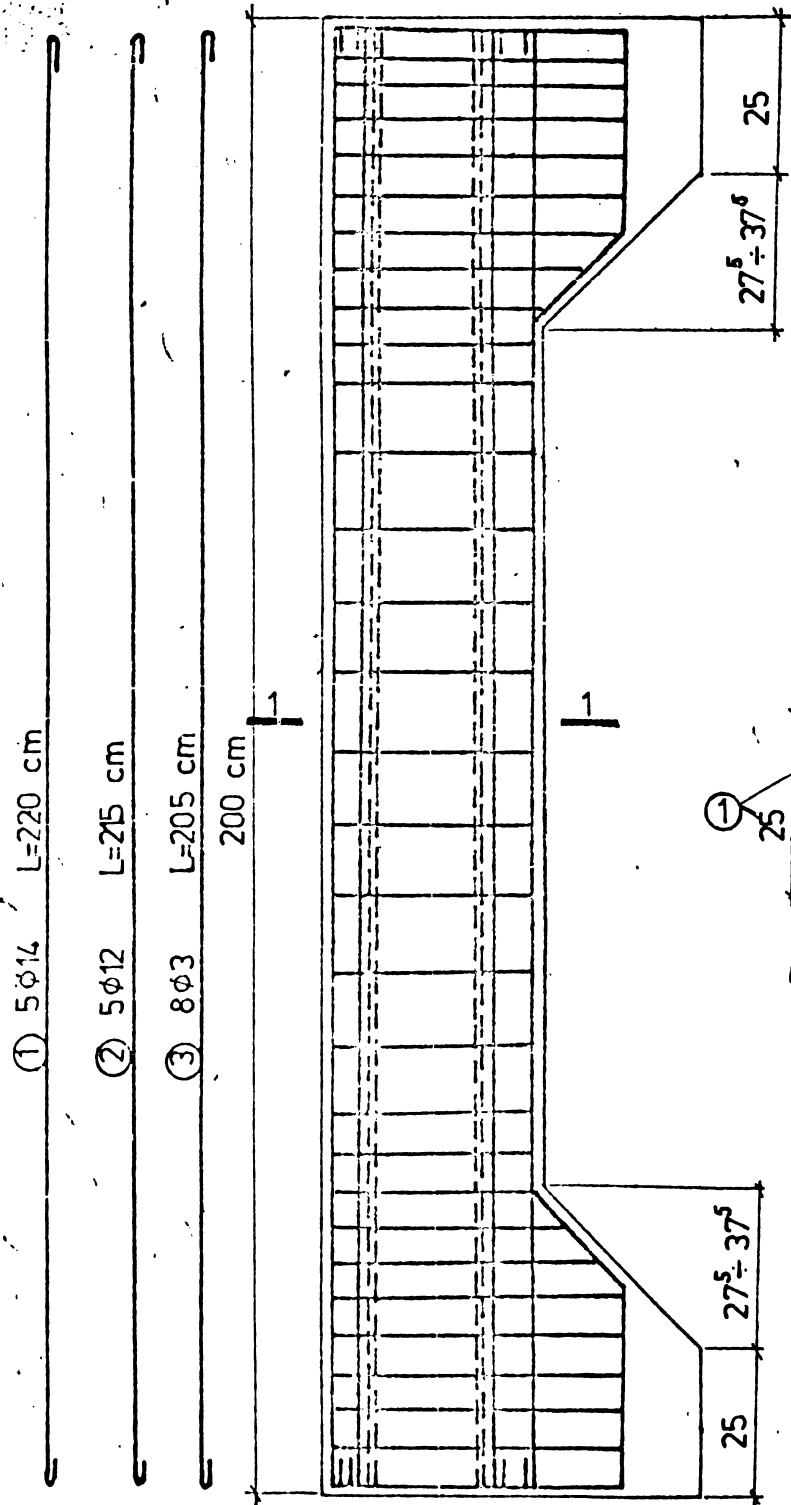
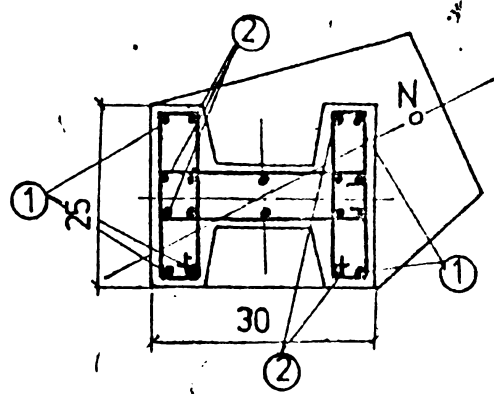


Fig. IV-5

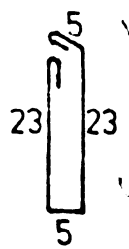
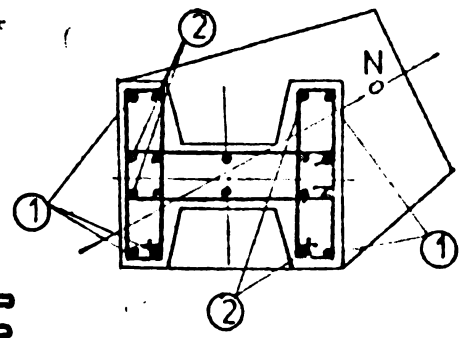


- ① 5 ϕ 14 L=220 cm
- ② 5 ϕ 12 L=215 cm
- ③ 8 ϕ 3 L=205 cm

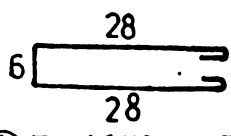
SECT. 1-1
S 3-2/1 { $e_{ox}=20$
 $e_{oy}=10$



SECT. 1-1
S 3-3/1 { $e_{ox}=20$
 $e_{oy}=5$



⑤ Etr ϕ 6/10 L=65 cm



⑥ Etr ϕ 6/10 L=70 cm

Fig. IV-6

PLANO DE LA COLUMNA A STILPULU: S 3/2

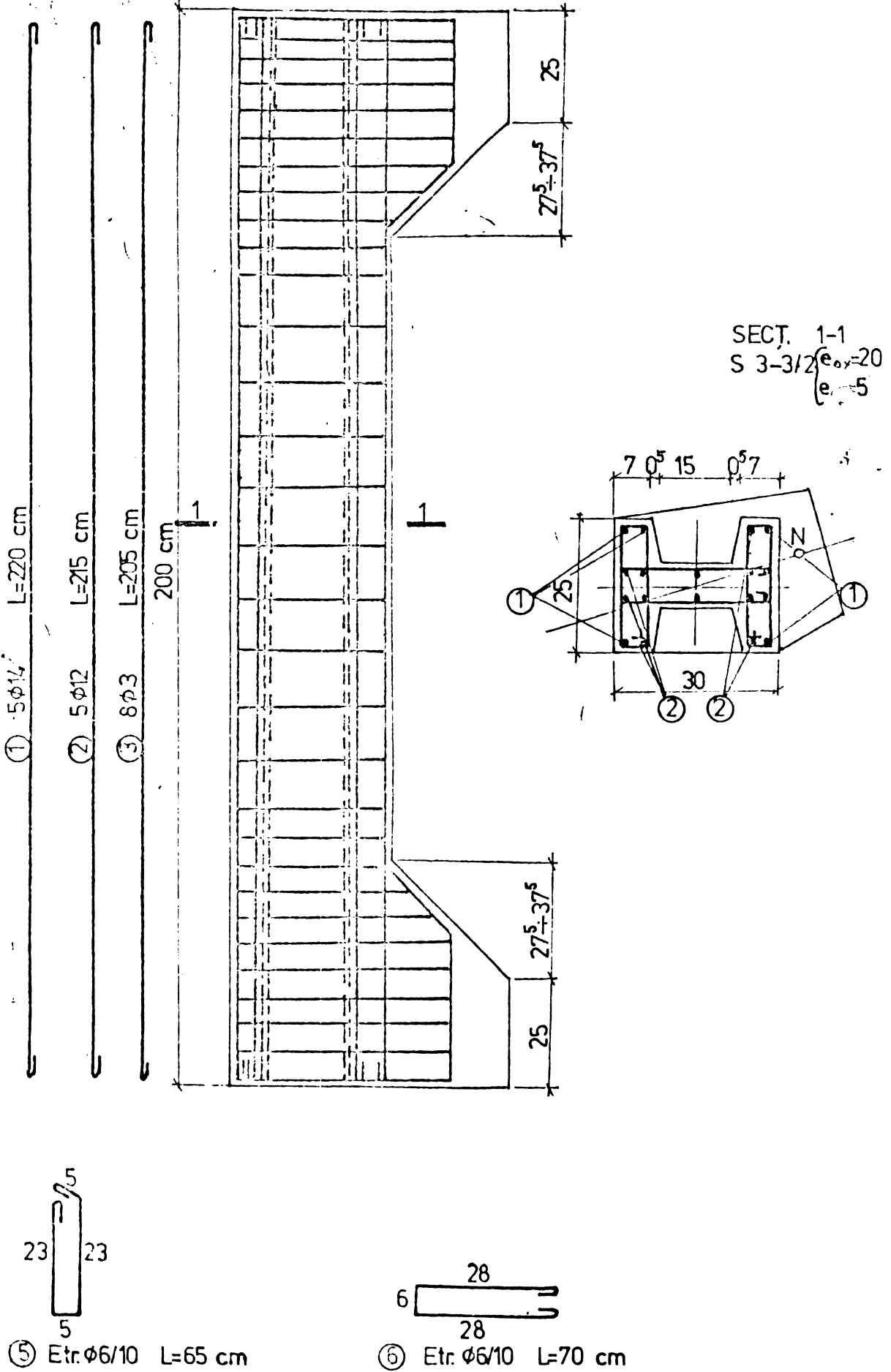


Fig. IV-7

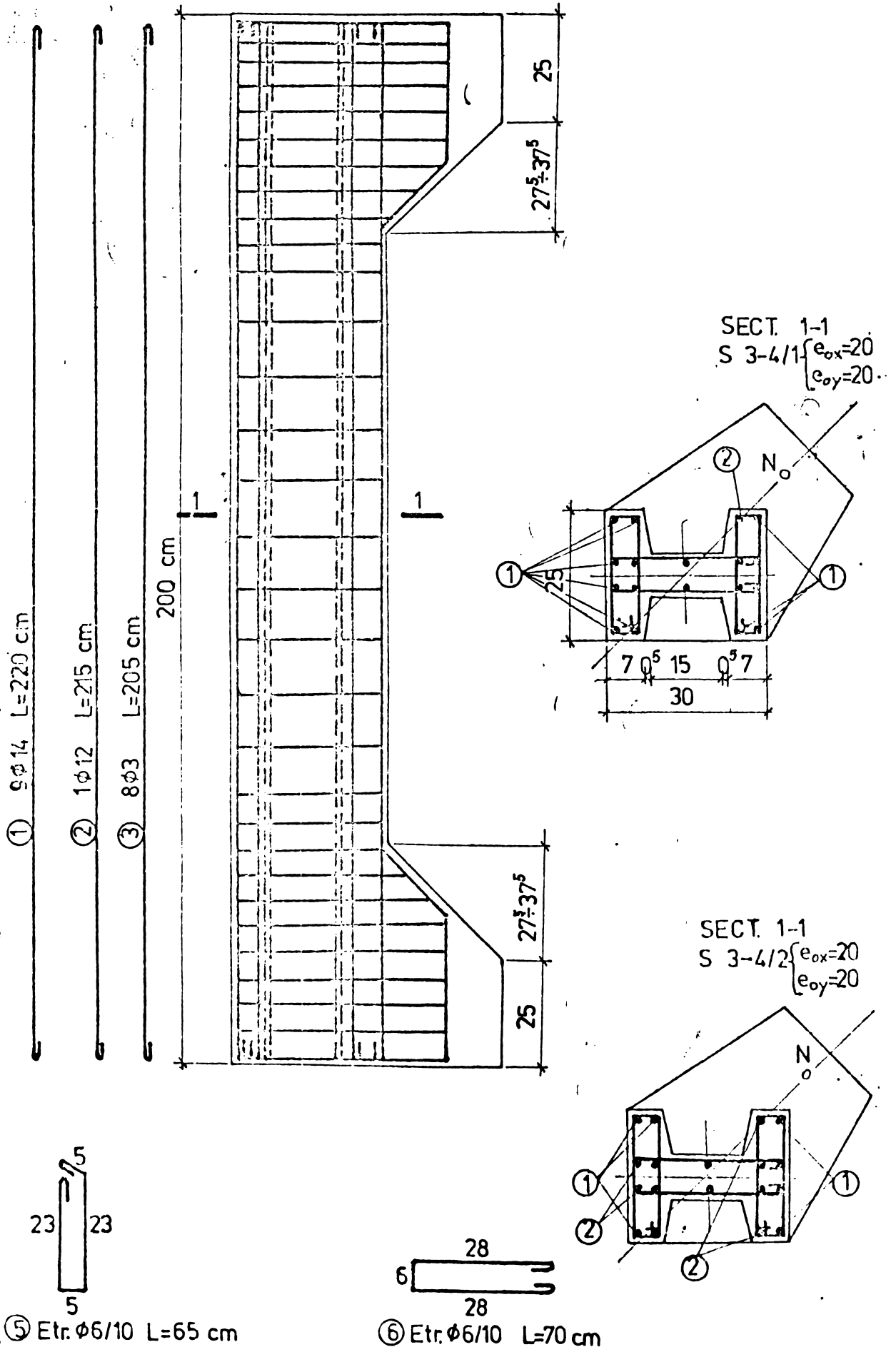


Fig. IV-8

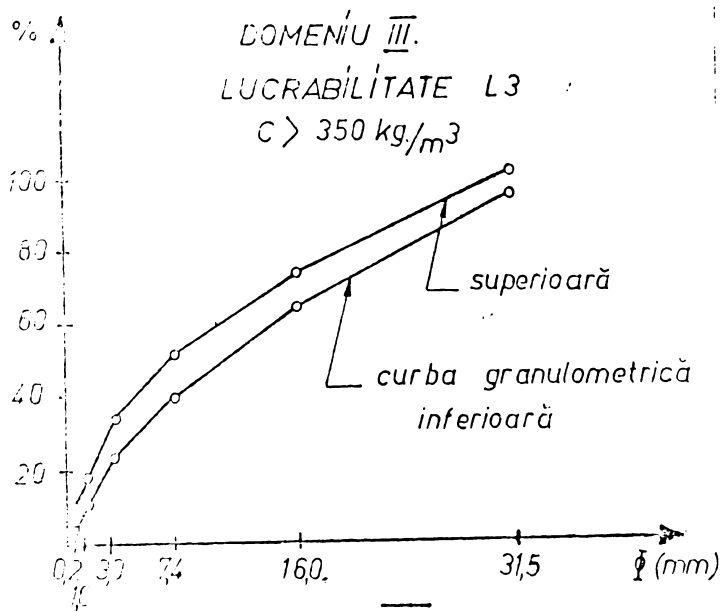


Fig. IV-9

buri cu latura de 20 cm. Determinările s-au efectuat la vârsta de 28 zile și la tuda încercării elementelor experimentale, iar rezultatele caracteristicilor fizico-mecanice sînt date în tabelul IV-2.

Armătura

La alcătuirea stîlpilor s-au folosit armături din OB 37. Ca armătură de rezistență s-au folosit diametrele de \varnothing 10, 12 și

14 mm, a căror caracteristici fizico-mecanice au fost determinate pe epruvete extrase din stîlpul confecționat și încercat, a căror curbe caracteristice pînă la palierul de curgere se dau în figurile IV-10, IV-11 și IV-12, iar caracteristicile fizico-mecanice ale armăturii de rezistență, obținute în urma încercărilor experimentale, sînt date în tabelul IV-3.

Tabelul IV-3.

Diametrul (mm)	Limita de proporțio- nalitate P (kg/cm ²)	Limita de curgere inferioară σ_i (kg/cm ²)	Rezistența la rupeșe r (kg/cm ²)	0,5 (%)
\varnothing 10	2369	2810	4650	34,2
\varnothing 12	2336	2496	4203	34,3
\varnothing 14	2662	2792	4351	35,0

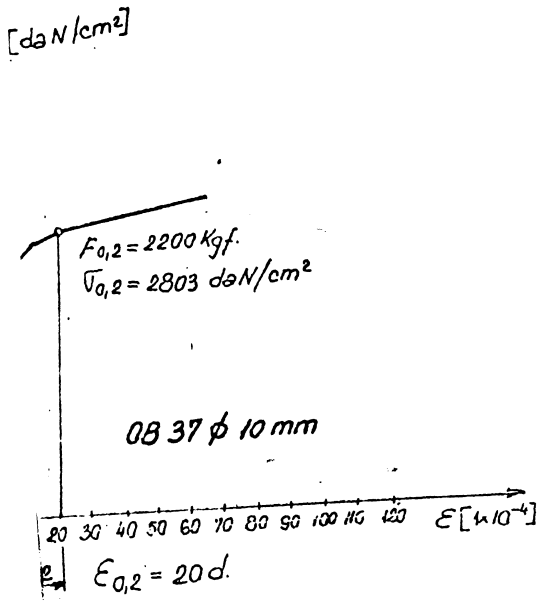


Fig. IV-10

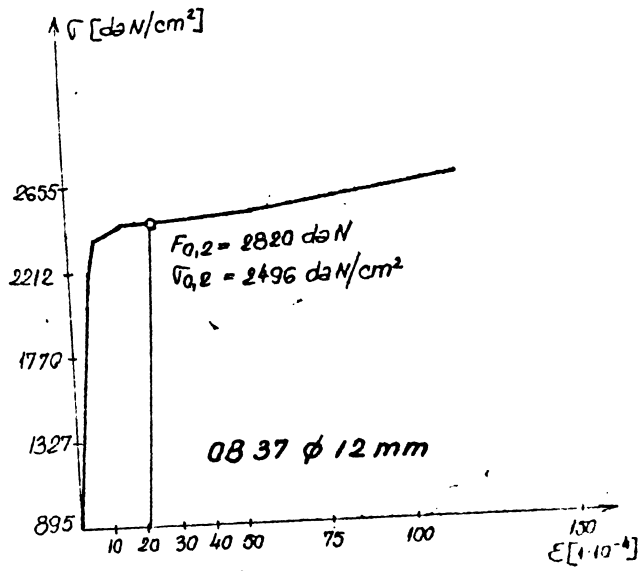


Fig. IV-11

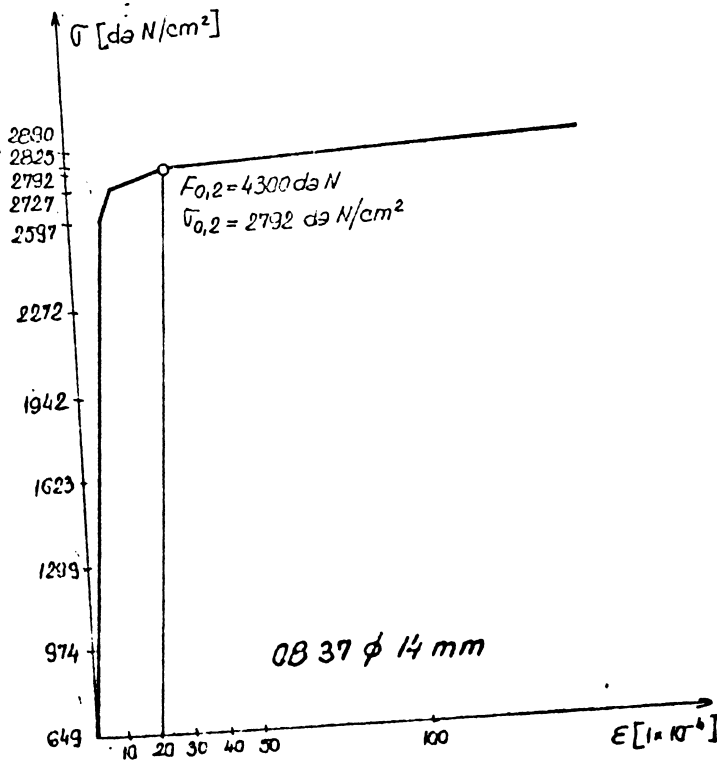


Fig. IV-12

Tabelul IV-2.

Caracteristici fizico-mecanice ale
elementelor experimentale la data încercării.

Indicativ	Marca beton R. 28 (daN/cm ²)	Rezistența la compres. a betonului în ziua în- cercării <u>R_{bt}</u> (daN/cm ²) t (zile)	Val.med. a lui R _c după STAS 10102/75 la data incerc. (daN/cm ²)	R _c la da- ta în- cercă- rii	R _t la da- ta în- cercă- rii	E _b (daN/cm ²)
S 1-1	241	300/tz=64	243	115	16,47	292293
S 1-2	259	323/tz=64	260	124	17,23	301567
S 3-3	312	412,5/tz=83	325	154	19,99	325000
S 1-4	294	410/tz=105	323	154	19,91	323000
S 2-1	238	283/tz= 53	230	109	15,87	289796
S 2-2	261	332/tz=69	267	127	17,53	305556
S 2-3	269	365/tz=93	291	138	18,57	300000
S 2-4	247	351/tz=115	280	133	18,10	302500
S 3-1	204	252/tz=61	206	98	14,75	279836
S 3-2	233	310/tz=84	250	119	16,78	300000
S 3-3	226	315/tz=105	254	121	16,96	299860
S 3-4	228	327/tz=119	263	125	17,36	302300

2.2.2. Executarea elementelor experimentale

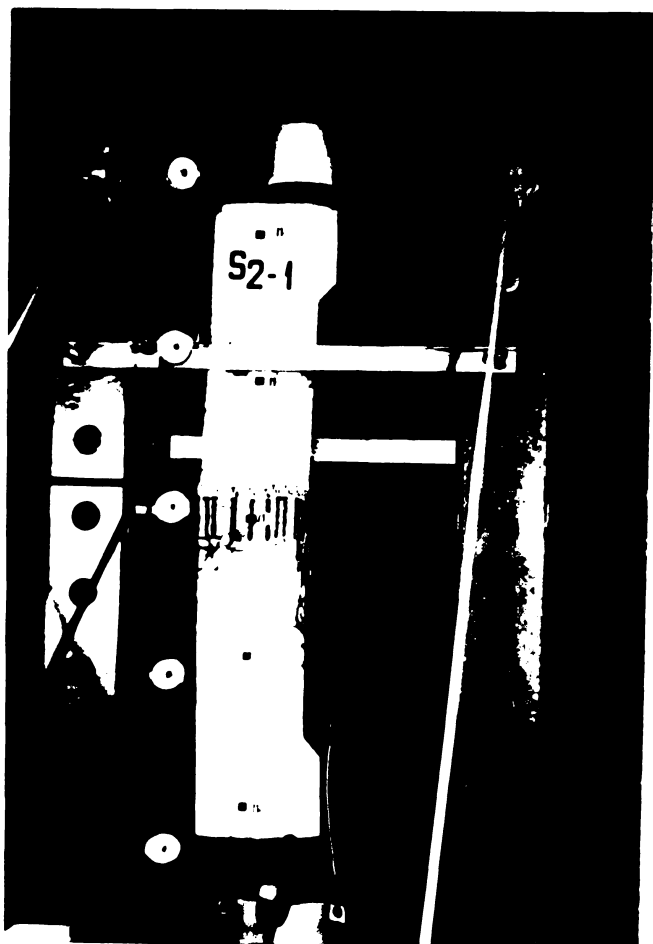
Armarea elementelor experimentale a fost executată potrivit datelor din figurile IV-1 la IV-8 iar marea betonului a variat între B 204 și B 312. Pentru toate elementele experimentale s-au folosit cofraje de lemn căptușite cu plăci P.F.L, care au fost unse înainte de turnare cu unsstrat de ulei de silicon. Probele de control au fost turnate în tipare metalice tratate în prealabil cu același ulei.

Indesarea betonului la turnarea elementelor experimentale și a probelor de control s-a făcut prin vibrare, iar turnarea elementelor experimentale s-a făcut în poziție orizontală.

După turnare, elementele experimentale și o parte din probele de control care servesc pentru determinarea caracteristicilor fizico-mecanice ale betonului la data încercărilor elementelor experimentale, au fost păstrate în mediu umed timp de 7 zile și apoi în aer.

Probele de control care servesc la determinarea mărcii betonului, și care au fost încercate la 28 zile de la confecționarea lor, pentru elementele experimentale, au fost păstrate în condiții standard.

Caracteristicile fizico-mecanice ale betonului la vârsta de 28 zile și la data încercării fiecărui element experimental sînt date în tabelul IV-2.



Pentru măsurarea deformațiilor betonului la diferite trepte de încălzire au fost fixate ploturi metalice pentru a putea aplica deformațiile mecanice și timbrele tensometrice, iar pentru măsurarea deformațiilor armăturii s-au folosit timbre tensometrice.

Dispunerea aparaturii pentru măsurarea deformațiilor betonului și a dispozitivului de încercare, sînt arătate în fig. IV-13.

3. Pregătirea și efectuarea încercărilor experimentale

3.1. Modul de încărcare

Încercarea elementelor experimentale (stâlpi) s-a efectuat cu ajutorul unei prese hidraulice de capacitate 20 tf, pe un stand amenajat în acest scop, așa cum se vede din fotografia IV-13, în cadrul Laboratorului de "Beton armat și clădiri" al Facultății de Construcții din Timișoara.

Schema de încărcare și modul de aplicare al încărcării, au fost stabilite în colaborare cu INCERC - București, coordonatorul temei de cercetare, în vederea unificării încercărilor elementelor cu toți colaboratorii. În principiu s-a stabilit următorul mod de încărcare : solicitarea stâlpilor s-a făcut la mai multe cicluri de încărcare-descărcare, după metodologia dată în tabelul IV-4.

Tabelul IV-4.

Modul de încărcare al stâlpilor.

Ciclul 1		Ciclul 2		Ciclul 3	
încărcare - descărcare		încărcare - descărcare		încărcare	
1	500 kg	1	500 kg	1	
2	500 kg	2	500 kg	2	
3	500 kg	3	500 kg	3	
4	p^n	4	p^n	4	
	(valoare nominală)	5	$1,1 p^n$	5	
		6	$1,2 p^n = p$	6	$1,2 p^n = p$
			(val. de calcul)	7	$1,3 p^n$
				8	$1,4 p^n$
				.	
				.	
				.	
					p^r
					(val. de rupere)

Încărcarea normată a fost determinată din încărcarea de

calcul prin împărțirea cu un coeficient mediu al încărcărilor $n=1,2$.

În principiu, la primul ciclu de încărcare s-a mers pînă la valoarea încărcării normale calculate, la al doilea ciclu de încărcare s-a mers pînă la valoarea încărcării de calcul determinată conform STAS 10107/0-76, iar în al treilea ciclu de încărcare s-a mers pînă la ruperea elementului prin colaps.

Prin acest mod de încărcare se poate stabili raportul în care se află valoarea încărcării de calcul față de valoarea încărcării de rupere.

3.2. Măsurătorile efectuate

Pentru a studia solicitările elementelor experimentale s-au efectuat o serie de măsurători.

S-au măsurat următoarele mărimi :

a) Încărcarea de fisurare și de rupere. Valoarea forțelor s-a măsurat cu ajutorul dozelor electrotensometrice și în același timp cu manometrul de 200 Kgf/cm^2 la stâlpii la care forța de rupere a depășit 30 tf, iar la stâlpii la care forța de rupere a fost sub 30 tf s-a folosit manometrul de 100 Kgf/cm^2 .

b) Deformațiile armăturii din zona întinsă sau din zona mai puțin solicitată au fost determinate cu ajutorul tensometriei electrice rezistive cu baza de măsurare de $l_0 = 20 \text{ mm}$, timbre tensometrice lipite direct pe una din armături.

c) Deformațiile betonului din zonele comprimate și întinse cu ajutorul tensometriei electrice rezistive cu baza de măsurare de $l_0 = 100 \text{ mm}$. Distribuția timbreilor tensometrice pe toate fețele stîlpului este dată în fig.IV-14.

d) Deformațiile și deplasările mai importante după axele de inerție principale ale secțiunii, la diferite niveluri, s-au măsurat cu ajutorul fleximetrei tip Maximov cu fir, iar deplasările mai mici s-au determinat cu microcomparatoare cu tije cu precizia 1:100 mm. Poziția fleximetrei și microcomparatoarelor pe înălțimea stîlpului este dată în fig.IV-15.

e) Mărimea deschiderii fisurilor, care s-a efectuat pentru fiecare treaptă de încărcare de la apariția lor și pînă în momentul ruperii. Măsurarea mărimii deschiderii fisurilor s-a efectuat în dreptul armăturii longitudinale întinse, folosind lipa micrometrică cu precizia de 1:100 mm.

f) Distanța dintre fisuri la treapta de exploatare cu o precizie de ordinul milimetrilor, cu ajutorul riglei.

Amplasarea timbrelor tensometrice la stâlpii solicitati la compresiune excentrica oblica

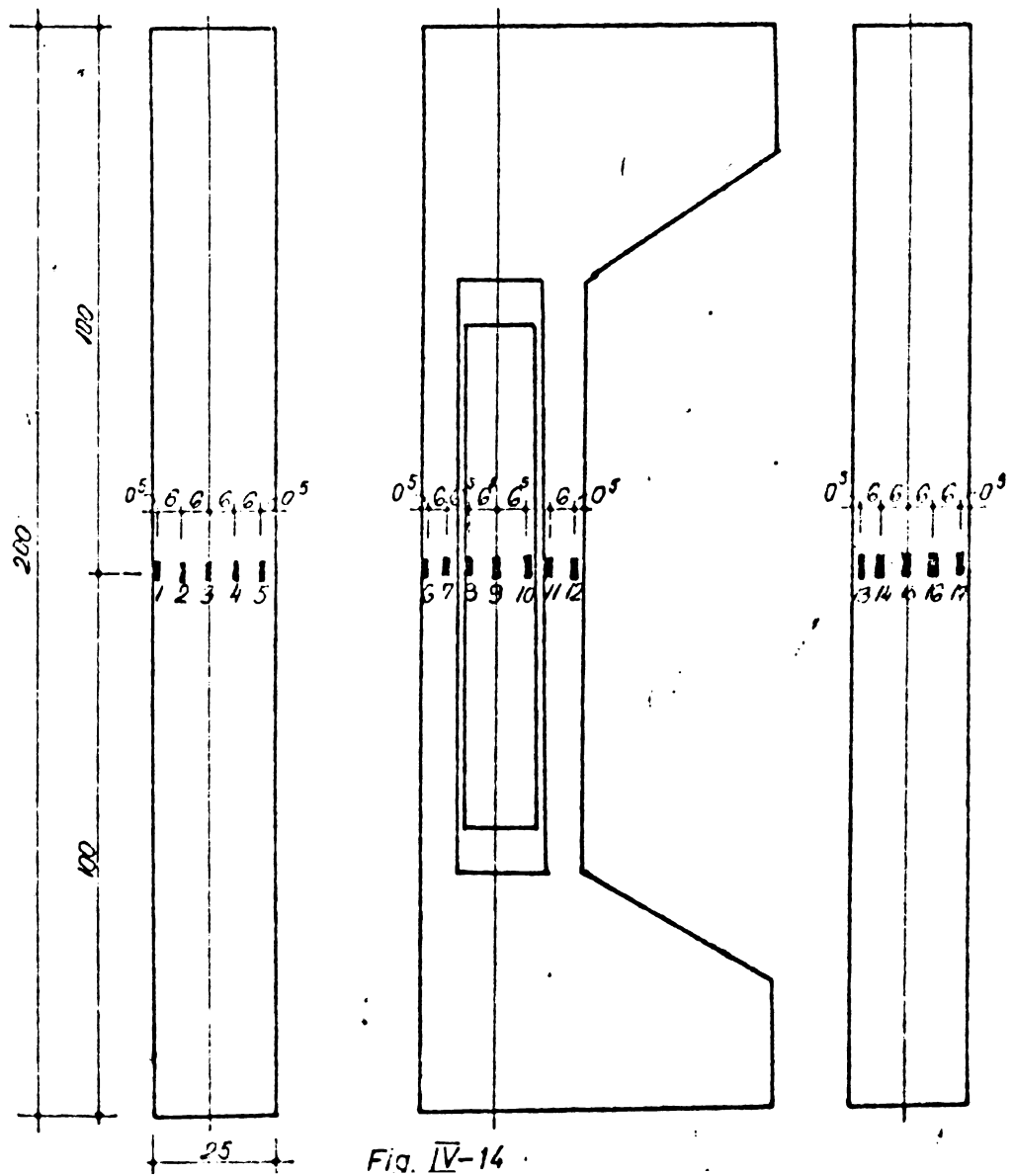
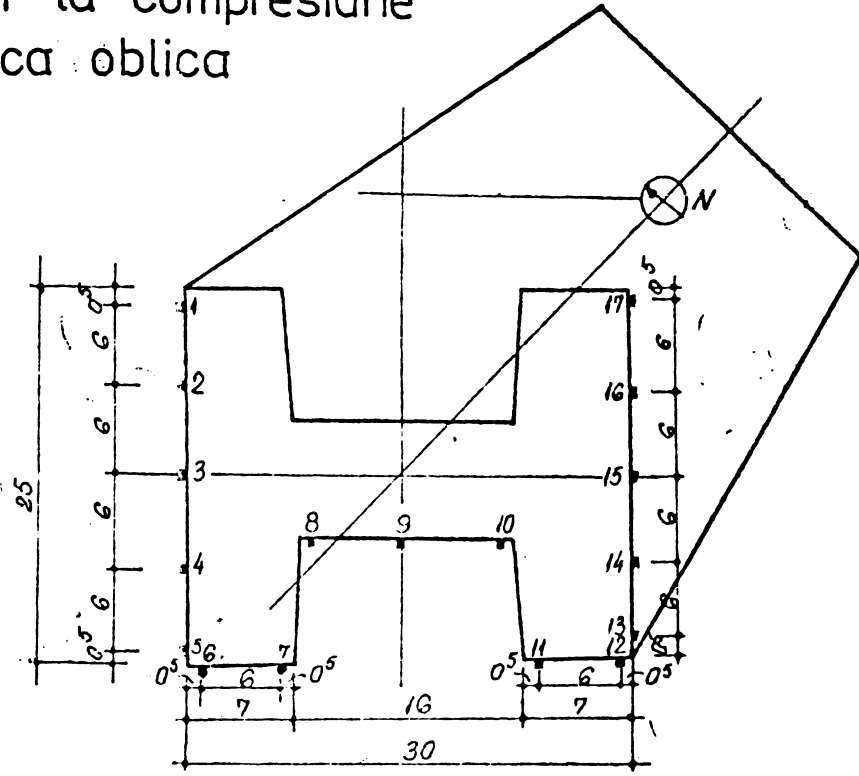


Fig. IV-14

Tabelul IV-5.

Mărimi măsurate experimental pentru studiul apariției și dezvoltării fisurilor.

Tip	Procentul de armare long.		Treapta de înălțare de apariț. fisuri (exp.) P _f (t)	Raportul		Valoarea deschiderii fisurilor la treapta de exploatare		Treapta de înc. la care s-a atins deschid. max. a fisurilor $\bar{L}_f = 0,3 p$ (t)	Deschid. la rupea ele- mentelor $\bar{L}_f \text{ max}$ • 100
	P (%)	p' (%)		$\frac{p}{p_f}$	$\frac{p_r}{p_f}$	$L_{f \text{ med}}$	$L_{f \text{ med}}$		
1/1	1,392	0,929	28,42	1,38	1,93	4,000(2)	4,000	nu s-a de- pășit	350,0
1/2	0,787	0,787	21,56	2,32	2,55	3,857(2)	7,000	"-"	700,0
2/1	1,392	0,929	10,78	1,36	2,68	6,888(2)	10,000	26,46	500,0
2/2	1,392	0,929	2,35	2,00	4,00	6,142(1)	8,000	nu s-a de- pășit	350,0
3/1	0,787	0,787	12,74	1,31	2,69	4,625(2)	6,000	33,32	450,0
3/2	0,787	0,787	12,25	1,36	2,72	4,833(2)	8,000	28,42	600,0
4/1	0,787	0,787	6,37	1,31	2,69	2,285(2)	4,000	16,17	1100,0
4/2	0,787	0,787	4,41	1,89	3,67	4,428(2)	8,000	14,70	700,0
1/1	1,393	0,929	27,93	1,00	1,82	2,250(2)	3,000	49,58	300,0
1/2	1,393	0,929	26,46	1,00	2,00	2,500(1)	3,000	nu s-a de- pășit	300,0
2/1	0,787	0,787	8,33	1,94	3,29	6,571(2)	9,000	25,48	750,0
2/2	0,787	0,787	7,35	3,76	2,82	5,625(1)	8,000	22,05	800,0
3/1	1,251	0,787	10,29	2,00	3,23	7,375(1)	10,000	31,36	600,0
3/2	1,393	0,929	10,29	2,00	3,71	5,375(2)	8,000	37,24	600,0
4/1	1,393	0,929	4,41	2,11	4,89	5,571(2)	7,000	19,11	700,0
4/2	1,393	0,929	4,41	2,11	4,67	5,750(2)	7,000	18,13	900,0
1/1	1,73	1,097	24,01	1,00	2,12	2,000(1)	2,000	nu s-a de- pășit	57,0
1/2	1,097	1,73	18,13	1,32	2,81	5,429(2)	7,000	"-"	150,0
2/1	1,646	1,097	8,33	2,00	3,70	4,625(2)	8,000	30,38	300,0
2/2	1,73	1,097	8,33	2,00	3,82	6,750(1)	9,000	30,38	500,0
3/1	1,646	1,097	9,8	2,05	4,30	4,875(2)	7,000	40,18	500,0
3/2	1,646	1,097	9,8	2,05	4,3	3,571(1)	5,000	40,18	400,0
3/1	1,899	1,181	7,35	1,93	2,67	3,858(1)	7,000	18,62	750,0
4/2			4,41	2,11	4,77	3,889(1)	9,000	20,09	800,0

Tabelul IV-6.

Deformații specifice din zona comprimată de beton și din armătura întinsă la stâlpii încercați pentru diferite trepte de încărcare semnificative.

Nr. crt.	Indicativ stâlp	Deformații specifice din fibra cea mai comprimată în ‰			Deformații specifice ale armăturii din zona întinsă în ‰		
		Sub în-cărcări normate	Sub în-cărcări de calcul	La ruperea elementului	Sub în-cărcări normate	Sub în-cărcări de calcul	La ruperea elem.
1	S1-1/1	0,902	1,061	2,75	0,633	0,740	2,500
2	S1-1/2	0,901	1,070	2,60	0,700	0,833	2,49
3	S1-2/1	0,970	1,130	2,53	1,01	1,16	2,73
4	S1-2/2	0,898	1,057	2,93	1,01	1,16	2,73
5	S1-3/1	0,693	0,826	2,31	1,105	1,334	7,59
6	S1-3/2	0,829	0,970	2,50	1,105	1,334	7,59
7	S1-4/1	0,810	0,978	3,66	1,061	1,29	4,11
8	S1-4/2	0,697	0,852	1,863	1,061	1,29	4,11
9	S2-1/1	0,750	0,810	3,21	nu s-a măsurat		
10	S2-1/2	0,93	1,080	3,15	nu s-a măsurat		
11	S2-2/1	1,192	1,410	2,70	1,96	2,28	4,66
12	S2-2/2	1,19	1,414	2,49	1,96	2,28	4,66
13	S2-3/1	1,10	1,304	2,23	1,30	1,49	4,05
14	S2-3/2	0,84	1,010	2,18	1,30	1,492	4,052
15	S2-4/1	0,599	0,704	2,43	0,86	0,96	3,89
16	S2-4/2	0,715	0,810	2,65	0,86	0,961	3,89
17	S3-1/1	0,830	0,980	3,18	nu s-a măsurat		
18	S3-1/2	0,79	0,94	2,86	nu s-a măsurat		
19	S3-2/1	1,065	1,242	2,38	0,869	1,026	11,18
20	S3-2/2	0,995	1,165	2,64	0,869	1,026	11,15
21	S3-3/1	0,824	0,970	2,64	0,807	0,932	3,93
22	S3-3/2	0,846	0,996	2,50	0,807	0,932	3,93
23	S3-4/1	1,703	1,96	2,97	0,838	0,922	3,71
24	S3-4/2	0,788	0,885	2,12	0,838	0,922	3,71

4. Rezultatele încercărilor experimentale

Rezultatele încercărilor experimentale sînt date în tabelele IV-5 și IV-6, și în diagramele din figurile IV-16 la IV-36.

În aceste relevee sînt trecute ordinea de apariție a fisurilor, valorile momentelor de fisurare experimentale și teoretice, valorile medii a deschiderii fisurilor precum și distanța dintre fisuri corespunzătoare încărcării de exploatare.

De asemenea în aceste relevee sînt prezentate și procesul de dezvoltare al fisurilor apărute la treapta de exploatare pînă la ruperea elementului.

În fotografiile capitolului IV se arată aspectul ruperii elementelor, pentru cîteva elemente încercate.

În tabelul IV-5 sînt date treptele de încărcare referitoare la apariția fisurilor și la care s-a atins deschiderea maximă a fisurilor de 0,3 mm, precum și valoarea deschiderii fisurilor la treapta încărcării de exploatare.

Treapta de apariție a fisurilor este legată, pe lîngă parametrii de alcătuire a stîlpilor, și de mărimea forței excentrice oblice N .

STILP S1-1/2

$P_T = 54\,880$ daN

$B = 300$

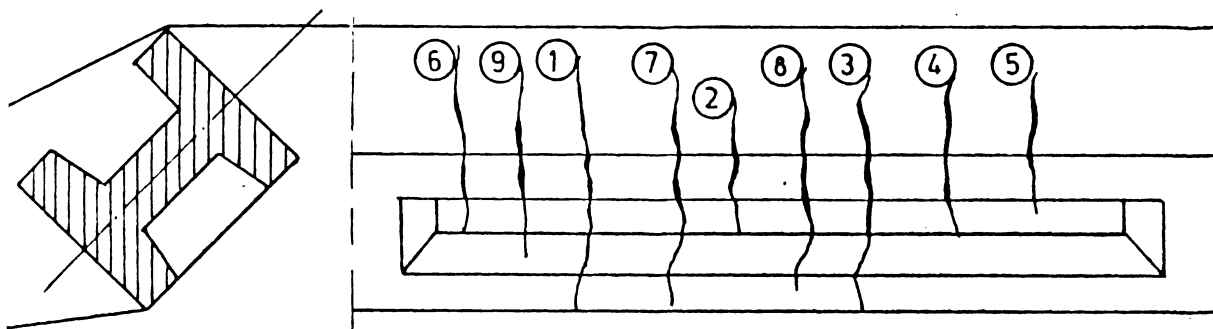
$p\% = 0,767$

$p'_\% = 0,76$

$OB = 37$

$p_t = 0,51$

$p'_t\% = 0,51$



Tr inc.	P [daN]	6	9	1	7	2	8	3	4	5	$\Sigma \alpha_i$ [1/100]
2	21.560			3							3
6	28.420	4		5		2		5	5	4	25
6'	28.420	4		5	2	2		5	7	4	29
7'	31.360*	7		6	4	2	5	7	7	6	44
8'	34.300	7	5	7	6	2	5	8	7	6	53
6''	28.420	4	3	5	2	2	2	5	7	3	34
7''	31.360	4	3	8	2	2	2	8	9	8	46
11''	43.120	10	8	9	8	10	10	10	10	8	83
12''	46.060	11	10	10	10	10	10	10	12	10	95
13''	49.000	13	11	11	11	10	10	10	14	13	96

* Incărcări de exploatare = 31 360 daN

ST. I- FISURARE

Nf kdaN	Experim.											
	Teoretic						21,56					
	$\Delta\%$						20,19					
							6,7					

ST. II EXPLOATARE

λ_f [cm]	Experim.	9,0	9,0	13,0	7,0	11,0	9,0	11,0	11,0	
	$\lambda_{fmed.}^{exp.}$	10,6								
	Teoretic	8,32								
	$\Delta\%$	27,0								
α_f 1/100 mm	Experim.	7	-	6	4	2	5	7	7	6
	$\alpha_{fmed.}^{exp.}$	5,5								
	Teoretic	4,4								
	$\Delta\%$	25,0								
$\sigma_{GaAmed.}^{teoretic}$ daN/cm ²		699,5								

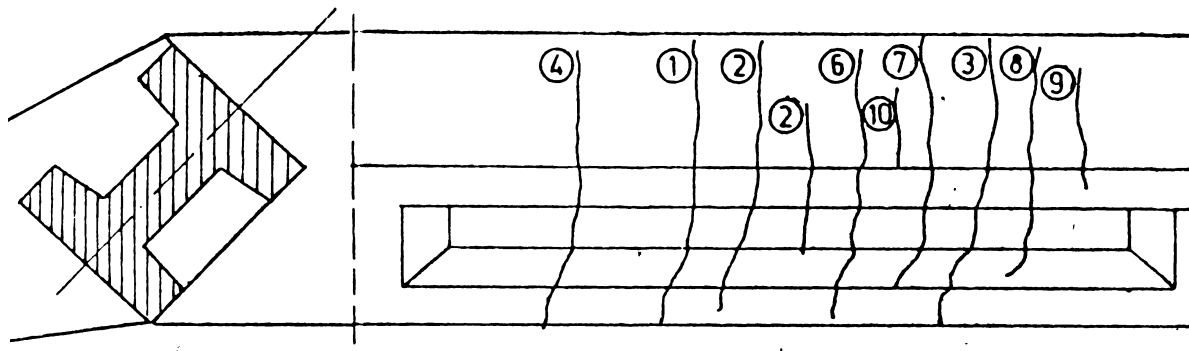
Fig. IV-16

STILP S1-2/1

$P_f = 26910$ [daN]

B 323 $p\% = 1,393$ $P_f\% = 0,904$

OB. 37 $p\% = 0,929$ $P_f\% = 0,602$



Tr Încărc.	P (daN)	4	1	5	2	6	10	7	3	8	9	$\sum \alpha_f$ 1/100 mm	
5	10.780	4	6		4				5				19
6	14.700	6	9	6	5	4		6	5	5	9		55
5'	10.780	7	7	4	4	4		4	5	5	5		45
6'	14.700	8	10	7	7	5		7	7	6	5		62
7'	16.170*	10	11	8	6	6		8	8	7	6		70
8'	17.640	11	12	9	7	7		9	9	8	8		80
6''	14.700	8	10	8	7	6		8	7	6	8		68
7''	16.170	9	11	10	7	6		8	8	7	8		74
8''	17.640	9	10	9	6	6	4	8	9	7	8		79
9''	19.110	9	14	12	8	8	5	10	9	8	9		92
10''	20.580	11	15	15	7	7	6	12	10	8	10		101
11''	22.050	12	17	15	11	11	6	15	11	9	12		119
12''	23.520	12	20	18	11	11	6	18	12	9	13		130
13''	24.990	14	21	20	15	15	6	20	19	10	20		160
14''	26.460	14	30	22	15	15	6	30	22	10	25		189

* încărcarea de exploatare - 16,170 daN

St. I FISURARE

N_f KdaN	Exprim.							10,78					
	Teoretic							9,28					
	$\Delta\%$							15,0					

St. II EXPLOATARE

λ_f cm	Exper.	690	16,0	9,0	7,0	7,5	5,0	4,0	8,5	5,8	6,5	
	Teoretic	6,48										
	$\Delta\%$	-31,0										
1/100 mm	Experim. α_{fmed}	10	11	8	6	6	-	8	8	7	6	
	Teoretic	7,7										
	$\Delta\%$	8,8										
$G_a^{teor.}$ G_a^{amed} daN/cm ²		-12,5										
		1812,0										

Fig. IV-17

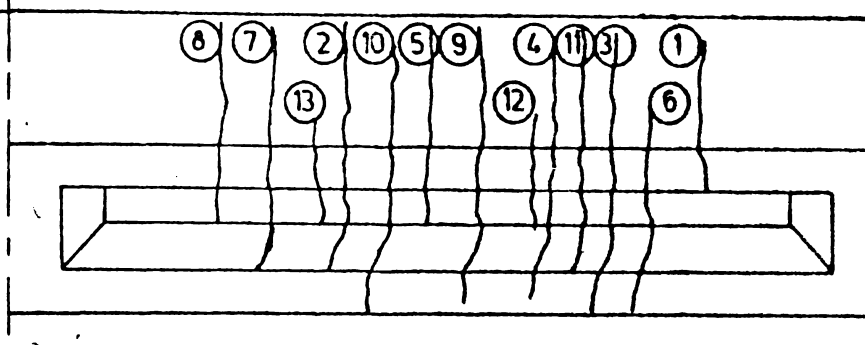
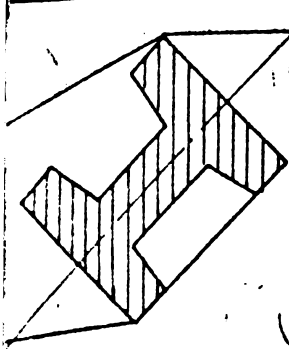
STILP S1-2/2

$P_f = 29.400 \text{ daN}$

U 323
OB 37

$p\% = 0.929$

$p_f\% = 0.602$



P. daN	8	7	13	2	10	5	9	12	4	11	3	6	1	$\Sigma \alpha_f / 100 \text{ mm}$
7.350				2							2		2	6
10.780				3		3			3		3		3	15
14.700		7	7	2		3			6		6	6	8	45
10.780		6	4	3	4	3	3		5		3	3	5	39
14.700		5	5	6	5	5	6		7		6	4	7	56
16.170*		7	6	5	6	5	5		6		4	4	7	55
17.640		5	6	5	5	5	6		8		5	5	9	59
10.780		3	4	4	3	5	5		6		4	4	6	44
14.700		4	4	4	4	5	5		6		4	4	6	46
16.170		5	4	6	5	5	5		7		5	4	7	53
17.640		6	6	5	6	5	5		7		5	4	8	57
19.110		6	7	2	5	6	5	2	5	2	4	5	8	62
20.580		6	7	4	6	6	6	4	5	4	6	5	9	74
22.050		6	8	4	6	7	6	9	5	10	5	8	13	86
23.520		7	10	4	5	6	6	9	5	12	5	8	13	95
24.990		10	9	5	8	7	8	8	6	14	6	8	19	110
26.460		10	13	6	14	6	8	17	6	13	8	5	8	133
27.930		14	10	6	12	12	14	20	7	13	9	5	9	156

* încărcarea de exploatare = 16.170 daN

ST-I- FISURARE

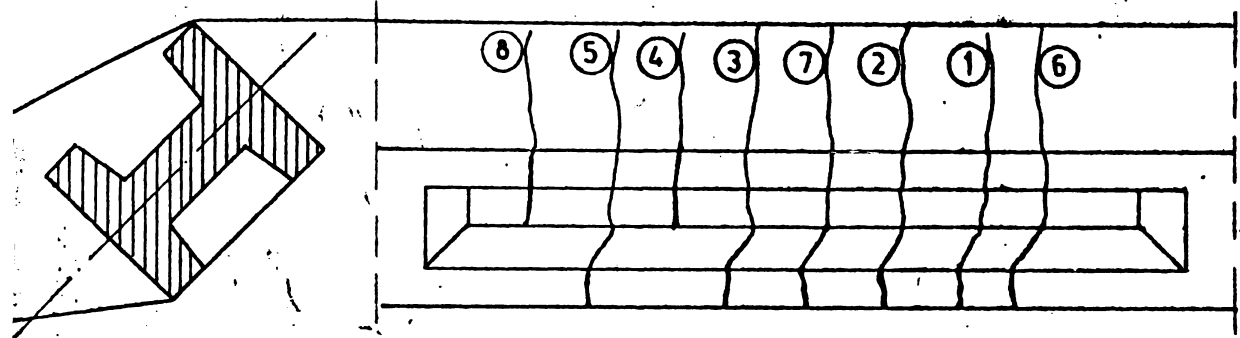
Exper.							7,35							
Teoretic							9,28							
$\Delta\%$							-20,0							

ST-II- EXPLOATARE

Exper.		7,0	6,0	4,0	7,0	5,0	7,0	8,0	2,0	4,0	5,0	4,5	7,5	
α_{fmed}^{exp}								6,58						
Teoretic								8,8						
$\Delta\%$								-31,0						
Exper.	-	7	6	-	5	6	5	5	-	6	-	4	4	7
α_{fmed}								8,8						
$\Delta\%$								-26,5						
Teoretic α_{fmed}								1812,0						

STÎLP S1-3/1

$F = 34.300 \text{ daN}$ 129 08. 37 $p^1\% = 0,76$ $p_f^1\% = 0,51$



Tr inc.	P [daN]	8	5	4	3	7	2	1	6	$\Sigma \alpha_f$ 1/100 [mm]
5'	12.740		2	3	2		3	2		12
6'	16.660	2	3	5	2	3	6	5	4	30
5''	12.740	3	3	5	4	4	5	4	4	32
6''	16.660	4	5	4	4	4	6	6	4	37
7'	18.130	5	7	5	5	6	7	6	4	45
8'	20.090*	6	7	7	5	5	7	7	6	50
5'''	12.740	3	3	5	4	4	5	5	3	32
6'''	16.660	5	5	7	4	5	7	7	6	46
7''	18.130	5	6	7	6	7	7	7	5	50
8''	20.090	6	6	7	6	8	9	8	6	56
9'	21.560	7	9	7	8	9	10	9	6	65
10''	23.550	7	10	9	7	8	10	9	8	68
11''	24.990	8	10	9	8	9	11	9	8	72
12''	26.460	9	15	10	9	10	12	12	10	87
13''	28.420	11	16	14	12	19	19	18	12	121
14''	29.890	12	14	18	14	19	21	19	14	131
15''	31.850	24	21	27	12	25	24	29	19	181
16''	33.320	25	18	54	15	25	33	50	23	268
17''	34.300		45		rupere					

* încărcare de exploatare = 20.090 daN

ST.-I- FISURARE

N _f kdaN	Experim.				12,74				
	Teoretic				15,0				
	Δ%				-15,3				

ST.-II- EXPLOATARE

λ_f [cm]	Experim.	12,0	9,0	10,0	11,0	10,0	12,0	8,0	
	λ_f^{exp} med.	10,14							
	Teoretic	8,0							
	Δ%	12,6							
α_f 1/100 [mm]	Experim	6	7	7	5	5	7	7	6
	α_f^{exp} med.	6,25							
	Teoretic	8,7							
	Δ%	-25,0							
σ_a med. teoret	daN/cm ²	1987,4							

Fig. IV-19

STILP S1-3/2

P_f 33 320

B=412

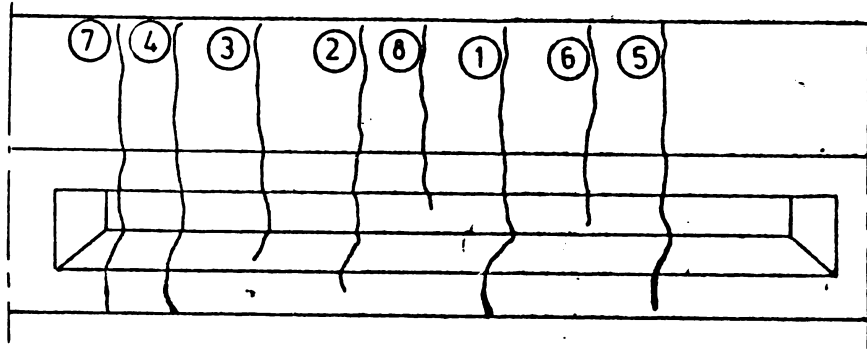
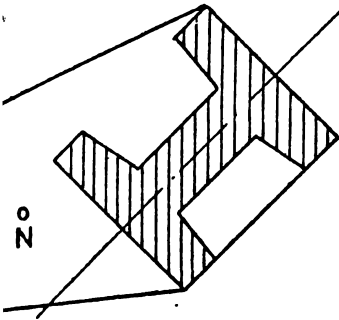
p% = 0,787

p_t % = 0,51

OB .37

p' % = 0,787

p'_t % = 0,51



Tr inc.	P daN	7	4	3	2	8	1	6	5	Σα _f 1/100 [m ⁻¹]
5	12,250		3	2	2		2		1	10
6	16,660		7	6	5		4	3	3	28
5'	12,250		5	5	3		3	1	4	21
6'	16,660		8	6	4		4	3	4	20
7'	18,130 *		9	9	8		8	5	8	47
8'	20,090		11	11	10		9	6	9	56
5''	12,250		7	8	8		4	6	3	38
6''	16,660		7	10	10		7	6	8	48
7''	18,130		9	8	7		6	5	8	43
8''	20,090		9	9	8		8	6	9	49
9''	21,560	2	10	12	10		8	7	10	59
10''	23,030	4	14	15	12		10	8	11	74
11''	24,990	5	16	20	13	2	9	8	14	87
12''	26,460	6	20	26	16	8	15	10	14	115
13''	28,420	6	26	37	22	20	19	15	23	116
14''	29,890	6	32	40	23	18	18	15	28	160
15''	31,360	7	40	56	30	25	19	22	37	236

* Incarcarea de exploatare = 18.130 daN

ST. I. FISURARE

N _f kdaN	Experim.					12,25					
	Teoretic					15,0					
	Δ%					-16,1					

ST. -II- EXPLOATARE

λ _f [cm]	Experim.	9,0	16,0	14,0	9,0	11,0	11,0	11,0	
	λ _{f med} ^{exp}	11,5							
	Teoretic	8,0							
	Δ%	21,3							
α _f 1/100 [mm]	Experim.		9	9	8	-	8	5	8
	α _{f med} ^{exp}	7,8							
	Teoretic	8,7							
	Δ%	-6,9							
σ _{a A med} daN/cm ²		1987,4							

Fig. IV-20

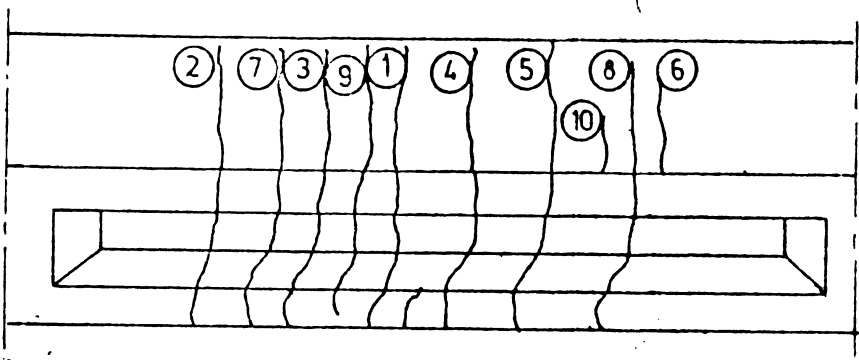
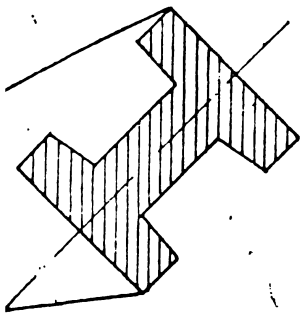
TILP. S1-4/1

131

OB 37

$\rho^b\% = 0,787$

$\rho_f\% = 0,51$



Tr. Inc	P daN	2	7	3	9	1	4	5	10	8	6	$\Sigma \alpha_f$ 1/100 mm
5	6.370	2		1		2	1	1			2	9
6	8.330	3	2	3		2	1	2			2	15
5'	6.370	2	1	3		2	1	2			1	12
6'	8.330	2	1	3		4	1	3			2	16
7'	9.310 *	3	1	4		4	2	5		3	2	25
8'	10.290	4	2	4	1	7	2	5		4	2	31
5''	6.370	3	2	3	1	4	1	4		3		23
6''	8.330	3	2	4	2	5	2	5		2		25
7''	9.310	4	3	4	2	5	2	4		3	1	28
8''	10.290	3	3	4	2	5	2	7	1	4	1	32
9''	11.270	3	4	4	2	5	3	7	1	4	2	35
10''	11.760	3	3	5	2	7	3	8	2	5	2	40
11''	12.740	3	6	6	2	11	5	11	2	5	2	38
12''	13.720	6	7	7	3	23	5	14	2	8	1	76
13''	14.700	6	9	7	1	34	6	20	1	9	1	94
14''	15.190	6	18	7	1	41	6	24	1	16	1	121
15''	16.170	5	22	7	1	46	7	32	1	21	1	144
16''	17.150					α_{max} 1,1 cm						

* incarcare de exploatare = 9310 daN

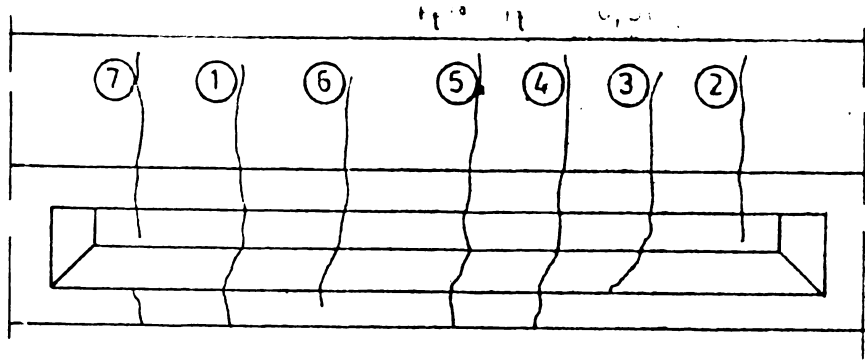
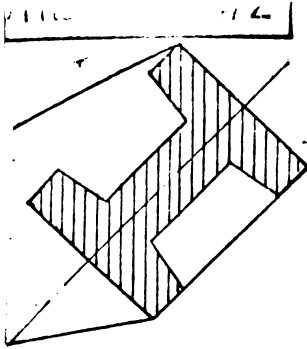
ST. I. FISURARE

N_f daN	Experim.										
	Teoretic					6,370					
	$\Delta\%$					5,5					
						+15,8					

ST. II. EXPLOATARE

λ_f [cm]	Experim	69,0	7,5	7	6,5	4	10	10	7,5	4	3,5	
	λ_{fmed}^{exp}											
	Teoretic											
	$\Delta\%$											
α_f 1/100 mm	Experim		3	1	4	-	4	2	5	-	3	2
	α_{fmed}^{exp}						8,2					
	Teoretic						7,7					
	$\Delta\%$						-8,2					
G_{Amed}^{TOT} daN/cm ²							1027,1					

Fig. IV-21



Tr inc.	P daN	7	1	6	5	4	3	2	$\Sigma \alpha_f$ 1/100 mm
4	4.410		2					2	4
5	6.370	1	2	2	2	1	1	3	12
6	8.330	2	4	4	6	3	2	6	27
4'	4.410	1	2	1	3	2	1	4	14
5'	6.370	2	3	2	3	2	2	5	19
6'	8.330	4	4	3	5	4	3	8	31
7'	9.310	4	6	5	8	5	4	10	42
8'	10.290	5	9	6	10	7	4	12	53
4''	4.410	2	2	3	3	2	1	5	18
5''	6.370	2	3	3	5	3	2	7	23
6''	8.330	3	4	4	6	5	3	7	32
7''	9.310	3	4	4	5	3	3	10	32
8''	10.290	4	5	5	7	4	3	10	38
9''	11.270	4	4	7	9	9	5	13	51
10''	11.760	6	6	7	11	10	7	15	62
11''	12.740	6	16	11	18	14	6	16	87
12''	13.720	9	21	11	25	18	10	20	114
13''	14.700	13	28	11	30	25	9	22	138
14''	15.190	15	33	18	35	31	13	29	174
15''	16.170	21	57	14	59	48	15	42	256

* incarcare de exploatare = 9.310 daN

ST-I- FISURARE

N_f kdaN	Experim				4,41			
	Teoretic				5,5			
	$\Delta\%$				-15,1			

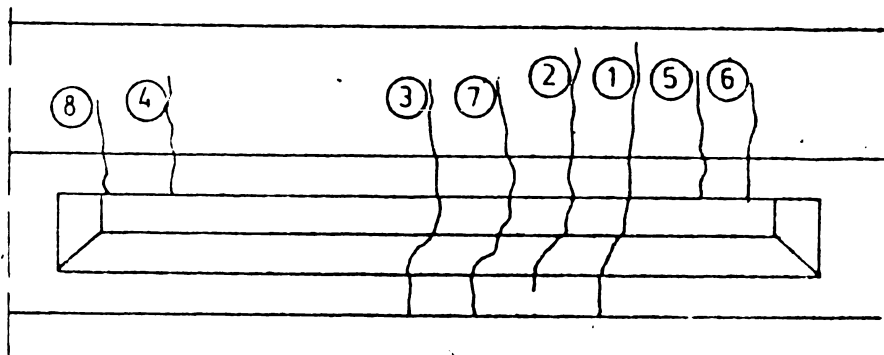
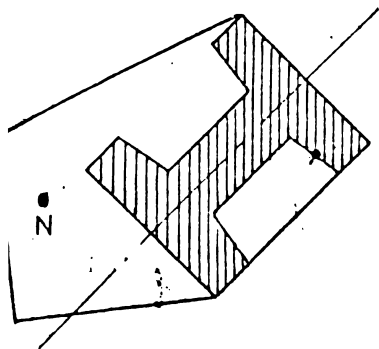
ST-II- EXPLOATARE

λ_f [cm]	Experim.	11.0	11.0	10.0	9.0	9.0	11.0	
	$\lambda_{f med.}^{exp}$	10,16						
	Teoretic	11,12						
	$\Delta\%$	8,8						
α_f 1/100 mm	Experim.	4	6	5	8	5	4	10
	$\alpha_{f med.}^{exp}$	6,6						
	Teoretic	7,7						
	$\Delta\%$	-22,0						
$G_{daA}^{teor. med}$ daN/cm ²		1027						

Fig. IV-22

STÎLP S2-1/1

$P_f = 50\,000$ $B = 300$ $p\% = 1,000$ $p_f\% = 0,504$
 $OB. 37$ $p'\% = 0,929$ $p'_f\% = 0,602$



Tr. înc.	P. daN									$\Sigma \alpha_f$ 1/100mm
		4	3	7	2	1	5			
6	27 930		2	2		2	2			8
6	27 930*		2	2		2	3			9
7	35 280		6	5	2	6	7	7		33
8	42 140		9	6	3	10	7	7		42
9	49 000		12	7	8	15	7	7		56
10	49 980		20	9	10	25	20	30		114
					$\alpha_{fmax} 3mm$					

* încarcarea de exploatare = 27.930 daN

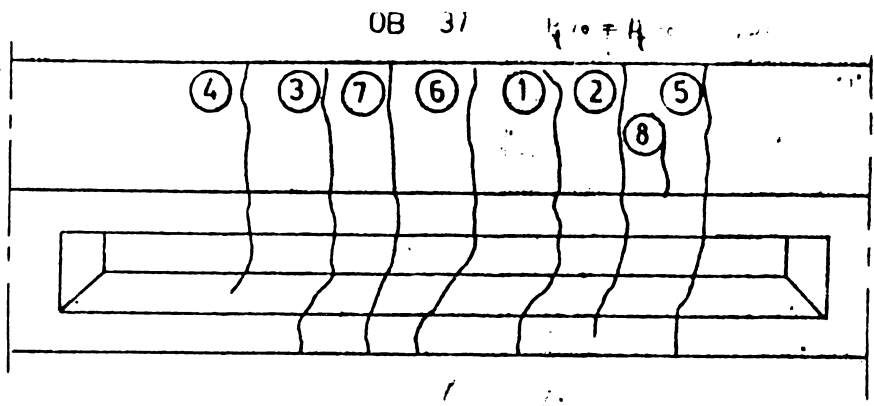
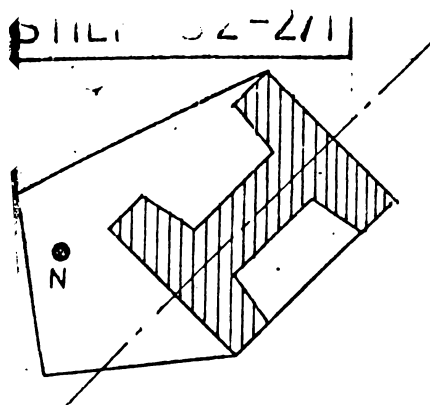
ST.-I-FISURARE

N_f kdaN	Experim.				27,06					
	Teoretic				24,8					
	$\Delta\%$				13,8					

ST.-II-EXPLOATARE

λ_f cm	Experim		15,0	30,0	13,0	10,0	9,0	12,0	7,0	
	$\lambda_{fmed}^{exper.}$		8,92							
	Teoretic		6,48							
	$\Delta\%$		31,0							
α_f 1/100 mm	Experim		-	2	2	-	2	3	-	-
	$\alpha_{fmed}^{exper.}$		27							
	Teoretic		32							
	$\Delta\%$		-27,9							
G_{Amed}^{teor} daN/cm ²			721,4							

Fig. IV-23



Tr inc	P daN	4	3	7	6	1	2	8	5	$\sum \alpha_f$ 1/100 mm
4'	8 330	1	3			2	2			8
5	12 250	2	6	4	3	3	4		3	25
6	16 170	4	9	7	5	7	8		7	47
4'	8 330	2	5	2	3	4	3		2	21
5'	12 250	3	7	4	4	5	6		4	33
6'	16 170	6	9	6	6	7	7		5	46
7'	17 640	6	12	6	7	9	8	3	8	59
8'	19 600	9	15	9	10	14	12	6	12	87
4''	8 330	2	7	4	3	4	5	1	5	31
3''	12 250	3	11	6	9	10	6	1	9	45
6''	16 170	4	15	8	12	14	13	2	12	80
7''	17 640	4	14	8	13	14	10	3	12	78
8''	19 600	6	18	8	14	14	12	3	15	90
9''	21 560	7	19	14	16	19	15	4	17	111
10''	23 520	9	27	18	20	27	27	4	24	156
11''	25 480	9	30	23	25	32	20	5	26	170
12''	27 440	10	49	55	150	44	31	9	46	394

* încărcare de exploatare = 16.170 daN $\alpha_{max} = 7,5$ mm

ST-I- FISURARE

N_f	Experim.			8,33					
$K daN/m$	Teoretic			7,82					
	$\Delta\%$			6,4					

ST-II- EXPLOATARE

λ_f [cm]	Experim	10,5	11,0	9,0	10,0	10,0	6,5	4,0	
	λ_f^{exp} med	9,6							
	Teoretic	12,3							
	$\Delta\%$	-21,7							
α_f 1/100 mm	Experim	4	9	7	5	7	8	-	7
	α_f^{exp} med	-58							
	Teoretic	7%							
	$\Delta\%$	-24,0							
$G_{0,1}^{teor}$ daN/cm ²	1212,5								

Fig. IV-24

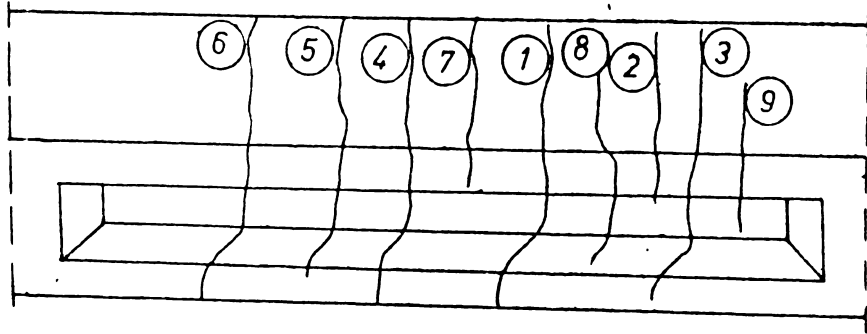
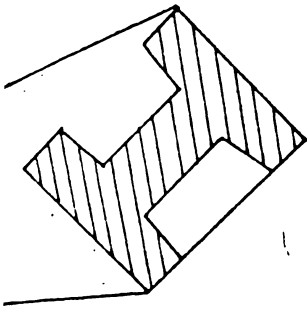
P 3 L L 4

- 135 -

$e_{ax} = 20 \text{ cm}$
 $e_{ay} = 10 \text{ cm}$

OB 37

$p_t\% = p_t'\% = 0,51$



Tr. inc.	P da N	6	5	4	7	1	8	2	3	9	$\sum \alpha_f$ 1/100 mm
4	7350	2	3	2		3		3	3		16
5	10780	5	2	5	1	4	2	2	6		27
6	14700	8	4	8	2	6	3	5	9		45
4'	7350	2	2	3	2	3	2	3	4		21
5'	10780	3	3	5	2	7	2	4	5		31
6'	14700	4	4	6	2	6	3	6	8		39
7'	16170	4	5	6	2	8	4	7	9		45
8'	17640	6	7	10	2	11	6	7	11	2	62
5''	10780	4	4	7	2	9	3	6	7	—	42
6''	14700	8	5	8	2	10	5	8	10	—	56
7''	16170	8	8	11	2	12	5	8	10	—	64
8''	17640	10	6	12	—	14	6	10	12	2	72
9''	19110	11	9	15	—	18	6	11	11	2	83
10''	20580	19	9	19	—	20	9	10	17	2	105
11''	22050	26	14	25	—	31	11	19	20	3	159
12''	23520	rupere $\alpha_{max} = 8 \text{ mm}$									

* inc de exploatare - 14 700 daN

ST I FISURARE

N_f	Experim	7,350
N_{cbN}	Teoretic	78248
	$\Delta\%$	-6,0

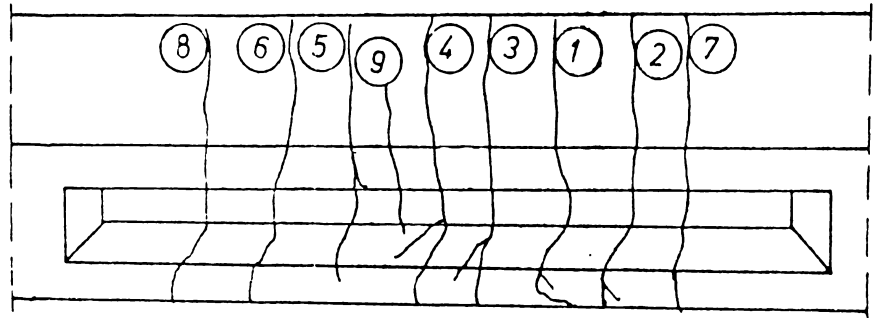
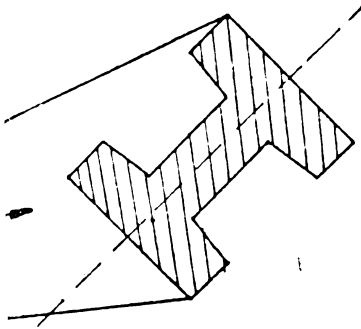
ST II EXPLOATARE

C=18

l_f cm	Experim	12,0	10,0	8,5	10,0	7,0	7,5	6,0	6,0
	Teoretic	9,625							
	$\Delta\%$	-21,7							
α_f 1/100 mm	Experim	8	4	8	2	6	3	5	9
	Teoretic	5,62							
	$\Delta\%$	-24,0							
$\sigma_{\Delta A}^I$ teoretic daN/cm ²		1212,5							

$$M_{expl} = \frac{Mr}{c}$$

Fig. IV-25



Tr_{inc}	P daN	8	6	5	9	4	3	1	2	7	$\sum \alpha_f$ 1/100mm
4	10290	2	3	3		2	2	2	3	2	19
5	15680	4	6	5		4	5	5	5	3	37
6	20580*	6	10	6		5	8	10	9	5	59
4'	10290	3	5	3		2	3	4	3	1	24
5'	15680	5	7	6		3	5	7	6	3	42
6'	20580	7	9	7		4	6	7	10	6	66
7'	23030	8	11	10		5	8	9	10	9	70
8'	24990	10	13	11		5	9	12	11	10	81
4''	10290	4	6	5		3	7	6	6	5	42
5''	15680	5	6	8		5	9	9	8	9	59
6''	20580	7	9	9		5	10	10	9	10	69
7''	23030	10	12	9		6	12	13	12	10	84
8''	24990	10	12	11		7	12	14	11	11	88
9''	26950	11	12	11	4	7	14	14	11	10	94
10''	28910	18	12	14	5	7	17	19	18	12	122
11''	31360	29	11	15	5	18	20	23	35	18	174
12''	33320	25	32	20	10	20	25	30	40	25	227

*inc. de exploatare 20580 daN

ST I FISURARE

N_f	Experim	10,29
kdaN	Teoretic	12,05
	$\Delta\%$	-14,6

ST II EXPLOATARE c-18

α_f	Experim	67,0	11,0	9,0	5,0	5,0	9,0	10,0	10,0	9,0
cm	Teoretic	$\alpha_{f,med} = 8,6$								
	$\Delta\%$	-15								
$\alpha_{f,med}$	Teoretic	1521,0								
α_f 1/100	Experim	$\alpha_{f,med}^{exp} = 7,375$								
	Teoretic	7,1								
mm	$\Delta\%$	3,8								

$M_{exp} = \frac{Mr}{c}$

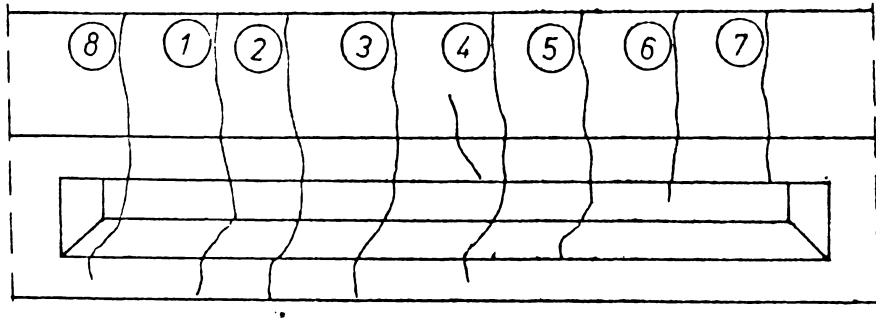
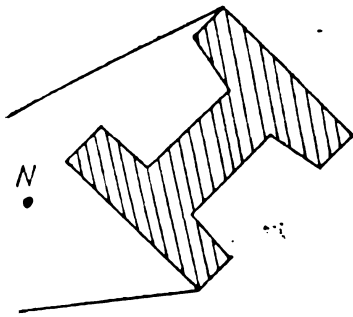
Fig. IV-26

PILP 54-3/2

OB 37

$p' \% = 0,929$

$p_f \% = 0,602$



τ_r inc	P da N	8	1	2	3	4	5	6	7	$\sum \alpha_f$ 1/100 mm
4	10 290		2	1	2					5
5	15 680		5	4	3	3	2	3		20
6	20 580		5	6	5	4	5	3	6	36
4	10 290		2	5	4	3	3	2	3	23
5	15 680		3	6	5	5	4	3	5	33
6	20 580		5	8	5	6	6	3	6	43
7	23 030		8	8	5	6	5	4	6	47
8	24 990		8	9	8	7	7	6	8	59
4	10 290		4	4	3	4	3	3	3	26
5	15 680		6	8	4	5	4	3	5	38
6	20 580		7	8	5	6	5	4	6	47
7	23 030		8	10	8	7	5	5	9	58
8	24 990		10	12	8	7	7	6	9	66
9	26 950		8	12	8	9	10	6	10	71
10	28 910		9	13	10	12	11	9	12	85
11	31 360		12	15	11	12	12	12	9	93
12	33 320		13	15	13	18	16	11	18	116
13	35 280		16	13	15	18	18	12	21	138
14	37 240		20	22	19	19	20	14	36	168
15	38 220		<i>rupire</i> $\alpha_{max} = 6mm$							

* inc de exploare = 20 580 daN (21.233)

ST I FISURARE

N_f kdaN	Experim	10,23
	Teoretic	12,05
	$\Delta \%$	-14,6

ST II EXPLOATARE $c=18$

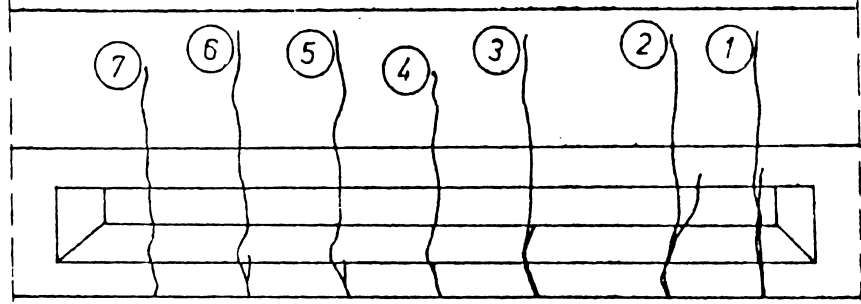
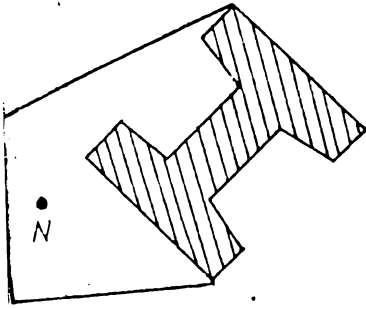
λ_f cm	Experim	100 110 90 110 100 100 9,5
	Teoretic	$\lambda_{med} = 9,0$
	$\Delta \%$	-11,1
$\frac{c \cdot \lambda_f}{100}$	Teoretic	2317,7
α_f 1/100 mm	Experim	5 6 5 4 5 3 6 2
	Teoretic	$\alpha_{med} = 100$
	$\Delta \%$	-27,5

$$M_{expl} = \frac{M_r}{c}$$

Fig. IV-27

TILP S 2-4/1

OB 37 $p_1' \% = 0,929$ $p_2' \% = 0,602$



Tr.	Inc.	P da N	7	6	5	4	3	2	1	$\sum \alpha_f$ 1/100 mm
4		4410				1	1	1	1	4
5		6860	1	1	1	2	1	2	2	10
6		9310	2	2	2	4	4	5	3	23
4'		4410	1	1	1	2	1	3	1	10
5'		6860	4	4	4	4	5	6	6	27
6'		9310	5	5	5	4	6	7	7	39
7'		9800	5	5	5	4	6	7	7	39
8'		10780	7	8	7	7	7	8	9	53
4''		4410	4	4	4	4	4	5	6	31
5''		6860	6	7	6	6	6	7	8	46
6''		9310	7	7	6	6	7	8	9	50
7''		9800	7	7	6	6	8	9	10	53
8''		10780	7	7	8	7	8	9	10	56
9''		11760*	8	8	9	8	10	10	12	65
10''		12740	9	9	9	8	10	10	12	67
11''		13720	10	11	11	9	12	13	14	80
12''		14700	9	11	12	10	13	15	16	86
13''		15680	10	14	15	13	15	17	17	101
14''		16170	11	15	15	15	18	18	18	110
15''		17150	14	18	18	17	19	20	21	127
16''		18130	15	20	20	18	23	24	23	143
17''		19110	19	25	25	20	28	30	30	176
18''		20090	20	28	30	30	31	34	33	206
19''		21070	28	32	32	30	36	38	43	239
20''		21560	28	33	35	35	40	45	48	269

rupare $\alpha_{max} = 8 \text{ mm}$

ST I FISURARE

N _f kda N	Experim	4,40
	Teoretic	4,60
	Δ %	-4,33

STII EXPLOATARE c=18

λ_f cm	Experim	73,5	11,5	9,0	10,0	10,0	15,0	9,0
	Teoretic	9,06						
	Δ %	12,0						
σ_{max} da/cm ²	Teoretic	1123,6						
α_f 1/100 mm	Experim	8	8	9	8	10	10	12
	Teoretic	7,2						
	Δ %	24,0						

$$M_{\text{expl}} = \frac{Mr}{c}$$

Fig. IV-28

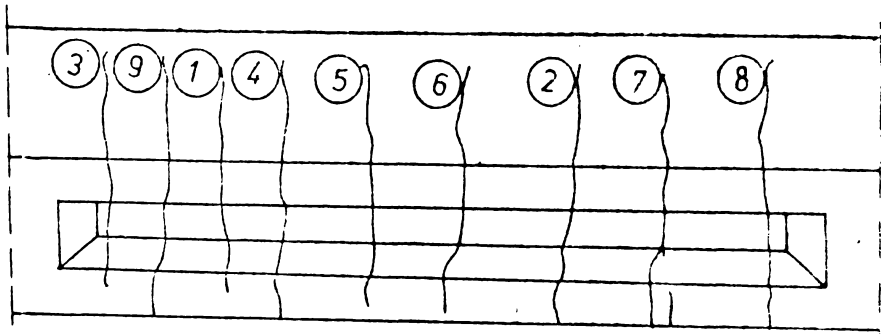
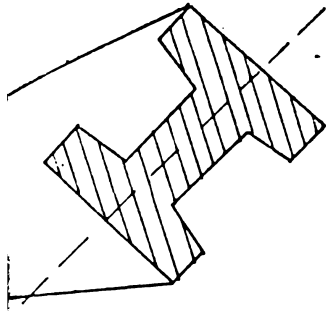
LT 32 1/2

$\epsilon_{ox} = \epsilon_{oy}$

0.537

$\rho\% = 0,929$

$\rho_{t\%} = 1,0$



T_r	P	da N	3	9	1	4	5	6	2	7	8	$\sum \sigma_f$ 1/100 mm	
4	4410				2				2			4	
5	6860		4		4	3	3	4	5	4	5	32	
6	9310		7		4	4	3	5	6	6	7	42	
4	4410		4		3	2	2	3	4	4	5	27	
5	6860		5		3	3	3	4	5	5	5	33	
6	9310		7		5	4	4	5	7	7	7	46	
7	9800		7		5	4	4	5	7	7	8	47	
8	10780		8		6	6	6	5	9	9	9	58	
4	4410		4		3	3	3	3	4	5	5	30	
5	6860		6		4	4	5	5	6	7	7	44	
6	9310		7		5	6	6	6	8	8	8	54	
7	9800		7		5	6	6	6	8	8	9	55	
8	10780		8		6	6	7	7	11	11	11	67	
9	11760*		9		7	7	7	6	11	11	12	70	
10	12740		10		8	8	9	8	11	13	12	79	
11	13720		10		9	9	11	10	13	14	14	80	
12	14700		12		10	10	12	11	14	16	15	100	
13	15680		12	8	10	10	14	12	15	19	20	120	
14	16170		13	8	10	10	14	12	15	19	22	125	
15	17150		17	10	10	10	20	16	20	22	25	150	
16	18130		19	10	11	10	22	20	22	27	31	170	
17	19110		23	12	12	19	26	14	28	30	36	210	
18	20090		27	15	15	20	33	30	30	35	50	255	
19	21070		rupere σ_{max}				9mm	7mm					

* inc de exploatare = 11760 daN

ST I FISURARE

N_f kdaN	Exper.	4,41
	Teoretic	4,60
	$\Delta\%$	-4,34

ST II EXPLOATARE

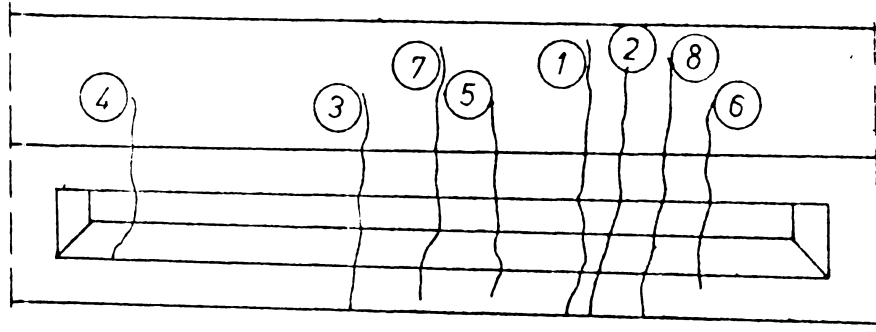
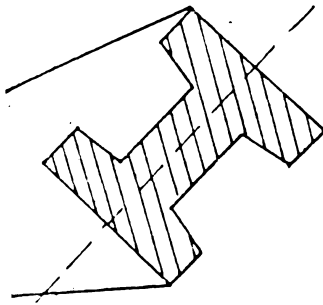
c = 18

λ_f cm	Experim	66,0	8,0	5,0	6,0	9,0	10,0	11,0	9,0	12,0	
	Teoretic	8,75									
	$\Delta\%$	-11,0									
σ_f 1/100 mm	Teoretic	1459,5									
	Experim	9	-	7	7	7	6	11	11	12	
	$\Delta\%$	13,3									

$$M_{expl} = \frac{M_r}{c}$$

Fig. IV-29

$P_r = 52\,920 \text{ daN}$ B 251 $p\% = 1,73$ $p_t\% = 1,122$
 $e_{ox} = 10 \text{ cm}$ OB 37 $p'\% = 1,097$ $p_t'\% = 0,712$
 $e_{oy} = 5 \text{ cm}$



Tr. inc.	P daN	4	3	7	5	1	2	8	6	$\sum \alpha_f$ 1/100mm
6	24 010					2				2
8	28 420	3	3			4	3			13
8	28 420 *	5	4			6	5			20
9	31 360	5	5		2	7	6			25
10	33 810	6	6		3	8	7			30
11	36 260	6	6	3	4	9	7	-	3	38
12	38 710	7	6	5	6	10	8	4	4	50
14	43 610	8	7	6	8	12	9	7	5	62
15	46 060	8	7	6	10	12	12	7	5	68
18	52 920	rupere				5,7 mm				

* inc de exploatare = 28 420 daN

ST I FISURARE

N_f kdaN	Exprim	24,01
	Teoretic	26,01
	$\Delta\%$	-7,6

ST II EXPLOATARE

c=18

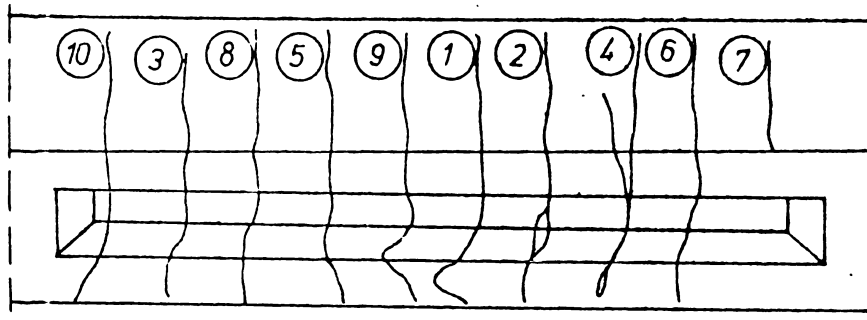
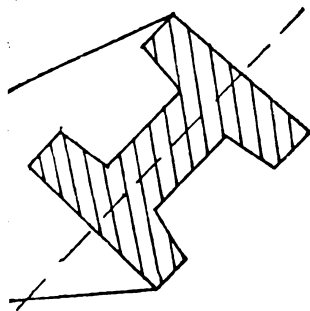
K_f cm	Experim.	32,0	30	80	130	60	60	60	
	Teoretic	60							
	$\Delta\%$	00							
α_f 1/100 mm	Teoretic	8,20							
	Experim	5	4	-	-	6	5	-	-
	Teoretic	4,5							
$\Delta\%$	3,4								

Fig. IV-30

ILP S 3-1/2

141

Pr 50960 daN $p\% = 1,031$ $p_t\% = 4,112$
 $e_{ax} = 10 \text{ cm}$ OB37 $p'\% = 1,73$ $p_t'\% = 1,122$
 $e_{oy} = 5 \text{ cm}$



$T_{r, inc.}$	P da N	10	3	8	5	9	1	2	4	6	7	$\sum \alpha_f$ 1/100 mm
5	18130		2				3	2	2			9
6	24010		4		5		7	3	4			23
5'	18130		3	3	3		3	3	3	3	3	24
6'	24010		6	5	6		7	4	5	4	4	42
7'	26460		6	7	7		9	4	5	5	5	48
8'	28910		6	9	8	7	10	5	6	6	6	63
8''	28910	5	7	8	8	9	10	6	6	6	6	71
10''	33810	8	7	9	8	9	10	8	8	7	7	81
12''	38710	8	9	10	8	10	12	11	9	9	9	95
13''	41160	10	9	10	9	9	12	14	12	9	9	115
14''	43610	11	10	12	10	11	14	16	13	10	10	117
15''	46060	14	15	13	12	13	15	18	16	13	13	142
16''	48510	15	15	17	17	14	20	23	17	13	13	165
17''	50960			25	25	25						

* inc de exploatare = 28 910 daN

ST I FISURARE

N_f kdaN	Experim	18,13
	Teoretic	20,003
	$\Delta\%$	-9,35

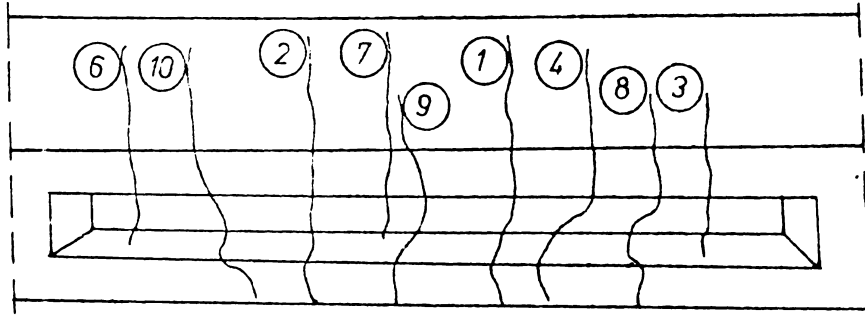
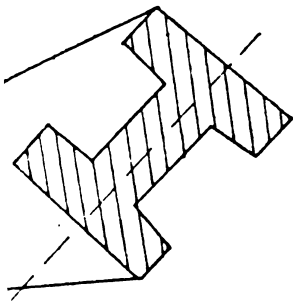
ST II EXPLOATARE

$c=1,8$

λ_f cm	Experim	31,0	130	10,0	10,0	11,0	10,0	90	130	90	90
	Teoretic										
	$\Delta\%$										
α_f 1/100 mm	Experim		6	9	8	7	10	5	6	6	6
	Teoretic										
	$\Delta\%$										

Fig. IV-31

$e_{ox} = 20 \text{ cm}$ $e_{oy} = 10 \text{ cm}$ $\rho \% = 1,097$ $\rho_t \% = 0,712$



Tr	\hat{n}_c	P daN	6	10	2	5	7	9	1	4	8	5	$\sum \alpha_f$ 1/100 mm
4	4	8330			2				1				2
5	5	12740	2		3	3	1		5	4		2	20
6	6	16660	3		5	5	2		6	5	3	4	33
4	4	8330	1		3	4	1		5	3	1	2	18
5	5	12740	3		4	3	1		6	3	3	4	27
6	6	16660	5		7	5	1		8	3	3	5	37
7	7	18620	6		7	7	1		10	3	5	4	43
8	8	20090	6		7	6	1		12	3	6	7	48
5	5	12740	3		2	2	1		5	1	3	4	21
6	6	16660	5		5	6	1		10	1	4	4	36
7	7	18620	5		5	6	1		10	4	5	5	41
8	8	20090	7		7	6	1		12	5	5	5	48
9	9	22050	8	6	7	6	6	4	15	7	6	6	71
10	10	23520	8	6	8	6	6	5	16	6	7	7	77
11	11	24990	8	8	8	6	6	7	16	9	9	7	84
12	12	26950	9	8	11	6	6	14	18	10	8	8	98
13	13	28420	8	9	12	7	6	18	20	17	9	8	114
14	14	30380	10	11	14	8	6	27	33	20	10	9	194

* Inc de exploatare = 16660 daN

ST I FISURARE

N_f	Experim	8,33
	Teoretic	9,6
$\Delta\%$		-13,2

ST II EXPLOATARE $c=1,8$

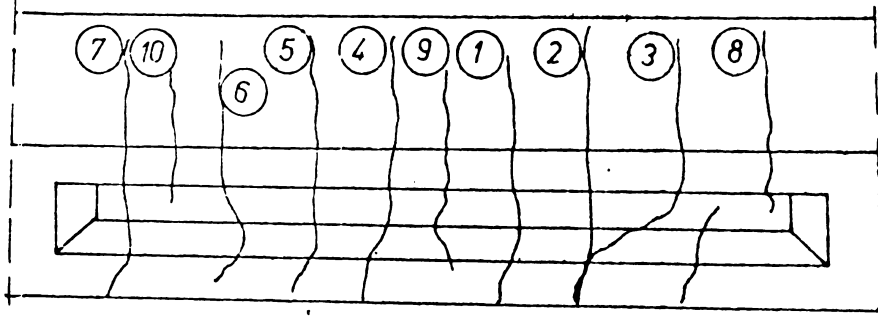
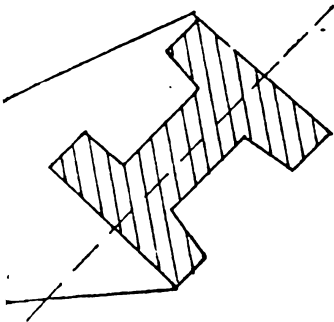
λ_f	Experim	8,0	13,0	10,0	8,0	20	10,0	9,0	7,0	5,0	
	Teoretic	8,33									
	%	-10									
$\frac{M_{expl}}{M_r}$	Teoretic	1875,0									
α_f	Experim	5	-	7	5	1	-	8	3	3	5
	Teoretic	6,4									
$\Delta\%$		-17,8									

$M_{expl} = \frac{M_r}{c}$

Fig. IV-32

ILP S3-2/2

Pr = 31.360 daN B309 p% = 1,73 p_t% = 1,222
 e_{ox} = 20 cm OB37 p% = 1,097 p_t% = 0,712
 e_{oy} = 10 cm



Tr _{inc.}	P da N	7	10	6	5	4	9	1	2	3	8	S _{ef} / 100 mm	
4	8.330	3		3	4	3		4	3	3		23	
5	12.740	6		7	7	5		5	4	4		30	
6	16.660	7		8	8	7		8	7	5	4	54	
5'	12.740	5		6	6	5		5	4	3	3	34	
6'	16.660	7		8	9	6		7	5	4	4	50	
7'	18.620	8		10	11	7		8	6	5	5	60	
8'	20.090	8		10	11	8		9	7	5	5	63	
4''	8.330	5		5	7	3		4	4	3	3	34	
5''	12.740	7		8	9	6		7	6	4	3	50	
6''	16.660	8		9	10	7		8	7	5	4	58	
7''	18.620	8		9	11	8		10	8	5	6	65	
8''	20.090	9		10	12	8		10	7	5	6	67	
9''	22.050	9		11	13	9		11	9	6	7	75	
10''	23.520	10	5	12	15	10	7	11	10	6	7	93	
11''	24.990	10	8	14	17	11	8	12	10	8	8	106	
12''	26.950	11	8	15	22	15	8	16	13	10	9	127	
13''	28.420	18	5	21	25	16	6	18	15	14	18	156	
14''	30.380	27	5	30	35	28	7	30	22	21	28	233	
15''				rupere						300	500	150	-

* inc de exploatare = 16.660 daN

ST I FISURARE

N _f daN	Experim	8,33
	Teoretic	9,6
	Δ%	-13,2

ST II EXPLOATARE

k _f cm	Experim	50	4,5	10,0	9,0	60	60	90	100	10,0	
	Σ _{f med} ^{exp}	7,72									
	Teoretic	8,43									
	Δ%	-8,1									
k _f 100 cm	Experim	7	-	8	9	6	-	7	5	4	4
	Σ _{f A med} ^{exp}	6,25									
	Teoretic	7,8									
	Δ%	-19,8									
ΣA med teoretic k daN/cm ²		14.67,5									

Fig. IV-33

P S 3-3/1

$P_r = 42\,140 \text{ daN}$

B 315

$p\% = 1,646$

$p_t\% = 1,068$

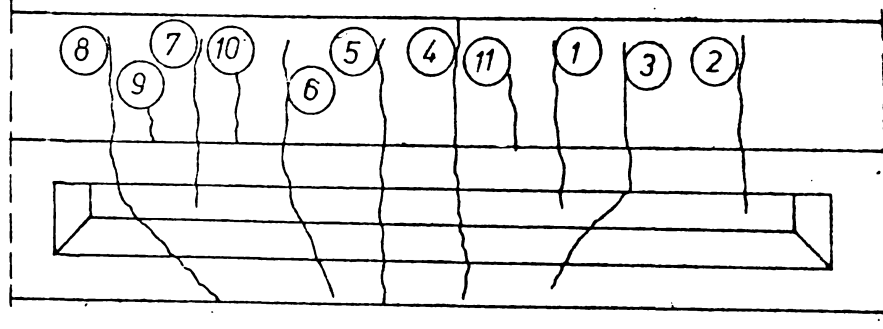
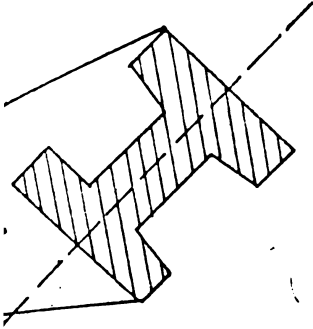
$e_{ox} = 20 \text{ cm}$

OB 37

$p'\% = 1,097$

$p_t'\% = 0,712$

$e_{oy} = 5 \text{ cm}$



nc.	P daN	8	9	7	10	6	5	4	11	1	3	2	$\sum \alpha f$ 1/100 mm
1	9800									3		1	4
5	15190			2		3	2	2		4	2	3	18
5	20090	2		5		6	5	4		6	5	5	38
1	9800	1		2		1	2	1		3	2	2	14
5	15190	1		3		2	4	2		5	4	5	26
5	20090	3		4		5	6	3		7	5	6	39
1	22050	4		5		7	7	6		8	7	8	52
1	24010	5		8		8	8	6		9	7	8	59
1	9800	1		2		2	3	2		2	1	3	16
5	15190	2		4		4	4	3		4	4	5	30
5	20090	4		6		5	6	5		6	5	6	43
7	22050	4		6		6	6	5		6	6	7	46
1	24010	5		7		8	7	5		6	6	7	51
1	25970	6		7		7	8	6		7	9	9	59
1	27930	7		8		8	9	7		8	9	10	66
1	29890	7		9		9	9	8		10	11	12	75
2	31850	9		11		10	11	10		11	13	13	88
3	33810	12		13		14	12	11		13	14	15	104
4	35770	12		14		16	13	13		13	15	16	112
5	38220	12	3	15	4	23	15	13	4	16	20	22	147
6	40180	18	4	14	3	28	23	22	4	17	30	30	193

* inc de exploatare = 24 010 daN (23411)

$\alpha_{max} = 5,00 \text{ mm}$

ST I FISURARE

f daN	Experim	9,8
	Teoretic	10,2
	$\Delta\%$	-3,9

ST II EXPLOATARE

$c=1,8$

f m	Experim	650	50	50	5,5	60	9,5	85	70	4,0	80	13,0
	Teoretic						8,7					
	%						-12,6					
f daN	Teoretic						2229,5					
	Experim						7,7					
	Teoretic						10,7					
	$\Delta\%$						-26,8					

Fig. IV-34

LP S3-3/2

$e_{ox} = 20 \text{ cm}$

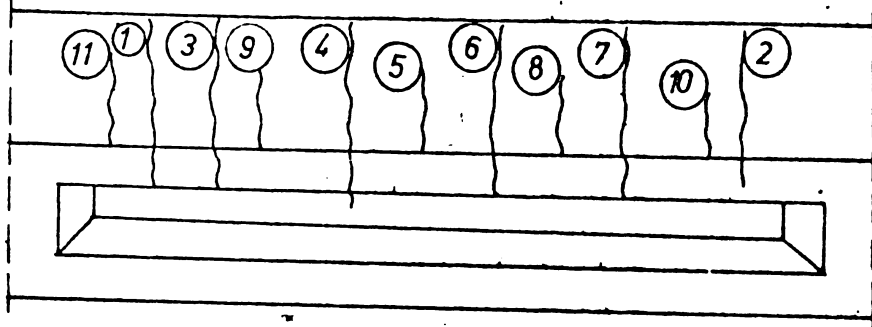
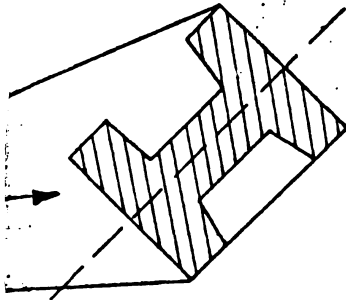
OB37

$\mu_{10} = 1,000$

$\rho\% = 1,097$

$\rho_f\% = 0,712$

$e_{oy} = 5 \text{ cm}$



inc.	P daN	11	1	3	9	4	5	6	8	7	10	2	$\sum \alpha_f$ /100 mm
4	9800		2									2	4
5	15190		3	2		2	2	2		1		2	14
6	20090		5	3		4	2	3		3		5	22
7	9800		4	3		3	2	3		2		3	20
7'	15190		4	3		3	2	3		3		4	22
6'	20090		5	4		3	2	3		3		4	24
7'	22050		6	4		5	4	5		4		6	34
8'	24010		5	5		5	4	5		5		7	37
4''	9800		4	2		3	2	2		2		4	19
5''	15190		4	3		4	3	3		3		4	24
6''	20090		6	3		4	4	4		3		6	30
7''	22050		6	4		5	5	4		4		6	34
8''	24010		8	5		4	5	6		5		7	40
9''	25970		8	6		5	5	6		7		8	45
10''	27930		9	6		7	6	7		6		9	50
11''	29890		9	6	4	8	6	7	4	7		10	61
12''	31850		9	6	5	6	6	8	5	8		11	64
13''	33810		9	9	5	9	7	9	5	8		11	72
14''	35770	3	9	8	6	9	7	9	6	9	2	14	78
15''	38220	4	9	10	8	9	9	13	8	9	3	14	96
16''	40180	8	30	14	11	9	11	16	8	13	3	24	149
		rupere $\alpha_{max} = 400$ (4mm)											

* inc de exploatare 24010 daN

ST I FISURARE

l _f daN	Experim	9,80
	Teoretic	10,20
	Δ%	-3,9

ST II EXPLOATARE

C-1,8

C _f	Experim	690	5,0	9,0	4,0	10,0	8,0	7,0	6,0	8,0	5,0	4,0
	Teoretic	8,6										
	Δ%	-2,8										
K _f	Teoretic	980,7										
	Experim	5,28										
	Teoretic	$\alpha_{f \text{ med}} = 4,50$										
m	Δ%	11,1										

Fig. IV-35

CAP. V.

PRELUCRAREA DATELOR EXPERIMENTALE SI COMPARAREA CU VALORILE TEORETICE

1. Prelucrarea datelor experimentale

La elementele de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică, procesul de formare și dezvoltare al fisurilor este influențat și de mărimea excentricității oblice a forței normale N , alături de ceilalți factori cunoscuți la fisurarea elementelor încovoiate.

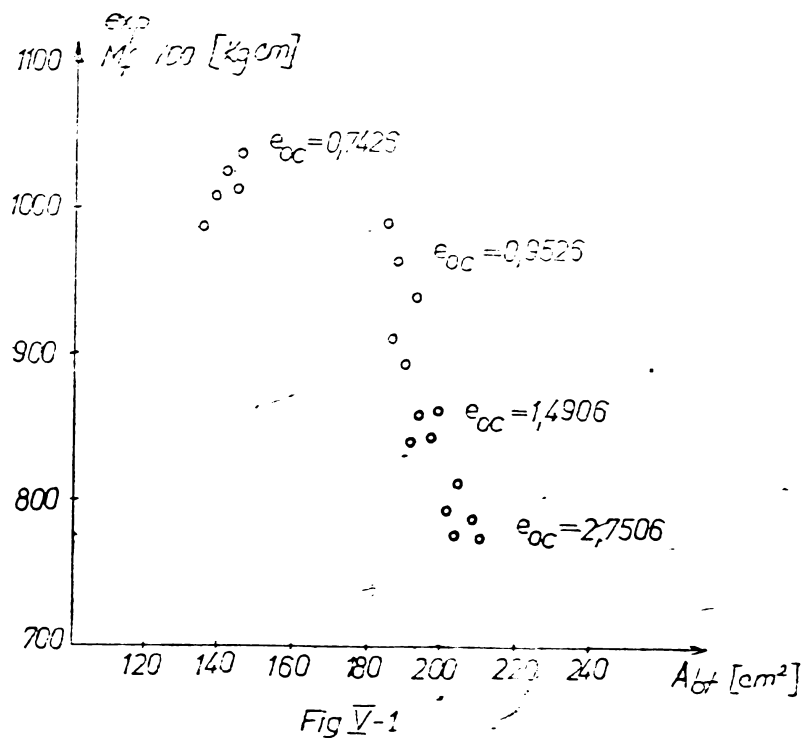
1.1. Apariția fisurilor

În cadrul studiului experimental s-au analizat o serie de măsuri legate de procesul de apariție și dezvoltare al fisurilor care sînt prezentate sintetic în tabelul IV-5 și au rezultat următoarele concluzii :

- treapta de apariție a fisurilor a fost în general ridicată fiind aproape de valoarea încărcărilor normale, raportul p^f/p^n fiind subunitar cu valori între 0,47 și 0,98 funcție de cei doi parametri care influențează acest proces și anume : procentul de armare longitudinal din zona întinsă și mărimea excentricității forței normale N ;
- în ceea ce privește raportul P^f/P^F în general la elementele solicitate la compresiune excentrică oblică cu mare excentricitate se apropie de valorile corespunzătoare încovoierii pure, variînd între 0,50 - 0,21.

La stîlpii solicitați la compresiune excentrică cu mică excentricitate, în general acest raport este mai mare, apropiindu-se de valoarea 0,9, atunci cînd axa neutră se apropie de centrul de greutate al armăturii mai puțin solicitate.

În fig. IV-16 la IV-35 sînt date valorile comparative ale forțelor de fisurare experimentale cu cele teoretice, iar în fig. V-1 se indică dependența ariei zonei întinse de beton (A_{bt}) față de momentul de fisurare experimental M_f care crește cu scăderea excentricității oblice (\bar{e}_{oo}).

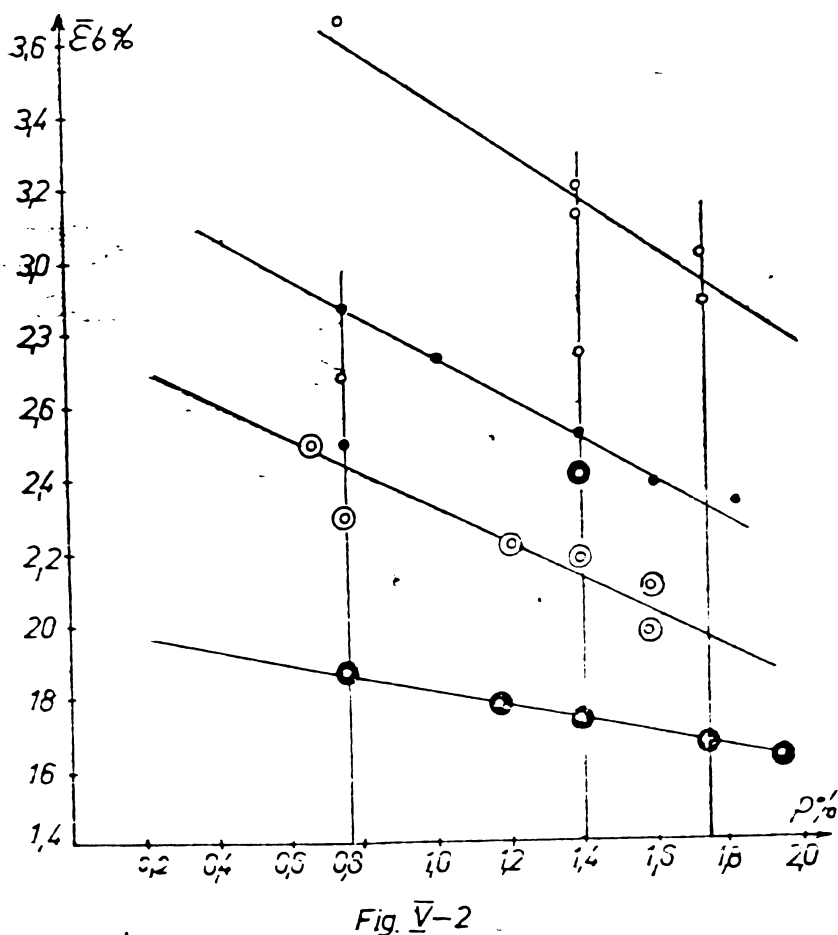


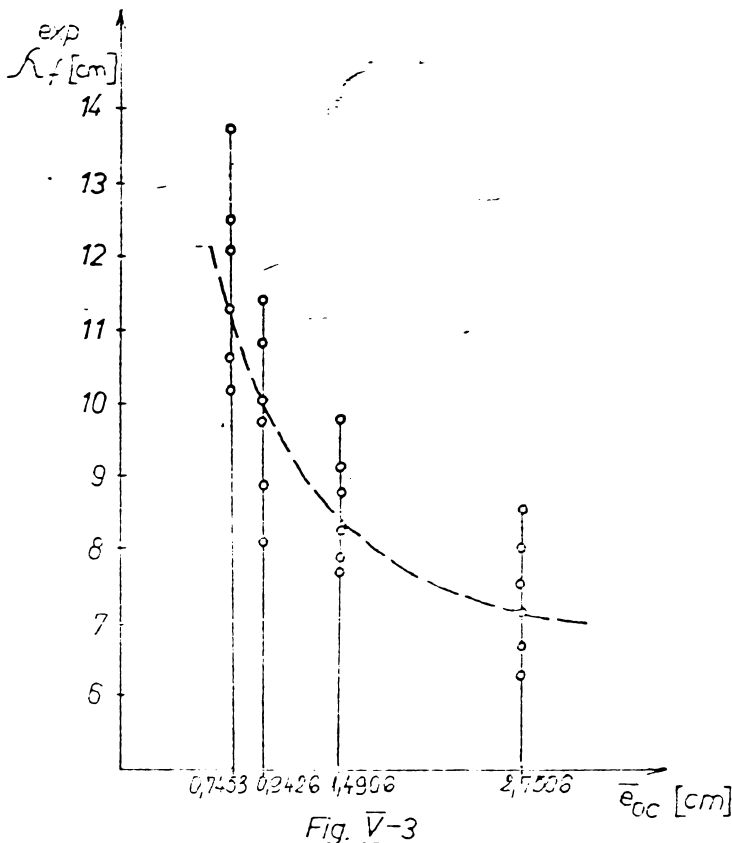
Mărimea ariei zonei întinse de beton la elementele solicitate cu mare excentricitate cel puțin după o direcție (\bar{e}_{oc} cuprins între 0,9426 și 2,7506 pentru elementele experimentale încercate), variază pentru elementele încercate între 180 - 200 cm² față de compresiunea cu mică excentricitate ($\bar{e}_{oc} = 0,7426$) când mărimea lui A_{bt} este mai mică (130 - 150 cm²).

De asemeni deformația limită $\bar{\epsilon}_b$ în fibra cea mai comprimată, la aceeași procent de armare, crește cu scăderea excentricității oblice, fig.V-2.

1.2. Distanța dintre fisuri

Odată cu creșterea încărcării dincolo de stadiul Ia de lucru, elementul fisurează (stadiul II). Majoritatea fisurilor au apărut într-un interval scurt al creșterii încărcării peste treapta de fisurare și de regulă pînă la treapta de exploatare considerată. In





tă din fig.V-3 unește valorile medii ale lui λ_f experimental pentru diferite excentricități \bar{e}_{00} .

1.3. Deschiderea fisurilor

Mărimea deschiderii fisurilor a fost măsurată la toate treptele de încărcare pînă la ruperea elementului. Valorile medii și maxime ale deschiderii fisurilor corespunzătoare încărcării normale au fost trecute în tabelul IV-7 și fig. IV-16 la IV-35. Se observă că atît mărimea medie cît și maximă a deschiderii fisurilor la încărcarea normală a fost cu mult sub valoarea limită $\bar{\lambda}_f = 0,3$ mm, deoarece procentul de armare al elementelor experimentale a fost ridicat.

Valori limită ale deschiderii fisurilor $\bar{\lambda}_f = 0,3$ mm s-au atins la trepte ridicate de încărcare circa (0,6 - 0,8) Pr, în funcție de mărimea excentricității oblice \bar{e}_{00} , a procentului de armare și a forței normale N.

La stâlpii cu excentricități mici cu e_{00} sub 0,7 h, S1-1/1, S1-1/2, S1-2/2; S2-1/2; S3-1/1 și S3-1/2 nu s-a atins valoarea lui $\bar{\lambda}_f = 0,3$ mm pînă aproape de rupere, elementului.

fig.IV-16 la IV-35 sînt indicate valorile distanțelor dintre fisuri la treapta de exploatare precum și valoarea medie a acestei distanțe λ_{fmed}^{exp} . Fisurile au fost măsurate la nivelul armăturii celei mai întinse, pe muchia elementului opusă forței excentrice oblice.

Din fig.V-3 rezultă influența excentricității \bar{e}_{00} asupra distanțelor dintre fisuri care implică influențează și mărimea medie a deschiderii fisurilor. Cu cît excentricitatea oblică crește cu atît distanța dintre fisuri scade. Curba punctată

Valorile deschiderii fisurilor în momentul cedării stîlpului prin zdrobirea zonei comprimate de beton, se dau în ultima coloană a tabelului IV-7, și variază în funcție de procentul de armare longitudinal, marca betonului și mărimea excentricității forței normale între 1,3 - 3,6 mm.

În fig.V-4 rezultă influența mare pe care o are valoarea ex-

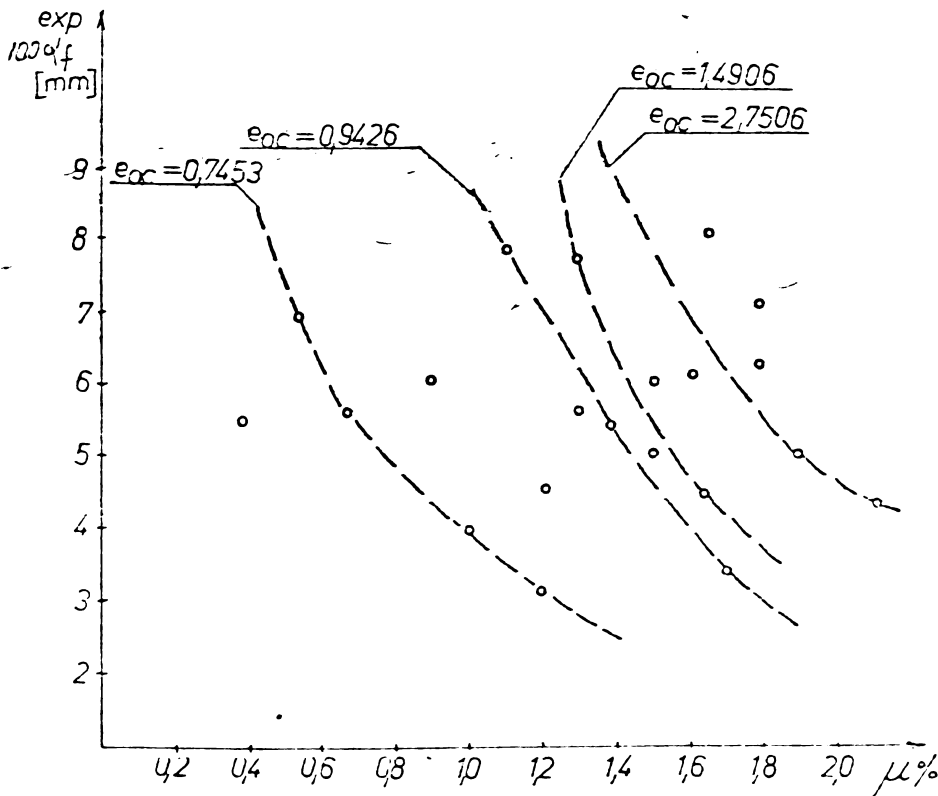


Fig. V-4

centricității asupra mărimii deschiderii fisurilor, astfel să pentru un procent de armare constant, cu oit excentricitatea oblică \bar{e}_{oc} scade, fisurile se deschid mai puțin. Acest lucru este evident, deoarece preponderența forței axiale față de momentul încovoietor crește, ceea ce are ca urmare o mărime a zonei comprimate

de beton și în consecință, o scădere a efortului în armătura întinsă. Pentru mărimea deschiderii fisurilor s-a făcut un calcul statistic, verificându-se normalitatea distribuției rezultatelor experimentale; r = coeficientul de corelație are valoarea 0,72 ; iar $t = 6,4 > 1,73$ din tabelul distribuției Student. Din motive de spațiu nu este prezentat detaliat acest calcul statistic.

2. Compararea valorilor experimentale cu cele teoretice

2.1. Compararea valorilor experimentale cu cele teoretice propuse în prezentul studiu

2.1.1. Calculul la apariția fisurilor

Pentru elementele de beton armat limita stadiului I de lucru

este apariția fisurilor. Pentru stabilirea forței de fisurare la elemente de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică, se aplică formula de calcul (II.30) din cap.II. paragraful 1.1.1, al prezentului studiu. In fig. IV-16 la IV-35 sînt date valorile teoretice și experimentale ale forțelor de fisurare, precum și abaterea relativă a valorilor teoretice față de cele experimentale exprimate în procente, variază între +15% și -12,8%, ceea ce indică o bună corelare a valorilor experimentale cu cele teoretice, și o bază experimentală pentru formula propusă în cap.II pentru calculul forței de fisurare N_f .

Pentru calculul distanței dintre fisuri este necesară determinarea mărimii ariei zonei întinse de beton în stadiul Ia; A_{bt} ,

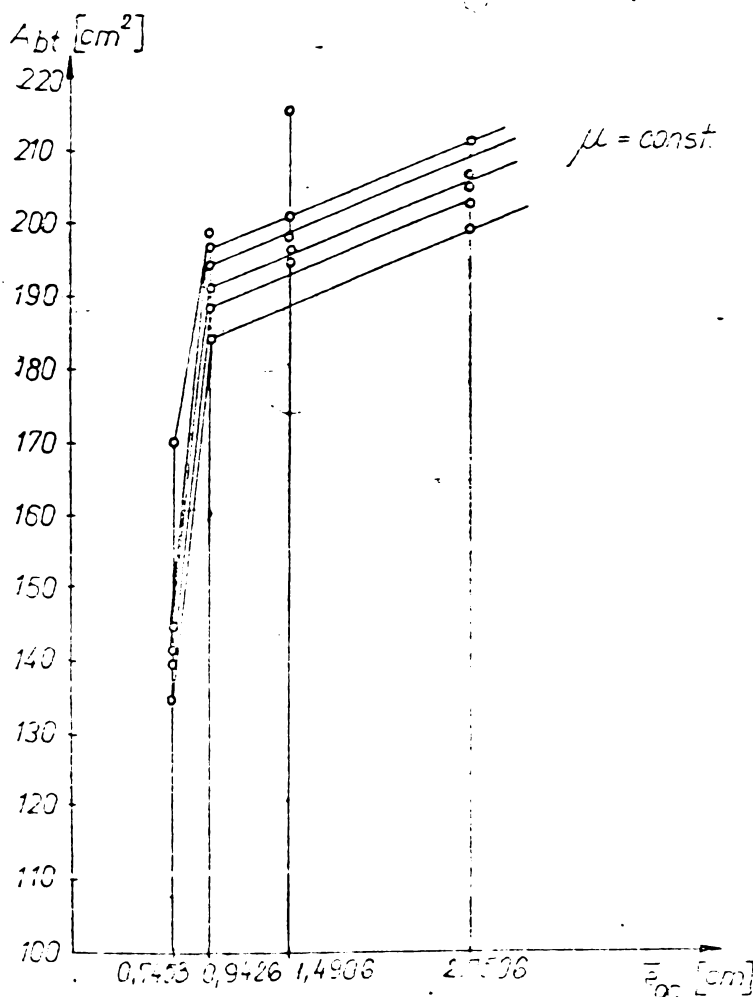


Fig. V-5

ținînd seama de prezența forței de fisurare N_f , care limitează superior aria zonei de înglobare a armăturilor $A_{c,ef}$. In tabelul V-1, sînt date valorile ariei zonei întinse de beton A_{bt} , calculate conform teoriei prezentate în cap.II paragraful 1.1.2 și 1.1.3.

Aria zonei întinse de beton A_{bt} , pentru solicitarea de compresiune excentrică oblică, crește cu creșterea excentricității oblice \bar{e}_{00} , așa cum rezultă și din fig.

V-5, la procente de armare constante cu

excepția excentricității $\bar{e}_{00} = 0,7453$ care se apropie de mica excent-

Tabelul V-1.

Calculul ariei zonei întinse de beton în stadiul Ia ($A_{bt}^{N_f}$)

Denumirea stîlp	Excentr. \bar{e}_{oc} (cm)	Tăieturi a.n.		h_1 (cm)	A_{bt} (cm ²)	$A_{bt}^{N_f}$ (cm ²)
		x_x (cm)	x_y (cm)			
S1-1/2	0,7453	-10,40	-8,15	39,21	342,40	171,7
S2-2/1 S2-2/2	1,4906	-5,199	-4,075	39,75	296,80	217,4
S1-3/1 S1-3/3	2,7506	-5,199	-8,15	37,40	318,20	200,7
S1-4/1 S1-4/2	0,9426	-6,199	-2,038	37,25	230,70	185,7
S1-1/1	0,7453	-10,40	-8,15	39,21	342,00	144,5
S2-1/1 S2-1/2	0,7453	-10,40	-8,15	39,21	342,00	139,9
S1-2/1 S1-2/2	1,4906	-5,199	-4,075	39,25	283,90	195,6
S2-3/2	2,7506	-5,199	-8,15	37,40	305,90	211,7
S2-4/1 S2-4/2	0,9426	-5,199	-2,038	37,40	267,47	199,1
S2-3/1	2,7506	-5,199	-8,15	37,40	305,9	211,7
S3-1/1	0,7453	-10,40	-8,15	39,21	328,16	134,4
S3-2/2	1,4906	-5,199	-4,075	39,25	280,75	197,4
S3-1/2	0,7453	-10,40	-8,15	39,21	358,19	142,3
S3-2/1	1,4906	-5,199	-4,075	39,25	288,09	196,2
S3-3/1	2,7506	-5,199	-8,15	37,40	301,40	206,6
S3-3/2	2,7506	-5,199	-8,15	37,40	301,40	206,6
S3-4/2	0,9426	-5,199	-2,038	37,25	265,70	197,4
S3-4/2	0,9426	-5,199	-2,038	37,25	262,2	191,4

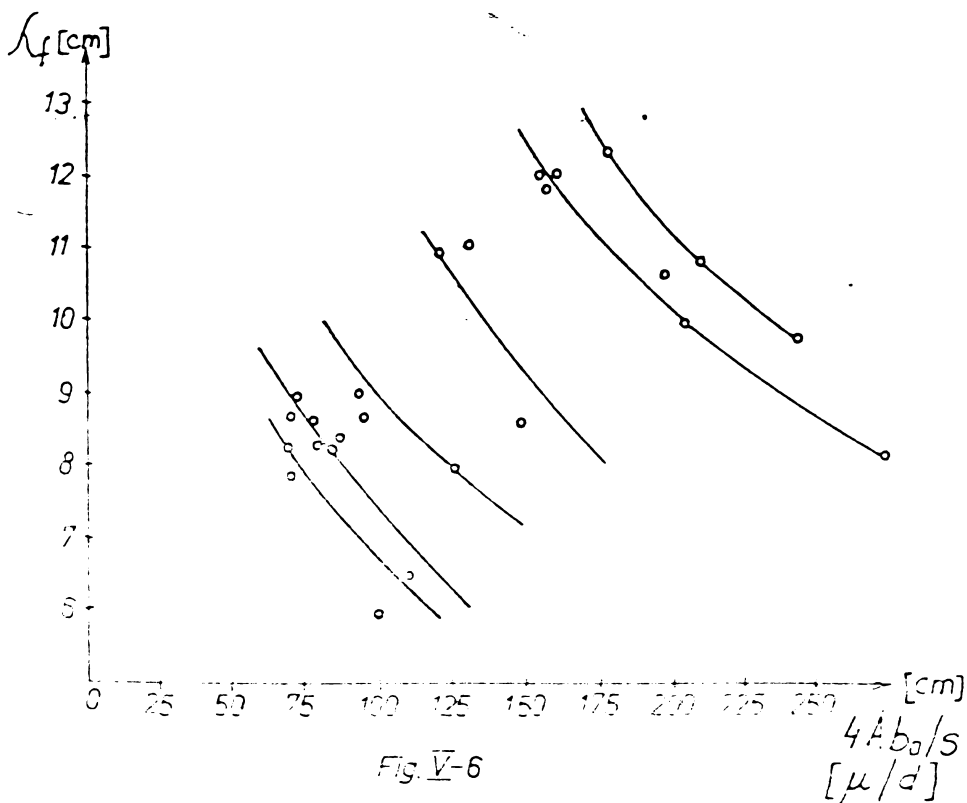
tricitate, aria zonei întinse de beton A_{bt} crește liniar cu mărimea excentricității oblice \bar{e}_{oe} .

Acest lucru corespunde cu ipotezele teoretice deoarece preponderența forței axiale față de momentul încovoietor crește cu scăderea excentricității oblice, ceea ce are ca urmare o mărire a zonei comprimate de beton și implicit o scădere a zonei întinse de beton.

2.1.2. Distanța dintre fisuri

Distanța medie dintre fisuri la elemente de beton armat supuse la compresiune excentrică oblică calculate cu formula (II. 126) propusă în cap.II paragraful 3.3, sînt date în tabelul V-3, din care rezultă că abaterea relativă $\Delta\%$ a distanței medii dintre fisuri calculate și experimental variază între +27,0% și -31,0%. Coeficientul de corelație $r = 0,82$ calculat potrivit /113/ reprezintă cea mai bună fidelitate a valorilor teoretice în raport cu cele experimentale, față de celelalte norme de calcul prezentate în acest studiu.

Pentru determinarea distanței dintre fisuri în formula de calcul propusă este necesar determinarea coeficientului K_2 care este



te funcție de deformațiile specifice ϵ_1 și ϵ_2 determinate conform paragrafului 3.1, cap.II. Pentru calculul deformațiilor specifice ϵ_1 și ϵ_2 este necesar calculul efortului unitar normal în stadiul II în armătura întinsă σ_a și betonul comprimat σ_b .

Tabelul V-2.

Calculul eforturilor unitare normale în armătura întinsă (σ_a) și betonul comprimat (σ_b).

Indica- tiv stlp	n_a	σ_{ax}	σ_{ay}	σ_{as}	σ_a kg/cm ²	σ_{bx}	σ_{by}	σ_{bc}	σ_b kg/cm ²
S1-1/2	7,18	599,5	481,0	481,0	599,5	166,8	67,0	67,0	166,8
S2-2/1 S2-2/2	6,87	1212,5	139,6	151,9	1199,8	139,2	39,6	22,1	156,7
S1-3/1 S1-3/2	6,46	1987,4	251,6	251,58	1987,4	242,6	38,9	38,9	242,6
S1-4/1 S1-4/2	6,5	1027,4	1687,4	131,2	2583,6	124,6	118,0	20,2	222,5
S1-1/1	7,18	838,2	491,0	491,0	838,2	231,8	68,4	68,4	231,8
S2-1/2 S2-1/2	7,25	721,4	403,5	403,5	721,4	197,6	55,6	55,6	197,6
S1-2/1 S1-2/2	6,95	1812,0	322,4	263,5	1870,9	221,75	91,6	37,8	275,5
S2-3/2	7,0	2317,7	336,2	336,2	2317,7	281,6	48,0	48,0	281,6
S2-4/1 S2-4/2	6,94	1123,6	499,5	163,6	1459,5	137,7	54,6	23,5	168,9
S2-3/1	7,0	1621,0	319,2	319,2	1621,0	217,9	45,6	45,6	217,9
S3-1/1	7,5	819,0	346,1	846,1	819,0	107,0	46,0	46,0	107,0
S3-2/2	7,0	1467,5	339,7	257,2	1550,0	197,2	91,6	36,7	252,1
S3-1/2	7,5	883,0	410,5	410,5	883,0	128,5	54,7	54,7	128,5
S3-2/1	7,0	1875,0	249,8	254,6	1870,2	234,2	87,7	36,4	285,5
S3-3/1	7,0	2229,5	302,8	302,8	2229,5	278,5	43,2	43,2	278,5
S3-3/2	7,0	980,7	302,7	302,7	980,7	173,3	43,2	43,2	173,3
S3-4/2	6,95	498,5	939,9	159,3	1279,1	88,1	81,05	22,9	146,3
S3-4/1	6,95	712,7	817,7	102,0	1428,4	100,0	80,0	14,6	166,6

Tabelul V-3.

Calculul distanței medii dintre fisuri cu
formulele propuse în studiu :

Indica- tiv stfilp	\bar{e}_{oe}	A_{bt} (cm ²)	$A_{c,ef}$ (cm ²)	A_a (cm ²)	$\mu_t = \frac{A_a}{A_{c,ef}}$	d_{med}	c (cm)	s (cm)
S1-1/2	0,7453	171,7	76,875	1,916	0,024923	1,100	1,40	3,50
S2-2/1 S2-2/2	1,4906	217,4	197,875	3,045	0,01539	1,015	1,40	3,60
S1-3/1 S1-3/2	2,7506	200,4	103,125	3,83	0,03714	1,10	1,40	3,60
S1-4/1 S1-4/2	0,9426	185,7	153,75	3,83	0,0249	1,10	1,40	15,00
S1-1/1	0,7453	144,5	144,50	4,52	0,0318	1,20	1,40	6,25
S2-1/1 S2-1/2	0,7453	139,9	139,90	4,52	0,0323	1,20	1,40	6,25
S1-2/1 S1-2/2	1,4906	195,6	187,60	5,65	0,03012	1,20	1,40	7,0
S2-3/2	2,7506	211,7	183,60	6,72	0,0366	1,20	1,40	4,875
S2-4/1 S2-4/2	0,9426	199,1	197,44	5,65	0,0286	1,40	1,40	7,0
S2-3/1	2,7506	211,7	183,60	6,09	0,03317	1,40	1,40	4,925
S3-1/1	0,7453	134,4	134,40	5,34	0,0397	1,30	1,40	6,20
S3-2/2	1,4906	197,4	189,40	6,84	0,0361	1,368	1,40	7,00
S3-1/2	0,7453	142,3	88,50	2,67	0,0302	1,30	1,40	3,40
S3-2/1	1,4906	196,2	188,20	6,47	0,03438	1,294	1,40	7,00
S3-3/1	2,7506	206,6	183,60	7,60	0,04139	1,266	1,40	4,825
S3-3/2	2,7506	206,6	183,60	8,01	0,04362	1,30	1,40	4,80
S3-4/2	0,9426	197,4	196,0	6,84	0,03489	1,320	1,40	6,86
S3-4/1	0,9426	191,6	190,0	7,69	0,040474	1,40	1,40	6,96

Tabelul V-3. (continuare)

$$\lambda_f = 2\left(\sigma + \frac{\mu}{10}\right) + K_1 K_2 \frac{d}{2\mu_t} - \frac{3-\bar{\sigma}_{00}}{\bar{\sigma}_{00}}$$

Indica- tiv stilp	ϵ_1 10^{-4} cm/cm	ϵ_2 10^{-4} cm/cm	$K_2 = 0,25$ $\frac{\epsilon_1 + \epsilon_2}{2\epsilon_1}$	K_1	$2\left(\sigma + \frac{\mu}{10}\right)$	$K_1 K_2$ $\frac{d}{\mu_t}$	$\frac{3-\bar{\sigma}_{00}}{\bar{\sigma}_{00}}$	λ_{ft} cm	$\Delta \%$
B1-1/2	0,454	0,354	0,222	0,8	3,50	7,84	3,02	8,32	27,0
B2-2/1	1,039	0,510	0,1863	0,8	3,52	9,83	1,01	12,34	-21,7
B2-2/2									
B1-3/1	2,310	1,220	0,190	0,8	3,52	4,50	0,09	8,0	12,6
B1-3/2									51,3
B1-4/1	0,093	0,053	0,196	0,8	5,80	6,93	2,18	11,12	-29,3
B1-4/2									8,8
B1-1/1	0,520	0,220	0,156	0,8	4,05	5,45	3,02	6,48	6,9
B2-1/1	0,520	0,220	0,156	0,8	4,05	5,45	3,02	6,48	-31,8
B2-1/2									-22,0
B1-2/1	1,758	1,751	0,1758	0,8	4,20	5,60	1,01	8,80	-12,5
B1-2/2									-31,0
B2-3/2	2,77	2,34	0,203	0,8	3,775	5,32	0,09	9,0	-11,1
B2-4/1	0,353	0,242	0,210	0,8	4,20	7,04	2,18	9,06	12,0
B2-4/2									-3,8
B2-3/1	1,640	1,015	0,202	0,8	3,785	4,34	0,09	8,64	-1,5
B3-1/1	0,303	0,155	0,189	0,8	4,04	4,95	3,02	6,0	0,0
B3-2/2	1,610	0,622	0,173	0,8	4,20	5,24	1,01	8,43	8,1
B3-1/2	0,285	0,219	0,220	0,8	3,48	9,5	3,02	9,88	1,1
B3-2/1	1,727	0,680	0,174	0,8	4,20	5,24	1,01	8,44	-1,0
B3-3/1	2,300	1,479	0,205	0,8	3,765	5,02	0,09	8,70	-12,6
B3-3/2	1,060	0,615	0,197	0,8	3,76	4,70	0,09	8,37	2,8
B3-4/2	1,050	0,722	0,2109	0,8	4,170	6,38	2,18	8,37	-4,4
B3-4/1	1,006	0,684	0,2109	0,8	4,170	5,81	2,18	7,8	8,8

Pentru determinarea acestor valori se folosesc relații propuse în prezentul studiu : cap.II paragraful 2, în funcție de excentricitățile forței normale după direcția x-x și y-y. În tabelul V-2 sînt calculate eforturile unitare normale în armătura întinsă σ_a și betonul cel mai comprimat σ_b , ținînd seama că $n = E_a/E_b$.

În fig.V-6, se arată variația distanței dintre fisuri și raportul : procentul de armare/diametrul armăturii întinse (înlocuit cu raportul $4A_{bc}/S$ deoarece armăturile din zona întinsă au diametre diferite; A_{bc} reprezintă aria de beton utilă calculată conform cap.II), din care rezultă că distanța dintre fisuri crește cu scăderea procentului de armare.

2.1.3. Mărimea deschiderii fisurilor

Pentru calculul mărimii medii a deschiderii fisurilor se

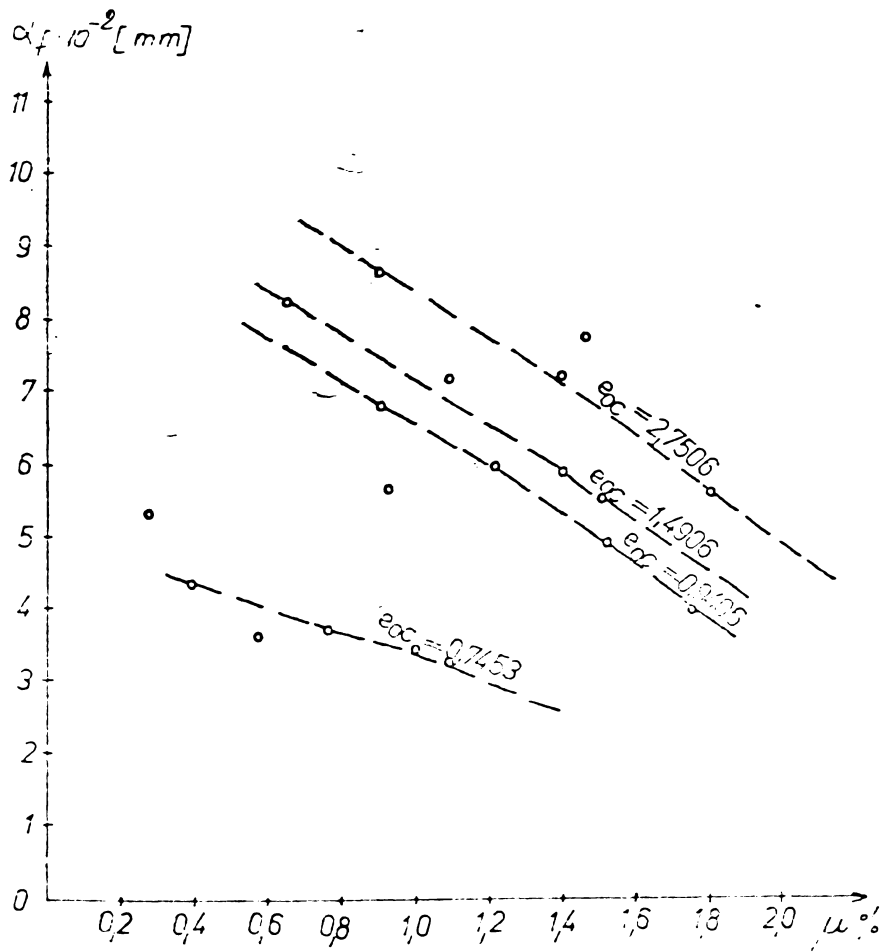


Fig. V-7

folosește formula de calcul propusă în cap.II paragraful 4. În tabelul V-4 sînt date valorile teoretice ale mărimii medii a deschiderii fisurilor, și abaterile relative procentuale $\Delta \%$ ale valorilor experimentale față de cele teoretice ale deschiderii medii ale fisurilor, care variază între +25% și -28%.

Coefficientul de corelație al datelor teoretice în comparație cu cele experimenta-

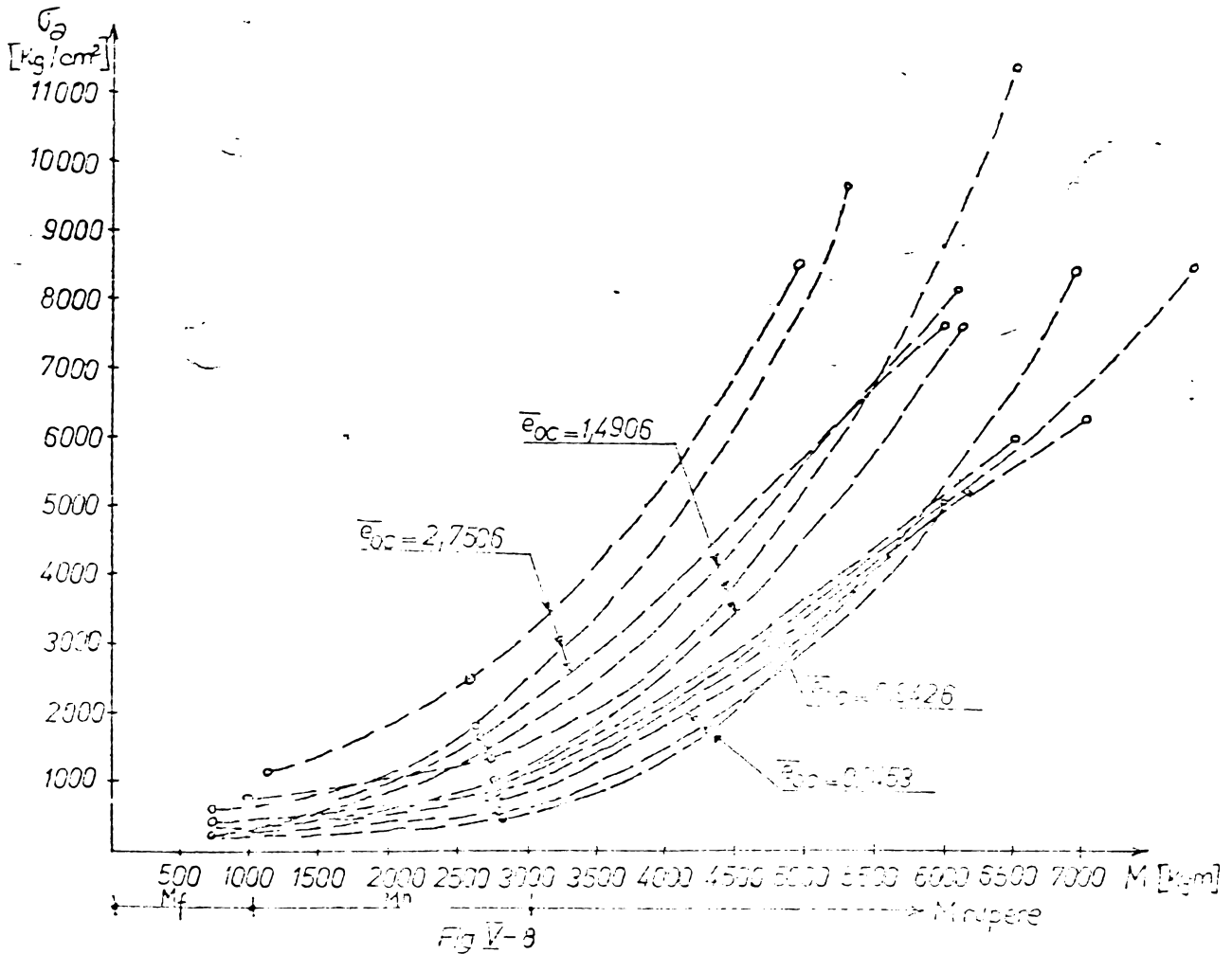
Tabelul V-4.

Mărimea medie a deschiderii fisurilor " \mathcal{L}_f " conform formulelor propuse în prezentul studiu.

$$\mathcal{L}_f = \lambda_f \frac{\sqrt{\sigma_{a2}}}{E_a} \left[1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sqrt{\sigma_{a1}}}{\sqrt{\sigma_{a2}}} \right)^2 \right] \quad (\text{mm})$$

Indica- tiv stîlp	$\frac{\sigma_{a2} \cdot 10^{-4}}{E_a}$	$\left(\frac{\sqrt{\sigma_{a1}}}{\sqrt{\sigma_{a2}}} \right)^2$	$\beta_1 \beta_2$	$1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sqrt{\sigma_{a1}}}{\sqrt{\sigma_{a2}}} \right)^2$	λ_f mm	\mathcal{L}_f mm	$\Delta\%$
S1-1/2	4,86	0,0848	0,5	0,9575	83,2	0,044	25,0
S2-2/1 S2-2/2	5,72	0,1377	0,5	0,9310	123,4	0,074	-24,0
S1-3/1 S1-3/2	9,46	0,1002	0,5	0,9499	80,0	0,037	-25,0 -6,9
S1-4/1 S1-4/2	8,30	0,2500	0,5	0,8750	111,2	0,077	-8,2 -22,0
S1-1/1	6,41	0,1100	0,5	0,9450	64,8	0,035	14,2
S2-1/1 S2-1/2	5,91	0,1400	0,5	0,9300	64,8	0,032	-27,9 17,1
S1-2/1 S1-2/2	8,90	0,0500	0,5	0,9750	88,0	0,088	-12,5 -26,5
S2-3/2	11,03	0,0500	0,5	0,9750	90,0	0,105	-27,5
S2-4/1 S2-4/2	6,95	0,0740	0,5	0,9630	90,6	0,072	19,3
S2-3/1	7,72	0,0540	0,5	0,9730	86,4	0,071	3,8
S3-1/1	7,15	0,1553	0,5	0,9223	60,0	0,044	3,4
S3-2/2	7,39	0,0520	0,5	0,9740	84,3	0,078	-19,8
S3-1/2	6,49	0,1340	0,5	0,9330	98,8	0,062	12,9
S3-2/1	8,90	0,0470	0,5	0,9765	84,4	0,064	-17,8
S3-3/1	10,60	0,0490	0,5	0,9776	87,0	0,107	-26,8
S3-3/2	4,68	0,0490	0,5	0,9776	83,7	0,045	11,1
S3-4/2	6,09	0,1030	0,5	0,9483	83,7	0,06	-1,6
S3-4/1	6,81	0,1040	0,5	0,9480	78,0	0,054	-7,2

le conform /113/ este $r = 0,76$ ceea ce dovedește cea mai bună corelare a mărimilor calculate în raport cu cele experimentale față de celelalte norme de calcul prezentate : /106/, /107/, /108/, /109/ /110/. In fig. V-7 este prezentată variația mărimii deschiderii fisurilor α_f în raport cu procentul de armare $\mu\%$ din care rezultă că la creșterea procentului de armare se produce o scădere a mărimii deschiderii fisurilor. De asemenea se observă scăderea mărimii deschiderii fisurilor cu scăderea excentricității oblice \bar{e}_{oc} .



In fig. V-8 este prezentată variația momentului (M_f , M^u și M_r) în raport cu mărimea efortului unitar normal în armătura întinsă în stadiul II, σ_a , care crește cu creșterea excentricității dentro aceeași valoare a momentului.

22. Compararea valorilor experimentale cu cele teoretice din diferite norme de calcul prezentate în capitolul III

Potrivit capitolului III al studiului : "Contribuții privind conformarea unor metode de calcul din diferite norme, al calculului distanței și deschiderii fisurilor la compresiune excentrică oblică la elemente de beton armat de secțiune dublu T", în continuare sînt prezentate în tabelele V-5 la V-8 valorile teoretice ale distanței medii dintre fisuri iar în tabelele V-9 la V-13 valorile calculate ale mărimii deschiderii fisurilor.

2.2.1. Distanța medie dintre fisuri

În tabelul V-5 sînt calculate distanțele medii dintre fisuri pentru elementele de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică potrivit Normelor CEB-FIP, ținînd seama de specificațiile date în cap.III paragraful 1.1. Din acest tabel rezultă abaterea relativă procentuală a valorilor experimentale față de cele teoretice, $\Delta\%$ cuprins între (-28,7%) și (44,2%), ceea ce indică o corelare acceptabilă a valorilor calculate cu cele experimentale.

Coeфициentul de corelație $r = 0,70$ calculat potrivit /113/, indică o fidelitate mai redusă a acestei metode de calcul față de cea propusă în studiu.

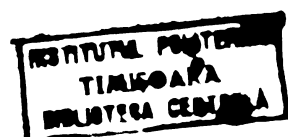
În tabelul V-6 sînt prezentate valorile teoretice calculate potrivit normelor CAER-PC-119-74, conformate solicitării de compresiune excentrică oblică (paragraful 2.1. cap.III). În tabel sînt date distanțele dintre fisuri a_f calculate cu β_T /107/ și β_f determinat statistic (paragraful 2.2.1.6), pentru care, abaterea relativă $\Delta\%$ a distanței dintre fisuri experimentale față de cele teoretice variază între (-37,0%) și (+23,5%), cu excepția a două valori iar $r = 0,79$ calculat cu /113/, ceea ce conferă o bună corelare între valorile calculate și cele măsurate. Alături de formulele propuse pentru λ_f , cele din normele /107/ calculate cu coeficientul β_f propus în paragraful 2.1.1.6, sînt cele mai apropiate de valorile experimentale ale distanței dintre fisuri.

În tabelul V-7 sînt prezentate valorile calculate ale distanței dintre fisuri potrivit STAS 10107/0-76, metodă conformată în cap.III paragraful 4.1, din care rezultă o variație a abaterii relative procentuale $\Delta\%$ între (-36,1%) și (+23,8%) cu excepția a două va-

Tabelul V-5.

Calculul distanței medii dintre fisuri - conform normelor CEB-FIP.

Indica- tiv stflp	A_a (cm ²)	A_{bt} (cm ²)	$A_{c,ef}$ (cm ²)	$\rho_r = \frac{A_a}{A_{c,ef}}$	ϕ (mm)	$\frac{\phi}{\rho_r}$ (mm)	c (mm)
S1-1/2	1,916	171,7	76,875	0,0250	1,100	44,13	14
S2-2/1 S2-2/2	3,045	217,4	197,875	0,0154	1,015	65,95	14
S1-3/1 S1-3/2	3,83	200,4	103,125	0,0372	1,10	29,60	14
S1-4/1 S1-4/2	3,83	185,7	153,75	0,0249	1,10	44,17	14
S1-1/1	4,52	144,5	144,50	0,0318	1,20	38,36	14
S2-1/1 S2-2/2	4,52	139,9	139,90	0,0323	1,20	37,17	14
S1-2/1 S1-2/2	5,65	195,6	187,60	0,0301	1,20	39,84	14
S2-3/2	6,72	211,7	183,60	0,0366	1,20	32,78	14
S2-4/1 S2-4/2	5,65	199,1	197,44	0,0286	1,40	41,96	14
S2-3/1	6,09	211,7	183,60	0,0332	1,40	30,60	14
S3-1/1	5,34	134,4	134,40	0,0397	1,30	32,75	14
S3-2/2	6,84	197,4	189,40	0,0361	1,368	37,90	14
S3-1/2	2,67	142,3	88,50	0,0302	1,30	43,05	14
S3-2/1	6,47	196,2	188,20	0,0344	1,294	37,65	14
S3-3/1	7,60	206,6	183,60	0,0412	2,266	30,60	14
S3-3/2	8,01	206,6	183,60	0,0436	1,30	29,80	14
S3-4/2	6,84	197,4	196,0	0,0348	1,320	37,85	14
S3-4/1	7,69	191,6	190,0	0,0405	1,40	34,60	14



Tabelul V-5.(continuare)

$$s_{rm} = 2\left(C + \frac{s}{10}\right) + K_1 K_2 \frac{\phi}{\rho}$$

Indicativ stîlp	s (mm)	K ₂	k ₁	2(C + $\frac{s}{10}$)	K ₁ K ₂ $\frac{\phi}{\rho}$	s _{rm} (mm)	Δ %
S1-1/2	35,0	0,222	0,8	35,0	78,4	113,4	-6,3
S2-2/1 S2-2/2	36,0	0,186	0,8	35,2	98,3	133,5	-27,9
S1-2/1 S1-3/2	36,0	0,190	0,8	35,2	45	80,2	+26,4 +44,2
S1-4/1 S1-4/2	150,0	0,196	0,8	64,0	69,3	133,0	-42,9 -23,6
S1-1/1	62,5	0,156	0,8	40,5	54,5	95,0	26,8
S2-1/1 S2-1/2	62,5	0,156	0,8	40,5	54,5	95,0	44,2 26,3
S1-2/1 S1-2/2	70,0	0,176	0,8	42,0	56	98,0	-21,4 -43,0
S2-3/2	48,75	0,203	0,8	37,7	53,2	91,0	+12,0
S2-4/1 S2-4/2	70,0	0,210	0,8	42,0	70,4	112,4	-4,3 -22,1
S2-3/1	49,25	0,202	0,8	37,8	49,4	87,3	- 2,6
S3-1/1	62,0	0,189	0,8	40,4	49,5	89,9	+11,0
S3-2/2	70,0	0,173	0,8	42,0	52,4	94,4	-18,3
S3-1/2	34,0	0,220	0,8	34,8	95	129,0	-22,1
S3-2/1	70,0	0,174	0,8	42,0	52,4	94,5	-11,8
S3-3/1	48,25	0,205	0,8	37,6	50,2	87,8	-19,5
S3-3/2	48,0	0,197	0,8	37,6	46,9	84,6	-21,6
S3-4/2	68,6	0,211	0,8	41,7	63,8	105,5	-24,1
S3-4/1	68,6	0,211	0,8	41,7	58,1	99,8	-28,7

Tabelul V-6. (continuare)

Calculul distanței medii dintre fisuri conform CAER-PC-119-74.

Indicativ stîlp	F_a (cm ²)	Perim. armăt. $S = \sum \pi \cdot d$ (cm)	F_{σ_p} (cm ²)	A_{bo} (cm ²)	$\beta_T = 0,5 + 30 \frac{S}{4A_{bo}}$	$\frac{F_{\sigma_p}}{S}$
S1-1/2	1,916	6,91	171,7	479,34	0,60812	24,84
S2-2/1 S2-2/2	3,045	10,05	217,43	444,67	0,66950	21,63
S1-3/1 S1-3/2	3,83	13,19	200,4	419,70	0,73570	15,193
S1-4/1 S1-4/2	3,83	13,19	185,70	406,27	0,75678	13,35
S1-1/1	4,52	15,08	144,5	443,36	0,75509	9,582
S2-1/1 S2-1/2	4,52	15,08	139,9	443,36	0,75509	9,277
S1-2/1 S1-2/2	5,65	18,85	195,6	427,12	0,84202	10,376
S2-3/2	6,72	22,62	211,7	420,67	0,90328	9,3599
S2-4/1 S2-4/2	5,65	18,85	199,1	436,40	0,82395	10,562
S2-3/1	6,09	21,36	211,7	418,72	0,88259	9,911
S3-1/1	5,34	16,33	134,4	429,48	0,78516	8,23
S3-2/2	6,34	20,73	197,4	429,00	0,86241	9,522
S3-1/2	2,67	8,77	142,3	478,07	0,63760	16,225
S3-2/1	6,47	20,10	196,2	428,00	0,85222	9,761
S3-3/1	7,60	23,36	206,6	419,10	0,92698	8,6588
S3-3/2	3,01	24,50	206,6	418,20	0,93938	8,432
S3-4/2	6,34	20,73	197,4	435,50	0,86044	9,5224
S3-4/1	7,69	21,99	191,6	435,50	0,87870	8,713

Tabelul V-6.(continuare)

$$a_T = \beta_T \frac{F_{\sigma p}}{S}$$

Indicativ stîlp	$a_T = \beta_T \frac{F_{\sigma p}}{S}$ (cm)	\bar{e}_{oo}	$\beta_T = 0,4 + 8 \frac{S}{4A_{bo}} \cdot \frac{1}{(4 + \bar{e}_{oo})}$	$\lambda_T = \beta_T \frac{F_{\sigma p}}{S}$	$\Delta\%$
S1-1/2	15,11	0,7453	0,674	16,4	-29,71
S2-2/1	14,48	1,4906	0,6813	14,0	-33,5
S1-3/1	11,177	2,7506	0,6748	10,2	$\frac{-3,2}{+3,5}$
S1-4/1	10,103	0,9426	0,71134	9,4	$\frac{-37,5}{+0,5}$
S1-1/1	7,23	0,7453	0,72446	6,9	- 3,3
S2-1/1	7,005	0,7453	0,72446	6,73	$\frac{+24,3}{+70,2}$
S1-2/1	8,737	1,4906	0,887	8,10	$\frac{-11,3}{-36,0}$
S2-3/2	8,453	2,7506	0,8698	8,10	- 5,3
S2-4/1	8,702	0,9426	0,829	8,75	$\frac{+23,5}{+0,5}$
S2-3/1	8,747	2,7506	0,8452	8,38	- 2,8
S3-1/1	6,462	0,7453	0,8615	7,26	+23,1
S3-2/2	8,212	1,4906	0,8304	7,86	- 5,9
S3-1/2	10,34	0,7453	0,6250	10,14	- 2,2
S3-2/1	8,318	1,4906	0,916	3,93	+ 0,14
S3-3/1	8,0266	2,7506	0,8965	7,7	-10,9
S3-3/2	7,92	2,7506	0,911	7,6	+ 8,6
S3-4/2	8,19	0,9426	0,87	3,29	- 2,3
S3-4/1	7,656	0,9426	0,897	7,8	- 7,1

Tabelul V-7.

Calculul distanței dintre fisuri conform STAS 10107/0-76.

$$\lambda_f = \beta_f \frac{A_{bt}}{u}$$

Indi- cativ stîlp	A _a (cm ²)	Perim. arm. u (cm)	Aria bet. înt. A _{bt} (cm ²)	A _{bt} (cm ²)	$\beta_f = 0,5 +$ $+ 30 \frac{u}{4A_{bo}}$	Distanța dintre fisuri teoretic $\lambda_f = \beta_f \frac{A_{bt}}{u}$	$\Delta\%$
S1-1/2	1,916	6,91	171,7	479,34	0,6081174	15,11	-29,7
S2-2/1 S2-2/2	3,045	10,05	217,43	444,675	0,669505	14,48	-33,3
S1-3/1 S1-3/2	3,83	13,19	200,40	419,70	0,735704	11,177	-9,3 3,5
S1-4/1 S1-4/2	3,83	13,19	185,70	406,275	0,7567841	10,103	-34,1 0,5
S1-1/2	4,52	15,08	144,50	443,36	0,75509	7,23	- 3,9
S2-1/1 S2-1/2	4,52	15,08	139,90	443,36	0,75509	7,005	-95,5 71,3
S1-2/1 S1-2/2	5,65	18,85	195,60	427,125	0,842025	8,737	-11,9 -36,1
S2-3/2	6,72	22,62	211,70	420,675	0,90328	14,453	18,3
S2-4/1 S2-4/2	5,65	18,85	199,10	436,40	0,82395	8,702	-23,5 5,4
S2-3/1	6,09	21,36	211,70	418,725	0,88259	8,747	- 2,8
S3-1/1	5,34	16,33	134,40	429,487	0,78516	6,462	23,8
S3-2/2	6,84	20,73	197,40	429,00	0,862412	8,212	- 6,0
S3-1/2	2,67	3,77	142,30	473,07	0,637600	10,34	- 2,2
S3-2/1	6,47	20,10	196,20	428,00	0,85222	8,318	0,13
S3-3/1	7,60	23,86	206,60	419,10	0,92698	8,026	-10,9
S3-3/2	8,01	24,50	206,60	418,20	0,93938	7,92	-16,6
S3-4/2	6,84	20,73	197,40	435,5	0,860447	8,19	- 2,4
S3-4/1	7,69	21,99	191,60	435,5	0,87870	7,656	-7,13

Tabelul V-8.

Calculul distanței dintre fisuri potrivit Revizuire STAS 10107/0-83.

$$\lambda_f = 2\left(c + \frac{s}{10}\right) + \beta \frac{d}{\mu_t}$$

dica- v flp	A _s (cm ²)	A _{bt} (cm ²)	d _{med} (mm)	$\mu_t = \frac{A_s}{A_{bt}}$	c (mm)	s (mm)	2(c+s/10)	$\beta \frac{d}{\mu_t}$	λ_f (mm)	$\Delta\%$
-1/2	1,916	76,375	11,00	0,024921	14,0	35,0	35,0	44,13	79,13	34,2
-2/1 -2/2	3,045	195,875	10,15	0,01539	14,0	36,0	35,2	65,95	101,15	-4,8
-3/1 -3/2	3,83	103,125	11,0	0,03714	14,0	36,0	35,2	29,60	64,81	$\frac{46,4}{68,0}$
-4/1 -4/2	3,83	153,75	11,0	0,02490	14,0	150,0	64,0	44,17	108,17	$\frac{-38,4}{-6,0}$
-1/1	4,52	144,5	12,0	0,03180	14,0	62,5	40,5	38,36	78,56	-11,9
-1/1 -1/2	4,52	139,9	12,0	0,03230	14,0	62,5	40,5	37,17	77,65	$\frac{-56,4}{44,5}$
-2/1 -2/2	5,65	187,6	12,0	0,03012	14,0	70,0	42,0	39,84	81,84	$\frac{-5,9}{31,8}$
-3/2	6,72	183,6	12,0	0,03660	14,0	48,75	37,75	32,78	70,53	13,4
-4/1 -4/2	5,65	197,44	14,0	0,02860	14,0	70,0	42,0	41,95	83,96	$\frac{28,0}{4,3}$
-3/1	6,09	183,6	14,0	0,03317	14,0	49,25	37,85	30,60	68,45	24,2
-1/1	5,34	134,4	13,0	0,03970	14,0	62,0	40,4	32,74	73,14	-9,3
-2/2	6,84	189,4	13,68	0,03610	14,00	70,0	42,0	37,89	79,89	-3,4
-1/2	2,67	88,5	13,0	0,03020	14,0	34,0	34,8	43,05	77,84	29,8
-2/1	6,47	188,2	12,94	0,03438	14,0	70,0	42,0	37,64	79,64	4,6
-3/1	7,60	183,6	12,66	0,04139	14,0	48,25	37,65	30,60	68,25	4,8
-3/2	8,01	183,6	13,0	0,04363	14,0	48,0	37,6	29,80	67,39	-2,0
-4/2	6,84	196,0	13,2	0,03489	14,0	68,6	41,7	37,83	79,53	0,6
-4/1	7,69	190,0	14,0	0,04047	14,0	68,6	41,7	34,59	76,31	-6,8

lori care au $\Delta\% = 95,5$ și $\Delta\% = 71,3\%$, și coeficientul de corelație $r = 0,74$ /113/, eliminând cele două valori care se distanțează de abaterile relative Δ medii.

Tabelul V-8 prezintă valorile calculate ale distanței dintre fisuri conform revizuirei STAS 10107/0-83 și a conformărilor de calcul din paragraful 5.1 cap.III. Din acest tabel rezultă variația abaterii relative $\Delta\%$ între $(-38,4\%)$ și $(+34,2\%)$ exceptând patru valori teoretice ale căror $\Delta\%$ este $\pm 44,5\%$ și $\pm 68,0\%$, motiv pentru care coeficientul de corelație $r = 0,60$ /113/.

Valorile teoretice calculate conform metodei de calcul propusă de /110/ dau corelația cea mai slabă față de valorile experimentale, deoarece coeficientul β propus cu valoarea 0,1 pentru încovoiere (OL 37), în cazul comprimării excentrice oblice, are valori cuprinse între 0,16 - 0,2 (cap.III).

2.2.2. Mărimea medie a deschiderii fisurilor

În prezentul paragraf sînt calculate valorile teoretice ale mărimii medii ale deschiderii fisurilor potrivit metodelor de calcul din normele /106/, /107/, /108/, /109/, /110/, ținînd seama de conformarea acestor metode de calcul la solicitarea de compresiune excentrică oblică expusă în capitolul III.

În tabelul V-9 sînt calculate mărimile medii ale deschiderii fisurilor conform normelor CEB-FIP și se observă că abaterea relativă procentuală $\Delta\%$ a valorilor experimentale față de cele teoretice variază între $(-32,8\%)$ și $(47,8\%)$, iar coeficientul de corelație $r = 0,68$ /113/, ceea ce indică o corelație acceptabilă între valorile teoretice și experimentale, ținîndu-se seama și de faptul că $r = 0,70$ pentru distanța dintre fisuri care influențează deschiderea medie a acestora.

În tabelul V-10 sînt prezentate mărimile deschiderii fisurilor calculate potrivit normelor CASH, ținînd seama de mărimea distanței medii dintre fisuri calculată cu ajutorul coeficientului β_f , determinat statistic în cap.III. Abaterea relativă procentuală $\Delta\%$ între valorile experimentale față de cele teoretice variază între $(-43,0\%)$ și $(+24,3\%)$ cu un coeficient de corelație de $r = 0,74$, ceea ce indică o bună fidelitate a valorilor calculate.

Tabelul V-11 prezintă valorile medii calculate ale mărimii deschiderii fisurilor conform STAS 10107/0-76, valoarea efortului unitar normal în armătura întinsă în stadiul II σ_{II} , s-a calculat și-

Tabelul V-9.

Mărimea medie a deschiderii fisurilor "W_m" - conform
Code Modèles CEF-FIP.

$$w_m = s_{rm} \cdot \frac{\sigma_s}{E_s} \left[1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2 \right] \quad (\text{mm})$$

Indica- tiv stilp	$\frac{\sigma_s}{E_s} \cdot 10^{-4}$	$\left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2$	$1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2$	s _{rm} (mm)	W _m (mm)	Δ _δ
S1-1/2	4,86	0,0348	0,9575	113,4	0,035	47,1
S2-2/1 S2-2/2	5,72	0,1377	0,9310	133,5	0,080	-28,3
S1-3/1 S1-3/2	3,46	0,1002	0,9499	80,2	0,087	$\frac{-27,9}{-9,9}$
S1-4/1 S1-4/2	8,30	0,2500	0,8750	133,0	0,177	$\frac{-61,9}{-46,1}$
S1-1/1	6,41	0,1160	0,9450	95,0	0,029	39,3
S2-1/2 S2-1/2	5,96	0,1400	0,9300	95,0	0,025	$\frac{-8,5}{42,4}$
S1-2/1 S1-2/2	8,90	0,0500	0,9750	98,0	0,099	$\frac{-22,0}{-44,3}$
S2-3/2	11,03	0,0500	0,9750	91,0	0,107	47,0
S2-4/1 S2-4/2	6,05	0,0740	0,9630	112,4	0,089	$\frac{33,3}{26,8}$
S2-3/1	7,72	0,0540	0,9730	87,3	0,072	- 4,22
S3-1/1	7,15	0,1553	0,9223	89,9	0,035	20,0
S3-2/2	7,39	0,0520	0,9740	94,4	0,088	-28,7
S3-1/2	6,49	0,1340	0,9330	129,0	0,054	29,6
S3-2/1	8,90	0,0470	0,9765	94,5	0,082	43,0
S3-3/1	10,60	0,0490	0,9776	87,8	0,100	-32,3
S3-3/2	4,67	0,0490	0,9776	84,6	0,046	+14,7
S3-4/2	6,09	0,1030	0,9483	105,5	0,074	-20,9
S3-4/1	6,81	0,1040	0,9480	99,8	0,067	-38,8

Tabelul V-10.

Calculul deschiderii fisurilor conform normelor CAER.

Indica- tiv stîlp	σ_a^{II} (Kg/cm ²) $n = E_a/E_b$	F_a (cm ²)	$F_{\sqrt{p}}$ (cm ²)	R_t^n (Kg/cm ²)	$\psi = 1 - 0,2 \frac{A_{bt} \cdot R_t^n}{A_a \sigma_a^{II}}$
S1-1/2	599,5	1,916	171,7	15,64	0,53273
S2-2/1	1199,8	3,045	217,43	16,66	0,80169
S2-2/2					
S1-3/1	1987,43	3,83	200,4	18,99	0,90000
S1-3/2					
S1-4/1	2583,57	3,83	185,70	18,91	0,92902
S1-4/2					
S1-1/1	838,17	4,52	144,5	15,64	0,880693
S2-1/1	721,41	4,52	139,9	15,08	0,987073
S2-1/2					
S1-2/1	1870,9	5,65	195,6	16,36	0,93945
S1-2/2					
S2-3/2	2317,7	6,72	211,7	17,64	0,95204
S2-4/1	2459,5	5,65	199,1	17,19	0,916548
S2-4/2					
S2-3/1	1621,0	6,09	211,7	17,64	0,92434
S3-1/1	819,06	5,34	134,4	14,01	0,778924
S3-2/2	1550,0	6,84	197,4	15,94	0,94064
S3-1/2	882,9	2,67	142,3	14,01	0,6099
S3-2/1	1870,19	6,47	196,2	15,94	0,94830
S3-3/1	2229,5	7,60	206,6	16,11	0,96071
S3-3/2	980,2	8,01	206,6	16,11	0,91521
S3-4/2	1279,1	6,84	197,4	16,49	0,926064
S3-4/1	1428,3	7,69	131,6	16,49	0,94246

Tabelul V-10.(continuare)

$$L_f = l_T \cdot \psi_a \frac{\sigma_a}{E_a}$$

Indicativ stîlp	l_T (cm)	a_T (mm)	$l_{T(1)}$ (cm)	L_f (mm)	$\Delta \xi$
S1-1/2	15,11	0,043	16,7	0,047	17,0
S2-2/1 S2-2/2	14,48	0,067	14,0	0,064	-12,5
S1-3/1 S1-3/2	11,177	0,095	10,2	0,085	<u>-23,5</u> - 8,2
S1-4/1 S1-4/2	10,103	0,115	9,4	0,107	<u>'-18,0</u> -40,0
S1-1/1	7,23	0,039	6,9	0,035	-12,5
S2-1/1 S2-1/2	7,005	0,024	6,7	0,023	<u>0,0</u> 60,0
S1-2/1 S1-2/2	8,737	0,073	8,10	0,067	<u>14,9</u> -17,9
S2-3/2	8,453	0,088	8,10	0,084	-43,7
S2-4/1 S2-4/2	8,702	0,075	8,75	0,074	<u>24,3</u> 17,4
S2-3/1	8,747	0,06	8,38	0,06	21,6
S3-1/1	6,462	0,042	7,26	0,046	- 1,0
S3-2/2	8,212	0,057	7,86	0,054	15,7
S3-1/2	10,34	0,068	10,14	0,066	6,0
S3-2/1	8,318	0,061	8,93	0,063	-25,3
S3-3/1	8,0266	0,078	7,7	0,074	0,0
S3-3/2	7,92	0,054	7,6	0,052	- 0,2
S3-4/2	8,19	0,047	8,29	0,049	18,3
S3-4/1	7,656	0,069	7,8	0,050	-18,0

Tabelul V-11.

Calculul mărimii deschiderii fisurilor - STAS 10107/0-76.

$$L_f = \lambda_f \cdot \psi \frac{\sigma_a}{E_a}$$

Indi- cativ stîlp	σ_a (Kg/cm ²)	A_{bt} (cm ²)	R_t^n (Kg/cm ²)	A_a (cm ²)	$\psi=1-0,2 \cdot \frac{A_{bt} R_t^n}{A_a \sigma_a}$	λ_f (mm)	L_f (mm)	$\Delta\%$
S1-1/2	681,3	171,7	15,64	1,916	0,588563	15,11	0,042	30,9
S2-2/1 S2-2/2	2054,0	217,43	16,66	3,045	0,881165	14,48	0,125	-55,1
S1-3/1 S1-3/2	1901,0	200,40	18,98	3,83	0,913337	11,177	0,097	-18,5 5,9
S1-4/1 S1-4/2	2605,3	185,70	18,91	3,83	0,941315	10,103	0,118	5,9 -45,4
S1-1/1	823,0	144,50	15,64	4,52	0,878494	7,23	0,030	-25,0
S2-1/1 S2-1/2	925,0	139,90	15,08	4,52	0,876200	7,005	0,027	-2,0 37,0
S1-2/1 S1-2/2	2906,0	195,60	16,36	5,65	0,961020	8,737	0,116	-33,7 -42,6
S2-3/2	2414,7	211,70	17,64	6,72	0,962121	8,453	0,093	51,6
S2-4/1 S2-4/2	2467,1	199,10	17,19	5,65	0,950893	8,702	0,097	-5,3 -9,9
S2-3/1	1634,2	211,70	17,64	6,09	0,924954	8,747	0,062	17,1
S3-1/1	1235,0	134,40	14,01	5,34	0,91432	6,462	0,034	32,8
S3-2/2	2820,6	197,40	15,94	6,84	0,967381	8,212	0,106	-41,4
S3-1/2	1488,9	142,30	14,01	2,67	0,95481	10,34	0,07	0,0
S3-2/1	1829,0	196,20	15,94	6,47	0,972330	8,318	0,073	-35,6
S3-3/1	3523,8	206,60	16,11	7,60	0,976416	8,026	0,121	-38,8
S3-3/2	978,9	206,60	16,11	8,01	0,915104	7,92	0,053	7,4
S3-4/2	3794,8	197,40	16,49	6,84	0,974905	8,19	0,144	-59,4
S3-4/1	3384,4	191,60	16,49	7,69	0,981258	7,656	0,095	-56,8

Tabelul V-12.

Mărimea medie a deschiderii fisurilor " α_f " - STAS 10107/0-83.

$$\alpha_f = \lambda_f \cdot \psi \frac{\sigma_a}{E_a} \quad (\text{mm})$$

ndi- ativ tflp	a (Kg/cm ²)	A _a (cm ²)	A _{bt} (cm ²)	R _t ⁿ (Kg/cm ²)	$\psi = 1 - 0,3 \cdot \frac{A_{bt} R_t^n}{A_a \sigma_a}$	λ_f (mm)	α_f (mm)	$\Delta\%$
1-1/2	599,5	1,92	76,87	15,60	0,9712	79,13	0,0419	30,9
2-2/1 2-2/2	1199,8	3,05	197,87	16,66	0,7540	101,15	0,0436	28,9
1-3/1 1-3/2	1987,4	3,83	103,12	18,99	0,9305	64,82	0,0570	$\frac{9,65}{37,2}$
1-4/1 1-4/2	2583,6	3,83	153,75	18,91	0,9212	108,17	0,122	$\frac{-31,6}{-41,0}$
1-1/1	838,2	4,52	144,50	15,64	0,8364	78,86	0,036	11,1
2-1/1 2-1/2	721,4	4,52	139,90	15,08	0,8217	77,65	0,0219	$\frac{2,74}{71,2}$
1-2/1 1-2/2	1870,9	5,65	187,60	16,36	0,9207	81,84	0,0671	$\frac{14,7}{-18,0}$
2-3/2	2317,7	6,72	183,60	17,64	0,9436	70,57	0,0735	-38,7
2-4/1 2-4/2	1459,5	5,65	197,44	17,19	0,8878	83,96	0,0818	$\frac{12,1}{6,7}$
2-3/1	1621,0	6,09	183,60	17,64	0,9110	68,45	0,068	7,3
3-1/1	819,6	5,34	134,4	14,01	0,9690	73,15	0,0108	64,8
3-2/2	1550,0	6,84	189,4	15,94	0,9988	79,89	0,0589	5,9
3-1/2	883,0	2,67	88,5	14,01	0,6637	77,85	0,095	-26,3
3-2/1	1870,2	6,77	188,2	15,94	0,9320	79,64	0,066	30,1
3-3/1	2229,5	7,60	183,6	16,11	0,9520	68,25	0,069	6,9
3-3/2	980,7	8,01	183,6	16,11	0,8968	67,39	0,0282	87,2
3-4/2	1279,1	6,84	196,0	16,49	0,8999	79,53	0,0435	34,3
3-4/1	1428,3	7,69	190,0	16,49	0,9220	76,31	0,0479	-14,3

Tabelul V-13.

Calculul mărimii deschiderii fisurilor conform normelor SNIP.

$$A_T = K C_D \eta \frac{\sigma_{aII}}{E_a} 20(3,5 - 100 \mu) \sqrt[3]{d}$$

Indica- tiv stîlp	σ_{aII} (Kg/cm ²)	A_{bo} (cm ²)	A_a (cm ²)	$\mu = \frac{A_a Z}{A_{bo}}$	d_{med} (mm)	$\sqrt[3]{d_{med}}$ (mm)
S1-1/2	599,5	479,34	1,916	0,003997	11,00	2,22397
S2-2/1 S2-2/2	1199,8	444,675	3,045	0,006847	10,15	2,16515
S1-3/1 S1-3/2	1987,43	419,7	3,83	0,009136	11,0	2,22397
S1-4/1 S1-4/2	2583,57	406,275	3,83	0,009427	11,0	2,22397
S1-1/1	838,17	443,36	4,52	0,010954	12,0	2,28948
S2-1/1 S2-1/2	721,41	443,36	4,52	0,010194	12,0	2,28942
S1-2/1 S1-2/2	1870,9	427,125	5,65	0,013279	12,0	2,28942
S2-3/2	2317,7	420,675	6,72	0,015974	12,0	2,28942
S2-4/1 S2-4/2	1459,5	436,40	5,65	0,012946	12,0	2,29842
S2-3/1	1621,0	418,725	6,09	0,014544	10,15	2,16515
S3-1/1	819,06	429,487	5,34	0,012433	13,00	2,35133
S3-2/2	1550,0	429,00	6,84	0,015944	13,68	2,39163
S3-1/2	882,9	478,07	2,67	0,005584	13,00	2,35133
S3-2/1	1870,19	428,00	6,47	0,015116	12,94	2,3477
S3-3/1	2229,5	419,1	7,60	0,018134	12,66	2,33102
S3-3/2	980,7	418,2	8,01	0,019153	13,00	2,35133
S3-4/2	1279,1	435,5	6,86	0,015706	13,20	2,36332
S3-4/1	1428,3	435,5	7,69	0,017657	14,00	2,41014

Tabelul V-13.(continuare)

Indicativ stîlp	$(3,5-100 \frac{A_a}{A_{bt}})$	$26 \frac{\tilde{\sigma}_{a-I}}{E_a}$ ($E_a=2.100000$)	$a_{T(1)}$ (mm)	$a_{T(2)}$ (mm)	$\Delta\%$
S1-1/2	3,1002	0,0074223	0,0511	0,052	+ 7,0
S2-2/1 S2-2/2	2,81523	0,0148546	0,090	0,093	-37,9
S1-3/1 S1-3/2	2,5863	0,024606	0,092	0,095	-32,6 -15,2
S1-4/1 S1-4/2	2,55728	0,031987	0,181	0,190	-82,4 -67,0
S1-1/1	2,480458	0,010377	0,051	0,061	-32,1
S2-1/1 S2-1/2	2,480458	0,00893	0,050	0,053	-26,0
S1-2/1 S1-2/2	2,177202	0,0231635	0,115	0,125	-33,3 -52,3
S2-3/2	1,90255	0,028695	0,124	0,140	36,0
S2-4/1 S2-4/2	2,0531	0,01807	0,091	0,097	0,8 - 4,1
S2-3/1	2,045585	0,020069	0,088	0,098	-16,9
S3-1/1	2,25665	0,0039502	0,036	0,038	18,4
S3-2/2	1,90559	0,0191904	0,074	0,097	-28,5
S3-1/2	2,9415	0,0047406	0,032	0,033	115
S3-2/1	1,9883	0,023154	0,128	0,119	-64,1
S3-3/1	1,68659	0,027603	0,115	0,118	43,1
S3-3/2	1,58468	0,012142	0,045	0,053	16,7
S3-4/2	1,92939	0,015836	0,072	0,079	18,9
S3-4/1	1,734213	0,0176837	0,073	0,082	-44,5

nînd seama de valoarea coeficientului de echivalență " n_a " conform /109/, care din motive de spațiu nu este prezentată. Valoarea lui σ_a fiind însă mai mare decît determinate pentru $n_a = E_a/E_b$.

Abateră relativă procentuală $\Delta\%$ a valorilor experimentale în raport cu cele teoretice variază între (-41,4%) și (+32,8%) cu excepția a patru valori cu $\Delta\% = (\pm 55,0\%)$ și (-59,4%). Coeficientul de corelație $r = 0,67$, este influențat negativ de valorile teoretice ale mărimii deschiderii fisurilor proporționale cu mărimea efortului unitar normal σ_a în armătura întinsă în stadiul II, ale cărei valori, calculate conform /109/ sînt foarte mari.

În tabelul V-12 sînt date valori teoretice ale deschiderii fisurilor calculate conform Revizuirii STAS 10107/0-83. Din acest tabel rezultă abateră relativă procentuală $\Delta\% = (-41,0\%)$ și (37,2%) cu excepția a trei mărimi, care depășesc aceste valori.

Coeficientul de corelație $r = 0,65$ reprezintă o corelare acceptabilă între valorile experimentale și teoretice, deoarece, distanța medie dintre fisuri (cu $r = 0,60$) influențează direct proporțional mărimea medie a deschiderii fisurilor.

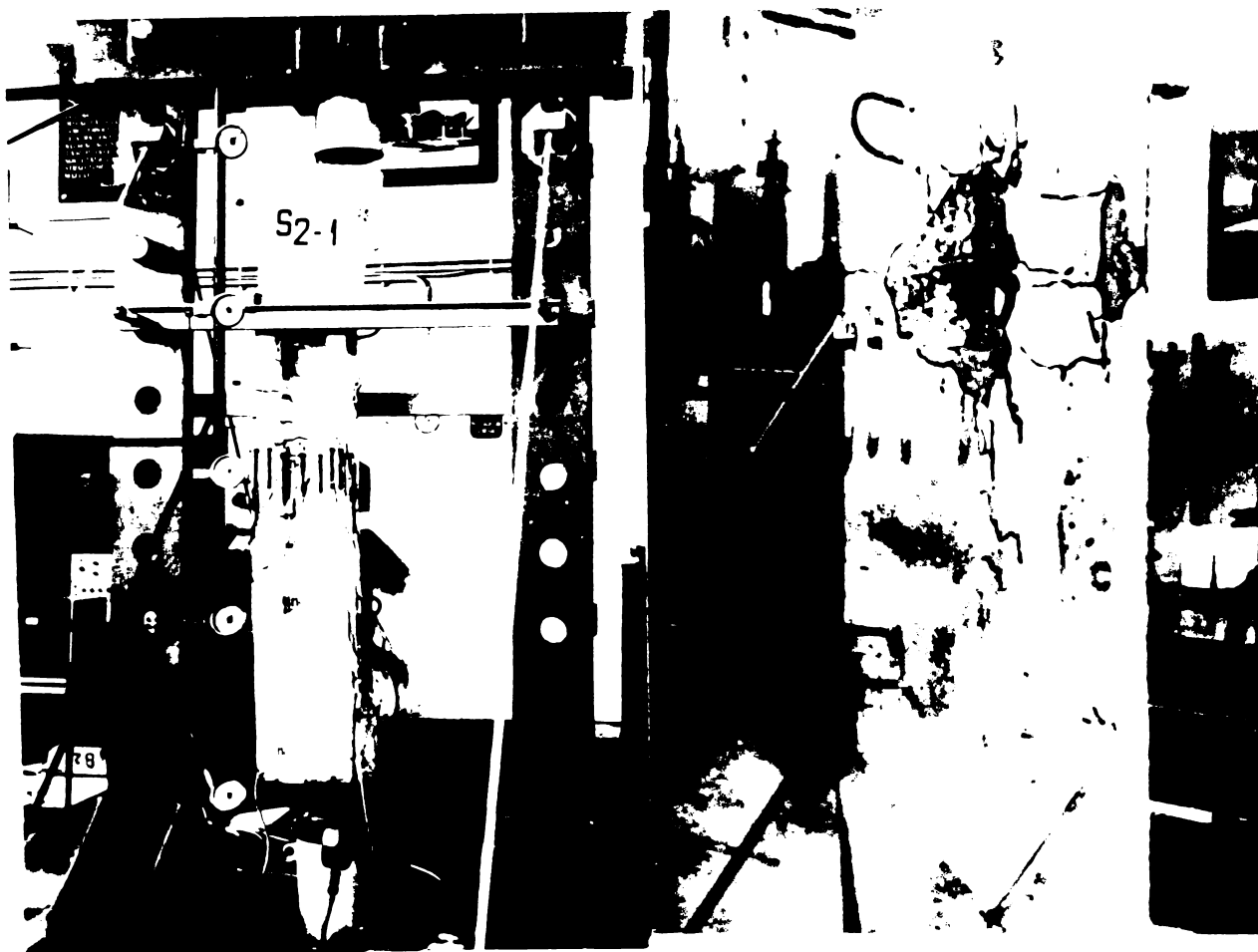
În tabelul V-13 sînt prezentate mărimile calculate ale distanței dintre fisuri conform normelor SNIP /108/, în varianta coeficientului de armare $\mu_1 = A_a/A_{b0}$ și $\mu_2 = A_a/A_{b, total}$. Mărimea medie a deschiderii fisurilor nu este influențată sensibil dacă procentul de armare se referă la întreaga secțiune de beton $A_{b, total}$ sau numai la secțiunea de beton utilă, A_{b0} , al cărui calcul este mai dificil din cauza axei neutre înclinate.

În tabel, mărimea deschiderii fisurilor $a_{T(1)}$ se referă la procentul de armare ținînd cont de aria de beton utilă A_{b0} iar $a_{T(2)}$ este calculată cu procentul de armare referitoare la întreaga secțiune de beton.

Abateră relativă $\Delta\%$ procentuală a valorilor experimentale față de cele teoretice variază între (-44,5%) și (+43,1%) cu excepția a patru valori, iar coeficientul de corelație $r = 0,63$ conform /113/, ceea ce indică o corelare acceptabilă.

3. Ruperea elementelor

În privința ruperii elementelor de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică, s-a observat că la excentricități mai puțin după o direcție, ruperea se produce similar ca la încovoiere, începând prin curgerea armăturii întinse în stadiul II-a și se termină prin zdrobirea betonului comprimat în stadiul III. La compresiune excentrică oblică cu mică excentricitate, ruperea se produce prin apariția fisurilor la o treaptă ridicată de încărcare, după care se produce zdrobirea betonului comprimat, armătura comprimată curge deodată sau înaintea zdrobirii betonului comprimat iar în armătura întinsă nu se atinge limita de curgere, rămânând mici eforturi de compresiune sau întindere funcție de mărimea excentricității.



CAP. VI.

CONCLUZII SI MODUL DE VALORIFICARE A STUDIILOR EFECTUATE

Folosirea la noi în țară pe o scară din ce în ce mai largă a oțelurilor superioare, ca armătură pentru betonul armat, au impus studiul cercetării deschiderii excesive a fisurilor, pentru a se putea preveni o exploatare în condiții nenormale și o degradare rapidă a construcțiilor.

Dintre stările limită ale exploatării normale, starea limită de deschidere a fisurilor definește cel mai bine durabilitatea betonului, calitate ce prezintă o importanță deosebită pentru construcțiile din beton armat /9/.

Calea cea mai indicată pentru abordarea problemei betonului armat în general, după părerea profesorilor Grozdeev A.A. /40/ și I. Tichy /101/ și a problemei fisurării betonului armat în special, după opinia profesorului H. Rüsck /99/, constă în studiul statistic al unui cât mai mare număr de rezultate experimentale, dată fiind dispersia lor deosebit de mare, provocată de natura fenomenelor ce se petrec într-o structură atât de complexă și de eterogenă ca cea a betonului armat.

În zonele întinse ale elementelor de beton armat, fisurarea betonului nu poate fi împiedecată, dar deschiderea fisurilor poate fi micșorată printr-o alcătuire corectă a elementelor.

Cunoașterea mai reală a proprietăților și a comportării betonului armat, bazată pe sinteza unui program vast de cercetare, a condus la elaborarea unei teorii generale de formare și deschidere a fisurilor pentru întinderi încooviere pură, a cărei concordanță cu realitatea este mai mult sau mai puțin bună în anumite domenii. Trebuie avut în vedere faptul că o serie de factori care influențează formarea fisurilor nu sînt încă elucidati, pe lângă aceasta poziția, distanța și mărimea deschiderii fisurilor sînt supuse interpretărilor subiective. Cu toate acestea, teoria formării fisurilor creează premiza cunoașterii mai reale a factorilor care influențează formarea lor.

Una dintre problemele importante care influențează fisurarea elementelor de beton armat este problema conlucrării armăturii

cu betonul în diferite stadii de lucru ale elementului și modul de apreciere a acestuia la diferite trepte de încărcare, în special în zonele dintre două fisuri consecutive. Așteptarea ipotezei secțiunilor plane în cazul încovoierii și a ipotezei că la nivelul contactului dintre armătură și beton nu au loc alunecări, explică multe neconcordanțe dintre datele calculate și cele experimentale. De aceea specialiștii acordă o atenție deosebită îmbunătățirii metodelor de calcul, în paralel cu dezvoltarea impetuoasă a cercetării experimentale.

Procesul de formare și deschidere a fisurilor la elementele solicitate la compresiune excentrică oblică este și mai complicată decât în cazul încovoierii puse deoa rece prezența forței de compresiune excentrică după două direcții ortogonale duce la abateri și mai mari față de ipotezele simplificatoare aduse în teoria elastică. Astfel, se explică numărul redus de studii efectuate pe plan mondial în această direcție, iar metodele de calcul au fost propuse prin asimilare cu grinzi încovoiate.

Considerațiile teoretice tratate în lucrare precum și rezultatele experimentale efectuate de autor, caută să aducă unele precizări și lămuriri în acest domeniu.

Aceste studii teoretice și experimentale conduc la unele concluzii privind calculul la apariția și deschiderea fisurilor elementelor de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică.

1.- La un element de beton armat solicitat la compresiune excentrică oblică când eforturile unitare principale de întindere σ_1 ating valoarea rezistenței la întindere a betonului R_t apare prima fisură în colțul opus forței excentrice normale N .

2.- Poziția axei neutre, în stadiul Ia la apariția fisurilor, depinde de aceiași parametri ca și în cazul încovoierii pure : procentul de armare, calitatea betonului și a armăturii, în plus fiind influențată și de mărimea excentricității oblice \bar{e}_{00} și a forței normale N . Din cauza compresiunii excentrice după două direcții perpendiculare $x-x$ și $y-y$, poziția axei neutre este înclinată în raport cu axele de inerție principale ale secțiunii dublu T, ceea ce complică determinarea sa.

Determinarea mărimii și a înclinației axei neutre în stadiul Ia (x_1) pentru elemente de beton armat de secțiune dublu T, solicitate la compresiune excentrică oblică, se face conform metodologiei propuse în capitolul II, paragraful 1.1.4, al prezentului studiu.

Calculul poziției axei neutre ține seama de mărimea forței

de fisurare N_f , care reduce înălțimea zonei întinse de beton față de încovoierea pură. În urma studiului teoretic și experimental a rezultat că aria zonei întinse de beton A_{bt} , pentru solicitare de compresiune excentrică oblică crește cu creșterea excentricității, $\bar{e}_{oc} < 3,0$. Peste această valoare a excentricității preponderența forței excentrice scade, apropiindu-se de încovoierea pură.

3.- Pentru calculul forței de fisurare N_f , în prezentul studiu, s-a demonstrat relația de calcul (II.30) care este independentă de poziția axei neutre în stadiul Ia (x_1), a cărei determinare implică cunoașterea forței de fisurare. Problema determinării forței de fisurare și a axei neutre este delicată din cauza formei secțiunii transversale a elementelor de beton, dublu T.

Cunoscînd mărimea forței normale de fisurare N_f s-a determinat momentul de fisurare M_f , care pentru elementele sollicitate excentric oblic, crește cu scăderea excentricității \bar{e}_{oc} , și este mai mare decît în cazul încovoierei pure.

4.- Determinarea ariei zonei întinse de beton A_{bt} , în momentul apariției fisurilor în stadiul Ia, produsă de solicitarea oblică este necesară calculului distanței și deschiderii medii a fisurilor. Calculul ariei zonei întinse de beton ridică probleme din cauza înclinației axei neutre în raport cu axele de inerție principale și din cauza formei secțiunii transversale, dublu T. Relația (II.39) dedusă de autor în studiu permite calculul ariei zonei întinse de beton A_{bt} , în funcție de dimensiunile secțiunii transversale și tăieturile axei neutre pe axele de inerție principale. Pentru a ține seama și de influența forței normale N asupra mărimei ariei zonei întinse de beton, se aplică metodologia propusă în Capitolul II, paragraful 1.1.2, a cărei prezență reduce mărimea acestei arii.

5.- Pentru determinarea eforturilor unitare normale, în stadiul II, în armătura întinsă longitudinală și din zona comprimată de beton și pentru obținerea unor relații mai simple se folosește principiul suprapunerii efectelor.

Admițînd că sub acțiunea încărcării de exploatare, elementele de beton armat lucrează în stadiu elastic, prin suprapunerea efectelor așezînd forța normală N alternativ în planul $x-x$ și $y-y$, se obține mărimea eforturilor unitare normale în stadiul II în armătura cea mai întinsă σ_a potrivit relației :

$$\sigma_a = \sigma_{ax} + \sigma_{ay} - \sigma_{ac}$$

- in care :
- σ_{ax} - este efortul unitar in armătura întinsă în stadiul II cînd forța N este așezată în planul x-x. cu excentricitatea e_{oax} ;
 - σ_{ay} - este efortul unitar în armătura întinsă în stadiul II cînd forța excentrică N este așezată în planul y-y cu excentricitatea e_{oay} ;
 - σ_{ao} - este efortul unitar de compresiune în stadiul II în armătura mai puțin comprimată, cînd forța N este așezată cu excentricitatea minimă pe direcția laturii lungi a secțiunii.

În capitolul II, paragraful 2, se propun relațiile de calcul pentru determinarea eforturilor unitare normale în stadiul II σ_{ax} , σ_{ay} pentru compresiune excentrică cu mică excentricitate pentru cazul secțiunii dublu T.

6.- Pornind de la teoria generală a formării și deschiderii fisurilor, în capitolul II au fost stabilite relații de calcul care permit determinarea distanței medii și deschiderii medii a fisurilor pentru elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică.

Distanța medie dintre fisuri la solicitarea de compresiune excentrică oblică este influențată și de mărimea excentricității oblice a forței normale N, pe lângă ceilalți parametri care concurează la procesul fisurării elementelor încovoiate. Formula (II.126) și (II.127), dedusă în urma studiului teoretic și experimental al elementelor de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică, ține seama de influența excentricității oblice \bar{e}_{oo} prin prezența funcției $f(\bar{e}_{oo}) = (3 - \bar{e}_{oo}) / (\bar{e}_{oo})$ în comparația relației ce dă mărimea medie a distanței dintre fisuri λ_f . Pe măsură ce excentricitatea \bar{e}_{oo} crește (max. $\bar{e}_{oo} = 3,0$), distanța medie dintre fisuri scade. Peste valoarea 3,0 a excentricității oblice influența $f(\bar{e}_{oo})$ tinde spre zero, preponderanța momentului încovoietor crește în detrimentul forței excentrice normale, iar distanța medie dintre fisuri se calculează ca în cazul încovoierii pure.

Distanța dintre fisuri, la aceeași mărime a excentricității oblice, crește cu scăderea procentului de armare longitudinală și scade odată cu creșterea aderenței dintre beton și armătură. În formula de calcul propusă, pentru determinarea distanței dintre fisuri, calitățile de aderență a barelor de armătură intervine prin coeficientul K_1 ($K_1 = 0,4$ pentru bare de înaltă aderență; $K_1 = 0,8$

pentru bare lise) iar influența formei diagramei de eforturi este prezentă prin coeficientul K_2 (care pentru compresiune excentrică oblică a fost determinat în studiu : $K_2 = 0,2$). De asemenea, pentru un procent de armare dat, distanța dintre fisuri scade când se folosește un număr mai mare de bare cu diametre mai mici.

Abaterea relativă procentuală a valorilor experimentale față de cele teoretice, calculate cu formula propusă în studiu (II.126) și (II.127) pentru determinarea distanței medii dintre fisuri, variază între -31,0% și +27,0%, iar coeficientul de corelație $r = 0,82$, ceea ce indică o bună fidelitate a valorilor calculate cu cele măsurate.

7.- În cadrul studiului teoretic și experimental s-a studiat și deschiderea medie a fisurilor pentru elemente de beton armat de secțiune dublu T, solicitate excentric oblic, pentru care s-a propus relația de calcul (II.128), ce ține seama de influența excentricității asupra mărimii deschiderii fisurilor, prin intermediul distanței dintre fisuri λ_f .

Pentru un procent de armare constant, cu cit excentricitatea oblică scade, fisurile se deschid mai puțin, deoarece influența forței normale crește în raport cu momentul încovoietor, ceea ce are ca armare o mărire a zonei comprimate de beton și în consecință o scădere a eforturilor în armătura întinsă.

De asemenea, procentul de armare influențează direct mărimea deschiderii fisurilor care scad cu creșterea procentului de armare.

Aria zonei de înglobare a armăturilor $A_{o,ef}$, unde barele de armătură pot efectiv influența deschiderea fisurilor, intervine în relația de calcul a mărimii deschiderii fisurilor prin intermediul distanței dintre fisuri λ_f . Alungirea medie a armăturii situată în această zonă, ținând cont și de contribuția betonului întins dintre fisuri, este direct proporțională cu deschiderea medie a acestora.

Abaterea relativă procentuală a valorilor experimentale față de cele teoretice, calculate cu relația propusă în studiul (II.128), variază între -28,0% și +25,0%, iar coeficientul de corelație $r = 0,76$ ceea ce indică cea mai bună corelare a valorilor măsurate cu cele calculate în comparație cu celelalte metode de calcul din diferite norme, prezentate comparativ în Capitolul V.

Relațiile de calcul propuse în studiu pentru determinarea

distanței și deschiderii medii a fisurilor sînt asemănătoare cu cele date de Normele CEB-FIP și Revisuire STAS 10107/0-76 (STAS 10107/0-83), pentru încovolere, ținînd însă seama de influența excentricității oblice a forței normale N asupra lui λ_f și \mathcal{L}_f .

8.- Pentru calculul distanței și deschiderii medii ale fisurilor conformate Normelor CAER, la solicitarea de compresiune excentrică oblică, s-a determinat statistic valoarea coeficientului η care este funcție și de valoarea excentricității oblice \bar{e}_{00} pe lîngă procentul de armare și diametrul armăturilor din zona întinsă. Abaterile relative procentuale ale valorilor experimentale față de cele teoretice, calculate cu coeficientul η determinat în capitolul III, paragraful 2.1.1.6, variază între limitele : pentru distanțele dintre fisuri : -37,0% și +23,0% (cu coeficient de corelație $r = 0,79$) și pentru mărimea medie a deschiderii fisurilor : -39,5% și +24,3% ($r = 0,74$), ceea ce conferă o bună corelare a rezultatelor.

Experimentările realizate au avut drept scop stabilirea principalelor parametrîi care influențează procesul formării și dezvoltării fisurilor la elemente de beton armat de secțiune dublu T sollicitate la compresiune excentrică oblică. Aceasta a fost necesar datorită faptului că în prezent sînt încercări experimentale foarte puține pe elemente de beton armat de secțiune dublu T sollicitate la compresiune excentrică oblică. De asemenea nu există metodă de calcul adecvată pentru asemenea secțiuni.

Studiul teoretic și experimental efectuat în prezenta lucrare privind fisurarea elementelor de beton armat de secțiune dublu T, sollicitate la compresiune excentrică oblică, a stat la baza a două contracte de cercetare cu I.C.C.P.D.C. - București (contract 10.125-1978) și INCERC - Timișoara (contract 871-1979) a căror rezultate au avut drept scop Revisuirea STAS-ului 10107/0-76 (STAS 10107/0-83).

x x
x

Lucrările experimentale pentru elaborarea acestei teme de doctorat s-a efectuat în Laboratorul de Beton armat și clădiri civile al Institutului Politehnic "Traian Vuia" din Timișoara.

Autorul consideră de datoria sa, să exprime și pe această cale recunoștința conducătorului științific Prof. emerit ing. Constantin AVRAM - membru corespondent al Academiei R.S.R., pentru îndrumarea permanentă și prețioasele indicații.

N O T A T I I

- A_{bt} - Aria secțiunii transversale a betonului întins;
 A_c - aria secțiunii transversale a betonului comprimat;
 A_{bo} - aria utilă de beton a secțiunii transversale a elementului determinată cu înălțimea h_{o1} (înălțimea utilă a secțiunii transversale măsurată perpendicular pe axa neutră);
 b - lățimea secțiunii elementului dublu T;
 b_p - lățimea tălpii secțiunii elementului dublu T;
 h - înălțimea secțiunii elementului dublu T;
 h_p - înălțimea tălpii secțiunii dublu T;
 h_o - înălțimea utilă a secțiunii transversale a elementului;
 h_i - înălțimea înclinată a secțiunii transversale a elementului măsurată perpendicular pe direcția axei neutre înclinate;
 h_{o1} - înălțimea utilă a secțiunii transversale a elementului măsurată perpendicular pe direcția înclinată a axei neutre;
 E_b - modulul de elasticitate al betonului la compresiune;
 E_t - modulul de elasticitate al betonului la întindere;
 I_{b1}, I_b, I_a - momentul de inerție a secțiunii transversale ideale de beton; idem a secțiunii transversale de beton, idem a secțiunii armăturii A_a ;
 x - poziția axei neutre;
 α_f - deschiderea medie a fisurilor;
 λ_f - distanța medie dintre fisuri;
 e_{oox} - excentricitatea forței normale N după axa $x-x$;
 e_{ooy} - excentricitatea forței normale N după axa $y-y$;
 e_{oo} - distanța din centrul de greutate al secțiunii transversale a elementului la punctul de aplicație a forței N ;
 \bar{e}_{oc} - excentricitatea oblică a forței normale N ;
 e - distanța de la axa centrului de greutate al armăturii longitudinale întinse pînă la forța normală N ;
 e' - distanța de la axa centrului de greutate al armăturii longitudinale comprimate pînă la forța normală N ;
 M, M_f, M_r - moment de încovoiere; moment de fisurare; moment de rupere;
 N, N_f, N_r - forța normală excentrică; forța normală de fisurare; forța normală de rupere;
 $n = E_a/E_b$ - coeficient de echivalență;
 R_b - resultanta eforturilor de compresiune din beton;

- N_b' - rezultanta eforturilor de întindere din beton;
- σ_b - efortul unitar normal de compresiune din beton;
- $\varepsilon_t; \bar{\varepsilon}_t$ - alungirea specifică a betonului; idem limită;
- ψ - coeficient care ține seama de conlucrarea betonului întins cu armătura pe distanța dintre fisuri;
- $\beta; \beta_f$ - coeficienți variabili pentru calculul lui λ_f și σ_f ;
- A_a - aria secțiunii transversale a armăturii longitudinale întinse;
- A_b - aria secțiunii transversale a armăturii longitudinale comprimate;
- $a_{(a1)}$ - distanța de la axa ce trece prin centrul de greutate a armăturii longitudinale întinse la marginea întinsă a secțiunii transversale (măsurată perpendicular pe direcția axei neutre);
- $a_{(a1)'}^i$ - distanța de la axa ce trece prin centrul de greutate al armăturii longitudinale comprimate la marginea comprimată a secțiunii transversale (măsurată perpendicular pe direcția axei neutre);
- d - diametrul armăturii longitudinale;
- E_a - modulul de elasticitate al oțelului;
- R_a - rezistența de calcul a armăturii;
- u - perimetrul armăturilor;
- σ_{aII} - efortul unitar normal în armătura longitudinală întinsă în stadiul II;
- N_a - rezultanta eforturilor din armătura întinsă;
- N_a' - rezultanta eforturilor din armătura comprimată;
- τ_a - eforturi unitare tangențiale de aderență între beton și armătură;
- ε_a - alungirea specifică a armăturii longitudinale.

B I B L I O G R A F I E

- /1/ Avram, N.C. - Curs de Beton armat partea II. Calculul și alcătuirea elementelor de construcții, Litografia Invățământului Timișoara, 1955.
- /2/ Avram, N.C., Filimon, I., Deutsch, I. ș.a. - Studiu teoretic și experimental privind fisurarea elementelor de beton armat solicitate la încovoiere cu torsione, Buletin INCERC nr.2, Studii și cercetări beton armat, 1968.
- /3/ Avram, N.C., Deutsch, I., Monica Izvercean - Aspecte privind fisurarea elementelor de beton armat de secțiune dublu T, solicitate la compresiune excentrică oblică, Sesiunea de comunicări științifice, Timișoara, 1982.
- /4/ Bach, O., Graf, O. - Versuche mit Eisenbetonbalken, namentlich zur Bestimmung des Gleitwiderstandes, Mitteilungen über Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Ingenieurwesens, no.72-74, Berlin, 1909.
- /5/ Baus, R. - Contribuție la calculul la rupere al betonului armat, Mémoires du Centre d'études, de recherches et d'essais scientifiques du génie civil, Liège, 2-1961.
- /6/ Bengt, B., Brams, - Stress distribution in Reinforced Concrete Members with tension cracks, Journal of ACI, no.9, 1965.
- /7/ Berg, O.I. - Fizicheskie osnovy teorii prochnosti betona i jelezobetona, Gosstroizdat Moskva, 1962.
- /8/ Berg, O.I. - Despre starea limită a construcțiilor din beton armat la durabilitatea betonului, Beton i jelezobeton, no. 11, 1964.
- /9/ Bichara, A. - Etude du problème de l'adhérence dans le béton armé, C.C.S.T.B. Cahiers, no.117 et 127, Paris, 1951.
- /10/ Borisanski, M.S. - Raschiot otognutia sterjnei i homotov izghibaemih jelezobetonih elementov po stadii razruşenia, Gosstroizdat, Moskva, 1946.
- /11/ Borisanski, M.S. - Novie dannie o soprotivlenii izghibaemih elementov gheistov poperecinih sil., Gosstroizdat, Moskva, 1952.

- /12/ Borisanski, N.S., Nicolaev, I.K. - Obrazovania cosih trescin v stenkah predvaritelno napriajennih balok i vliianie predvaritelnogo napriajenia na procinost pod deistviem popercinih sil., Procinost i žestkost jelezobetonih constructii, Stroizdat, Moskva, 1968.
- /13/ Bresler, B., Pister, K.S. - Strength of Concrete under combined Stresses, Journal of ACI, no.9, 1958.
- /14/ Brice, L.P. - Theorie de la fissuration des pieces en béton armé, consequences pratiques, Annales I.T.B.T.P. no. 54, Paris, 1952.
- /15/ Brice, L.P. - Etude des conditions de formation des fissures de glissement et de decohesion dans les solides, Paris, Travaux no.236, 1954.
- /16/ Brice, L.P. - Relation entre l'ouverture des fissures, la contrainte et les diverses caracteristiques d'une piece en béton armé, RILEM, Symposium Stockholm, vol. 1, 1957.
- /17/ Brice, L.P. - Idées générales sur la fissuration du béton armé et du béton précontraint, Annales I.T.B.T.P., no.198, 1964.
- /18/ Cagout, A. - Equilibre des massifs a frottement interne. Stabilité des terres pulvéruentes au cohérentes, Paris, Gautier Villars éditeur, 1934.
- /19/ Chambaud, R. - La rupture par flexion dans les poutres en béton armé, Annales I.T.B.T.P., no. 27, Paris, 1957.
- /20/ Circov, C.V. - Krasciotu predvaritelno napriajennih dvutavravivh baloc na deistvie popercinih sil v predelnom sostoianii, Beton i jelezobeton no.7, 1964.
- /21/ Cistencov, S.A. - Capacitatea portantă a stîlpilor elastici de beton armat, comprimați excentric (Nesusceecania sposobnest ghibghih vnecentrenno stajath), Beton i jelezobeton, no.2, 1960.
- /22/ Clark, A.P. - Cracking in reinforced concrete flexural members, Journal of ACI, Vol.27, no.8, Detroit, 1956.
- /23/ Dango, I., Sordelis, A.C. - Finite element analysis of Reinforced concrete beams, Journal of ACI, no.3, 1967.

- /24/ Deutsch, I., Izvercean Monica - Studiu teoretic privind calculul la starea limită de deschidere a fisurilor la elemente de beton armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică oblică, Buletin I.P.T., Fasc. 1, 1981.
- /25/ Deutsch, I. - Contribuții la fisurarea elementelor de beton armat solicitate la încovoiere cu forță tăietoare, Temă de dizertație.
- /26/ Desor, A.E. - Structura procinosti i deformații betonov, Gosstroizdat, Moskva, 1966.
- /27/ Dunin, I.V., Smirnov, N.V. - Teoria probabilității și statistica matematică în tehnici, Moskva, 1955.
- /28/ Hfsen, A., Krenchel, H. - Prognosis of the crack problems in reinforced concrete based of statistical investigations, Symposium RILEM, Vol.1, Stokholm, 1957.
- /29/ Evans, R., Hosny, A. - The Shear Strength of post tensioned, Prestressed Concrete Beams, FIP 3, Berlin, 1958.
- /30/ Favre, R., Koprna, H. - Effets différents fissuration et déformations des structures en béton, Edition Georgi, Première édition 1980, Imprimé en Suisse.
- /31/ Ferry Borges, J., Arga, E. - Similitudinea fisurării și deformării betonului armat, Buletin RILEM, 1960.
- /32/ Ferry Borges, J. - Cracking and deformability of reinforced concrete beams, Mémoires 26^e volume, volume d'hommage Fritz Stüssi 1966, Association Internationale des Ponts et Charpentes publiés par la Secrétariat Générale à Zürich.
- /33/ Filimon, I., Deutsch, I. - Curs de beton armat și beton pre-comprinat, Editura I.P.T. Timișoara, 1979.
- /34/ Filimon, I., Deutsch, I., Monica Izvercean - Studiu teoretic privind capacitatea elementelor de beton armat solicitate la compresiune excentrică oblică utilizând metoda axei neutre înclinate, Buletin I.P.T., Tom 26(40), Fasc.1, 1981.
- /35/ Filimon, I., Deutsch, I., Monica Izvercean ș.a. - Studii experimentale privind comportarea elementelor de beton

armat de secțiune dublu T solicitate la compresiune excentrică, Buletin I.P.T., Tom. 25(39), fasc.2, 1980.

- /36/ Filimon, I., Deutsch, I., Monica Izvercean ș.a. - Aspecte ale comportării la încărcări alternante a stâlpilor din beton armat de secțiune dublu T, comprimați excentric, Revista Construcțiilor, nr.7/1980.
- /37/ Fischer, G., Zia, P. - Review of Code Requirements for Tension Design, Detroit, J.A.C.I., Vol.61, 1964.
- /38/ Godycki Swirko, T. - Recherches sur la fissuration dans les éléments en béton armé, Varşovia, 1961.
- /39/ Guerrin, R. - Traité de béton armé, Tome I, Paris, 1959.
- /40/ Grozdeev, A.A. - Probleme de bază ale teoriei betonului armat în următorii 20 ani, Izvestia Akademii, 4-1962, URSS.
- /41/ Meas, A.M., Opmorst, R.C. - Recherches sur la fissuration admissible des constructions en béton armé, Buletin d'Information, no.13, CEB, Paris, 1964.
- /42/ Hampe, E. - Vorgespannte Konstruktionen, Band I, Berlin, 1964.
- /43/ Herzog, M. - Die Eisenbetondimensionierung mit dem Bruchlosverfahren des Comité Européen de béton, Elveția, no.7, 1960.
- /44/ Hognestad, E. - Inelastic behavior in test of excentrically loaded short reinforced concrete columns, J.A.C.I., Vol.24, no.2, 1952.
- /45/ Zsu T.C. Thomas - Mathematical Analysis of Shrinkage Stresses in a Model of Hardened concrete Journal ACI, no.3, 1963.
- /46/ Jones, M.L.L. - Une solution théorique pour la résistance limite des poutres rectangulaires en béton armé sans étriers, B.I. CEB, no.42, 1964.
- /47/ Johnson, P.O., Ostermann, I. - Background of the svedish tentative standard specification for limitation of cross widths in reinforced concrete structures, RILEM, Symposium, Stokholm, Vol.II, 1957.

- /48/ Keintzel, E. - Dimensionarea secțiunilor dreptunghiu. beton armat la compresiune excentrică, Revista de construcții nr.2, 1964.
- /49/ Erefeld, W., Thurston, C.W. - Contribution of Longitudinal Steel to Shear Resistance of Reinforced Concrete Beams, Journal ACI, 1966.
- /50/ Kupfer, H. - Extension de l'analogie du treillis de Morsch au moyen du principe de travail minimal de deformation, B.I. CEB, no.40, 1964.
- /51/ Leonhard, F. - Vorlesungen über Massivbau Vierte, Teil 2, Auflage Springer Verlag, 1978.
- /52/ Leonhard, F. - Les mécanismes de rupture des poutres en béton armé, B.I. CEB, no.41, 1964.
- /53/ Leonhard, F. - La réduction de la couture d'effort tranchant dans les structures en béton armé, Interprétation d'une généralisation de l'analogie du treillis, B.I. CEB, no.49, 1965.
- /54/ Leonhard, F. - Rapport sur la Proposition de modification du chapitre R. 4.22, Documentation préliminaire 11^e Session plénière CEB, Bruxelles, 1966.
- /55/ Leroya, L., Georgely, P. - Mechanics of Bondant Slip of Deformed in Concrete, J. ACI, 1967.
- /56/ Levy Franco, Pizzeti, G. - Fluage, plasticité, précontrainte, Dunod, Paris, 1951.
- /57/ L'Hermitte, R. - Idées actuelles sur la technologie du béton, Paris, 1955.
- /58/ L'Hermitte, R. - Que savons nous de la deformation plastique et du fluage du béton, Annales I.T.B.T.P., Paris, sept, 1957.
- /59/ Lukta, I.K. - Procinost Betona pri slojnih naprijajennih sostoianijah struktura procinost i deforacii betonov, NIJB Stroizdat, Moskva, 1966.
- /60/ Laupa, A., Siess, C.P. - The Shear Strength of simple-span Reinforced Concrete Beams Without Web Reinforcement, University of Illinois, no. 52, 1953.

- /61/ Lopatto, A.E. - Rasciot secenii i Konstruirovaniie elementov jelezbetonnih Konstrukcii, Kiev.
- /62/ Maldaque, I.C. - Contribution à l'étude des déformations instantanées des poutres en béton armé, Annales I.T.B.T.P. no.213, Paris, 1965.
- /63/ Marinov, R., Friedrich, R. - Similitudinea și modelul în construcții, Editura I.P.T. Timișoara, 1968.
- /64/ Mc.Gregor, I., Walters, R.V. - Analysis of inclined cracking shear in slender Reinforced concrete beams, J. ACI, no.10, 1977.
- /65/ Mc.Henry, D., Karni, I. - Strength of Concrete unde Combined Tensile and Compressive Stress, J. ACI, no.4, 1958.
- /66/ Mihăiescu, A. - Contribuții la calculul distanței și deschiderii fisurilor la elemente de beton armat sollicitate la compresiune excentrică, Temă de dizertație.
- /67/ Mohr, O. - Die Scherfestigkeit des Betons, Berlin, 1911.
- /68/ Mișu, I. - Metode noi pentru calculul secțiunilor sollicitate excentric, Editura Tehnică, București, 1959.
- /69/ Moenaert, M.P. - Compresiune excentrică (Limba franceză) A.I.T.B.T.D., no. 75-76, 1964.
- /70/ Moody, K., Viest, I. - Shear Strength of Reinforced Concrete Beams, Part 1, J. ACI, no.26, 1954.
- /71/ Mörsch, E. - Der Eisenbetonbau seine Theorie und Anwendung, Stuttgart 1929, Konrad Witwer, Vol.1.
- /72/ Mörsch, E. - Die Ermittlung des Bruchmomentes von Spannbeton balken, B.U.St., 1950.
- /73/ Murășev, V.I. - Jelezobetonnih Konstrukcii - curs - Moskva, 1962.
- /74/ Muto, K. - Contribution à l'étude de la résistance à l'effort tranchant des poutres en béton armé dans diverses condition de chargement, B.I. CEB, no.40 - 1961.
- /75/ Noville, A.I. - Some problems in inelasticity of concrete and its behaviour under loading, Structural Concrete, no.5 - 1966.

- /76/ Nicolau, V. ș.a. - Introducere în teoria betonului, Vol.I, Editura Tehnică, București, 1957.
- /77/ Nicolau, V. - Betonul Armat, Editura Tehnică, București, 1962.
- /78/ Nicolau, V. - Funcția de conlucrare a betonului cu armătura, Teză de doctorat, 1968.
- /79/ Olszak, W. - The Mechanism of crack formation and propagation from the theoretical point of view, Symposium RILEM, Vol.II, Stockholm, 1957.
- /80/ Ojha, J.K. - The shear strength of rectangular reinforced and prestressed concrete beams, Magazine of Concrete Research, no.60, 1967.
- /81/ Padila, I.A., Robles, F. - Human response to cracking in concrete slabs, American Concrete Institute, Special Publication SP-30.
- /82/ Rancu, N. - Statistica matematică cu aplicații în producție, Editura Academiei R.P.R., București, 1963.
- /83/ Rao, I.S. - Die Grundlagen zur Berechnung der bei statisch-unbestimmten Stahlbetonkonstruktionen in plastischen Bereich auftretenden Umlagerungen der Schnittkräfte Daf stb, H. 177, Berlin, 1966.
- /84/ Rehm, G. - Stress distribution in reinforcing bars embedded in concrete, RILEM, Stockholm, 1957, Vol.II.
- /85/ Robinson, J.R. - Compression excentrée et flambement des poteaux rectangulaires en béton armé par le calcul à la rupture, A.P.C. no.5, Franța, 1960.
- /86/ Rostasy, P.S., Koch, R., Leonhardt, F. - Zur Mindestbewehrung von Zwang von Außenwänden aus Stahleibbeton, Berlin, 1976.
- /87/ Rüşch, H. - Der Zusammenhang zwischen Rissbildung und Haftfestigkeit unter besonderer Berücksichtigung der Anwendung hoher Stahlspannungen Vorbericht, Lissabon, 1956.
- /88/ Rüşch, H. - Stahlbeton, Spannbeton, Band I, Düsseldorf, 1976.
- /89/ Rüşch, H., Rehm, G. - Incercări de diferite tipuri de oțel beton, Berlin, 1963-1964.

- /90/ Rüsç, H. - Le problème de la résistance à l'effort tranchant en béton armé, B.I. no.40, CEB, 1964.
- /91/ Saillard, Y., Maldaque, I.C. - Compte-rendu des discussion concernant le calcul de la fissuration à la 5^e Session plénière du CEB, Vienne, B.I. CEB no.24, Paris, 1960.
- /92/ Saillard, Y. - Etude comparative des critères d'adhérence et de fissuration suivant les théories de H.M.Brice, Eisen, Rüsç, Extrait du rapport finale du Symposium de la RILEM, Liege, 2-1953.
- /93/ Saliger, R. - Der Stahlbetonbau, Wien, 1956.
- /94/ Saliger, R. - Fortschritte im Stahlbeton, Wien, 1950.
- /95/ Schröder, S. - Theorien über die Rissbildung in Stahlbetonbalken, Dresden (Disertation), 1959.
- /96/ Schiessl, P. - Admissible crack width in reinforced concrete structures, Preliminary Reports, Tome II of IABSE - FIP - CEB - RILEM, Liège, 1975.
- /97/ Surendra, P., Shah, - Inelastic Behavior and Fracture of Concrete, J.ACI no.9, 1976.
- /98/ Stănculescu, G., Ionescu, M. - Influența diferiților parametri asupra distanței dintre fisuri și deschiderea fisurilor la elemente de beton armat supuse la încovoiere, Buletinul INCERC nr.1, București, 1965.
- /99/ Stănculescu, G., Ionescu, M. - Studiul statistic al fisurilor la grinzile de beton armat supuse la încovoiere, Simpozionul Corpului Didactic al I.P.T., mai 1964.
- /100/ Taylor, Broms Neugt - Shear Band Strength between Agregate and Cement Paste of Mortar, Journal no.8, 1964.
- /101/ Tichy, M., Vorlicek, M. - Bases d'une théorie statistique de la résistance à l'effort des poutres en béton armé, B.I. no.2, CEB, 1964.
- /102/ Timoschenko, S. - Résistance des matériaux II^{ème} parte, Paris, 1949.
- /103/ Verighin, K.P. - Structura, procinosti i deformații betonov, Gosstroisdat, Moskva, 1966.
- /104/ Westlund, G., Johnson, P.O. - Investigation of Formation of

**Cracks in Reinforced Concrete Structures, Zurich,
1948.**

- /105/** **Wladyslaw, K. - Nouvelle théorie des variations de la rigidité des poutres en béton armé, Annales ITBTP no. 206, 1965.**

- /106/** **x x x - Buletin d'Information CEB-FIP.**

- /107/** **x x x - Norme de proiectare a elementelor din beton și beton armat - CAER - PC. 119-74.**

- /108/** **x x x - Norme de proiectare a elementelor din beton și beton armat - SNIP - II - 21-75.**

- /109/** **x x x - STAS 10107/C-76.**

- /110/** **x x x - Revizuire STAS 10107/O-76 (STAS 10107/O-83).**

- /111/** **x x x - Contract colaborare ICCPDC și INCERC nr. 10125-78 și 871-79.**

- /112/** **x x x - Crack formulas for reinforced concrete, Vienna, april 1972.**

- /113/** **x x x - Program de calcul catalogat - Texas Instruments.**