

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMISOARA
FACULTĂTEA DE CONSTRUCTII

ing. DANIELA VACARESCU

CONTRIBUTIE LA CALCULUL IN FUNCTIE DE CONFORMAREA
CONSTRUCTIVA A GUSELOR, FOLOSIND METODA ELEMENTELOR
FINITE

- TEZA DE DOCTORAT -

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

CONDUCATOR ȘTIINȚIFIC

Acad. DAN MATEESCU

- TIMISOARA 1981 -

INSTITUTUL POLITEHNIC TIMIȘOARA	
BIBLIOTECA	
N. TRAIAN VUIA	
Volumul Nr.	406797
După	Lit. 7

P R E F A T A

Grinzile cu zăbrele sînt elemente de rezistență utilizate frecvent în sectorul de construcții.

Avînd în vedere acest lucru, în lucrare se studiază starea de tensiune în guseele grinzilor cu zăbrele în soluție sudată. Stadiul actual al metodelor de calculul stărilor de tensiune a permis determinarea acestora în cazul a șase gusee cu forme uzuale, utilizînd metoda elementelor finite. Concluziile care s-au desprins se referă atît la modul de aplicare al metodei elementelor finite cît și la precizări privind proiectarea guseelor.

Lucrarea de doctorat conține patru părți, urmate de o bibliografie cu 90 titluri și 37 de anexe.

În prima parte se face o descriere succintă a modului de alcătuire a guseelor și se justifică tipurile de noduri studiate.

Se expun metodele utilizate pînă în prezent pentru determinarea stării de tensiune în gusee, bazate pe documentația tehnică studiată. Dintre acestea s-au detaliat două metode experimentale: fotoelasticitatea aplicată unui guseu în soluția de prindere a barelor prin intermediul miturilor [70] și tensometria electrică rezistivă [36] pentru un guseu care asigură îmbinarea tălpii inferioare a unei ferme prin eclise sudate de guseu. Acest ultim caz se discută și numeric [35] prin utilizarea metodei diferențelor finite în calculul încărcărilor ce-i revin guseului la nivelul îmbinărilor laterale prin sudură de colț.

Capitolul doi prezintă metoda elementelor finite, ca metodă de calcul a structurilor plane.

Pentru elementul finit triunghiular în stare plană de tensiuni s-a formulat matricea de rigiditate,

Etapa centrală a conceptului de element finit este discretizarea structurii. În afara principiilor generale de discretizare, au

justificat tipurile de rețele utilizate pentru calculul stării de tensiune în guseul nodului 4 (fig.3.1). Pentru guseul menționat au rezultat cinci modele de calcul dintre care trei distincte urmărindu-se în principiu următoarele aspecte: geometria nodului, scurgerea eforturilor, eliminarea craterelor finale ale sudurilor, lungimea cordoanelor laterale de îmbinare și traiectoriile principale ipotetice

Modul de introducere în calcule a forțelor nodale echivalente se expune cu particularitățile aferente guseelor în soluție sudată.

Metoda elementelor finite este potrivită implementării în programe pe calculator. În acest sens în capitolul doi se descrie pe larg programul de calcul utilizat (programul FEM) cu îmbunătățirile practice de autoare și programul de plotare a tensiunilor extreme și a direcțiilor lor pentru fiecare element finit (programul PLOTT) elaborat de autoare. Toate schemele bloc ale subrutinelor și programele în sine se găsesc în anexele lucrării.

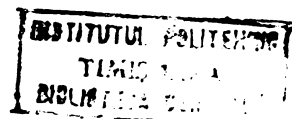
Capitolul trei, cel mai extins, cuprinde exclusiv contribuțiile autoarei la calculul guseelor cu metoda elementelor finite.

În ordinea firească, se începe cu guseul nodului de la talpa superioară a unei grinzi cu zăbrele în variantă simplă de încărcare (fig.3.1)

Din considerente de discretizare și încărcare starea de tensiune în acest guseu s-a calculat pentru cinci cazuri de discretizare notate cu literele A,B,C,D,E, fiecare în patru situații de poziționare a cordoanelor de sudură laterale care prind bara de guseu.

În cadrul discretizării tip E, calculele s-au completat cu ulciturile cauzate de încărcare, prin care se ține cont de distribuția corectă a tensiunilor tangențiale pe lungimea sudurii în relief.

Starea de tensiuni este ilustrată prin reprezentările grafice ale eforturilor normale și tangențiale în secțiuni caracteristice, și a celor extreme, automat.



Inercarea experimentală a guseului cu ajutorul fotoelasticității completează datele furnizate de calculul numeric, sub aspect calitativ.

Următoarele gusee studiate aparțin nodurilor caracteristice ale grinzii cu zăbrele din figura 1.7: nodul 2 (fig.3.64) nodul 3 (fig. 3.69), nodul de reazem (fig.3.78) în varianta cu și fără considerarea rigidizării de reazem, precum și două gusee de la talpa inferioară a unei grinzi cu zăbrele în varianta continuității tălpilor (fig.3.74) și a îmbinării acestora (fig. 3.84).

Si aceste calcule sînt bogat ilustrate prin diagrame ale tensiunii din zonele specifice de lucru ale fiecărui guseu în parte.

Capitolul IV sintetizează și concluzionează rezultatele calculului guseelor din mai multe puncte de vedere.

Din studiul global al stării de tensiune în guseul nodului 4 (fig.3.1) s-au tras concluziile privitoare la modul de aplicare a metodei elementelor finite în calculul guseelor: discretizarea optimă, încărcarea prin forțe nodale echivalente rezultate în urma considerării distribuției uniforme a tensiunii tangențiale pe lungimea sudurilor laterale conduce la rezultate bune, cu privire la modul de așezare a cordonului de sudură mai puțin solicitat și în final referitoare la traiectoriile tensiunilor principale pentru toate cazurile de discretizare și încărcare.

Eficiența metodei elementelor finite în calculul guseelor rezultă din compararea acestora cu metodele de investigare cunoscute pînă în prezent în literatura de specialitate. Se demonstrează superioritatea metodei sub toate aspectele, inclusiv al timpului necesar interpretării rezultatelor.

La baza concluziilor formulate la subpunctul 4.3 stau traiectoriile tensiunilor principale desenate pentru toate guseele calculate și tabloul valorilor lor.

CAPITOLUL I

I N T R O D U C E R E

1.1. GRINZI CU ZĂBRELE - GENERALITĂȚI

Grinzile cu zăbrele sînt elemente importante ale construcțiilor metalice, deoarece au un consum de oțel redus, sînt ușor de executat și au un aspect estetic. În general, grinzile cu zăbrele se pot adapta la orice forme și dimensiuni ale construcției, motiv pentru care au o largă răspîndire în multe sectoare de activitate.

Printre domeniile de folosire se specifică: grinzi cu zăbrele (ferme) pentru susținerea acoperișului halelor industriale; grinzi de acoperiș pentru construcții speciale cu deschideri foarte mari: pavilioane expoziționale, săli de sport, hangare de avioane, grinzi cu zăbrele pentru susținerea căilor de rulare; grinzi principale la poduri metalice; grinzi cu zăbrele pentru construcții speciale: turnuri și piloni de radio și televiziune, turnurile de extracție, turle de foraj; grinzi cu zăbrele pentru stavile etc.

Forma grinzilor cu zăbrele, sistemul de împărțire interioară și caracteristicile geometrice ale acestora se aleg în funcție de destinație, de acțiunile pe care trebuie să le preia și modul de execuție.

Alcătuirea secțiunii barelor se face în funcție de mărimea și natura efortului axial, de lungimea barelor precum și de tehnologia de execuție a formelor. În cazul grinzilor cu zăbrele obișnuite, se vor adopta pentru barele comprimate acele secțiuni care au materialul dispus cît mai departe de axa barei, iar pentru barele întinse se preferă secțiuni cu materialul dispus cît mai aproape de axa barei. Tipul de secțiuni se alege și în funcție de sortimentul de profile laminare existent.

Prinderea barelor la noduri se poate realiza direct - cînd alcă-

tuirea barelor permite, sau prin intermediul unor piese plane denumite gusee.

Nodurile se pot realiza prin sudare, prin nituire sau cu șuruburi. În prezent, grinzile cu zăbrele pentru construcții civile și industriale au nodurile sudate. Șuruburile, șuruburile de înaltă rezistență și mai rar niturile se folosesc uneori la noduri care se realizează pe șantier; șuruburi se mai folosesc și la structuri demontabile

Alcătuirea rațională a nodurilor cere respectarea următoarelor reguli generale:

a) barele care se întâlnesc în noduri se centrează, axele întâlnindu-se în același punct - nodul teoretic. Nu se admit excentricități decât la elemente secundare sau puțin solicitate când prin aceeași se poate simplifica execuția;

b) axele elementelor de prindere trebuie să coincidă cu axele barelor pentru a transmite eforturile din bare fără excentricitate;

c) nodurile trebuie să fie proiectate pentru o execuție cât mai simplă și să concentreze cât mai bine eforturile transmise de bare;

d) se va evita suprapunerea și aglomerarea cordoanelor de sudură, care produc tensiuni remanente, concentratori de eforturi unitare și pot genera fisuri cu caracter fragil.

1.2. MODUL DE ALCĂTUIRE AL GUSEELOR GRINZILOR CU ZĂBRELE

1.2.1. Recomandări generale

În grinzile cu zăbrele cu bare prinse în nod prin intermediul guseelor, în literatura de specialitate sînt indicate recomandări privitoare la alcătuirea acestora. În funcție de numărul și direcția barelor concurente în nod, guseele care sînt elemente de tablă groasă pot avea forme variate.

Alegerea unor dimensiuni judicioase a guseelor este o premiză de reducere a prețului de cost al construcției și în același timp o reducere a duratei de execuție a grinzii.

Repartizarea de tensiuni este complicată în aceste elemente plane, guseele fiind alese în mod constructiv.

Ele trebuie să aibă forme cât mai regulate, de preferat dreptunghiulare sau patrulate, iar dacă nu este posibil trapezoidale. Se recomandă ca cel puțin două laturi ale guseului să fie perpendiculare, eventual două laturi să fie paralele, când guseul poate fi tăiat dintr-o fișie de tablă sau dintr-un oțel lat printr-o tăietură normală la axa acestuia și una oblică.

Nu se admite ca guseele să aibă întrînduri adică laturi care prin prelungire întretaie celelalte laturi ale guseului.

Grosimea guseelor se alege în funcție de efortul din diagonală sau montantul cel mai solicitat conform tabelului 1.1.

Tabelul 1.1

Efortul axial maxim din diagonală sau montantul cel mai solicitat în KN	≤ 150	150-250	250-350	≥ 350
---	-------	---------	---------	-------

Grosimea recomandată a guseelor "t", în mm.	6-8-10	10-12	12-14	≥ 14
---	--------	-------	-------	------

1.2.2. Guseele grinzilor cu zăbrele în soluție nituită

În figura 1.1 este reprezentat un nod aparținînd tălpii superioare a unei grinzi cu zăbrele. Secțiunile tuturor barelor sînt corniere; cele două diagonale și montantul se centrează în nod pe linia de batere a niturilor.

După ce s-au trasat axele și marginile cornierelor tălpii superioare, se reprezintă conturul diagonalei mai solicitate, de exemplu diagonală D_1 . Capătul cornierei se oprește, cu colțul cel mai apropiat, la distanță de 5-10 mm de marginea tălpii, dar astfel încît, între nodul teoretic și capătul cornierei să rămîna o distanță multiplu de 5 mm. Apoi se plasează numărul de nituri necesare prinderii diagonalei D_1 de guseu la distanțele : 2 d pentru primul nit și 3 d pentru celelalte nituri, de la ultimul nit, pentru a stabili marginile guseului, se trasează un arc de cerc de rază egală cu 2d. Marginea din stînga a guseului se duce perpendicular pe axa tălpii, tangentă la arcul de cerc trasat. Se procedează identic cu diagonală D_2 și re-

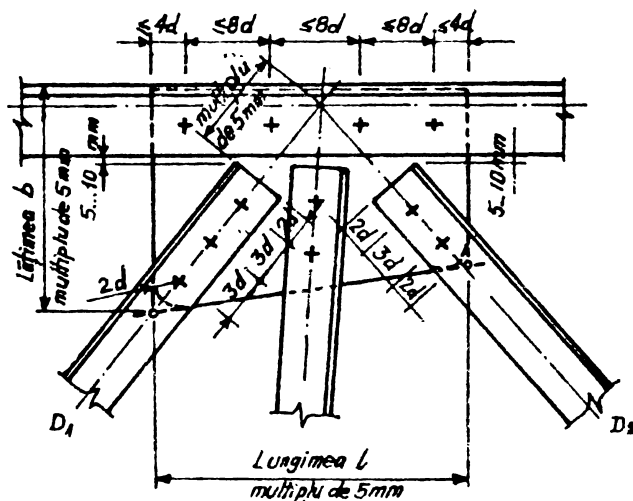


FIG.1.

duce tangentă la cele două arce de cerc trasate, astfel ca distanța $2d$ de la ultimul nit la marginile guseului să fie respectată pe toate direcțiile. S-a obținut în acest fel guseul de formă trapezoidală din figura 1.1. Condițiile constructive mai impun ca lățimea și lungimea guseului să fie multiplu de 5 mm. În general, pe montant numărul niturilor este mic, distanța între nituri fiind deci cuprinsă între cea minimă și maximă. Distanțele între niturile de la talpa superioară pot fi maxime, iar dacă numărul mic de nituri ar duce la depășirea distanței maxime se plasează constructiv nituri în plus.

Modul de alcătuire a câtorva gusee la grinzi cu zăbrele nituite se poate urmări în figura 1.2 pentru grinzi cu zăbrele cu tălpi paralele și în figura 1.3 pentru grinzi triunghiulare.

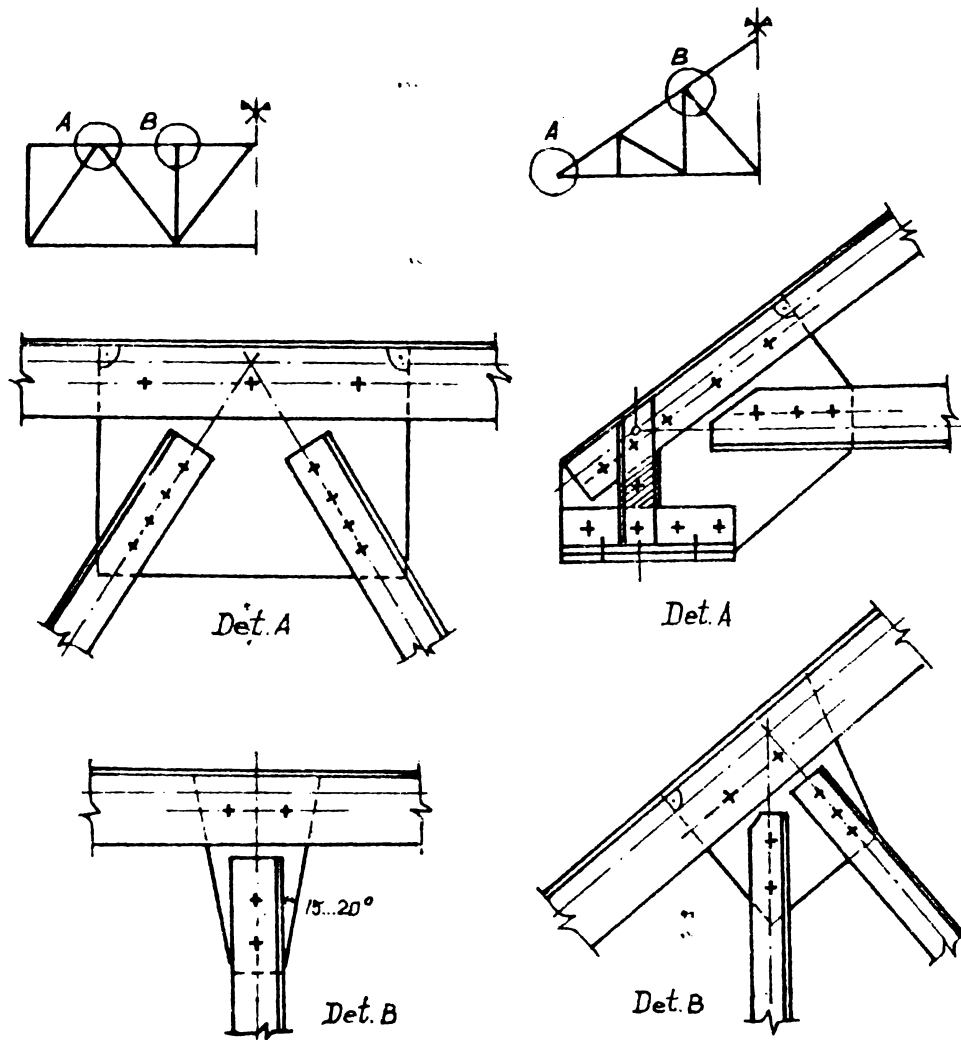


FIG.12.

FIG.13.

1.2.3. Guseele grinzilor cu zăbrele în soluție sudată

Modul în care se stabilește forma și dimensiunile acestor gusee se discută pe cazul reprezentat în figura 1.4.

În soluție sudată, centrarea barelor în nod se face după linia centrelor de greutate. Se trasează axele și conturul tălpilor, se continuă cu diagonala cea mai solicitată a căreia capăt se oprește la o distanță multiplu 5 mm, față de nodul teoretic. Pentru a respecta condiția d) din paragraful 1.1, distanța între marginea cornierei și talpă se impune între 40 și 50 mm. Se fixează lungimea cordoanelor de sudură și se trasează marginea guseului perpendicular pe cealaltă mar-

șine. Se procedează similar și cu cealaltă diagonală, obținînd forma

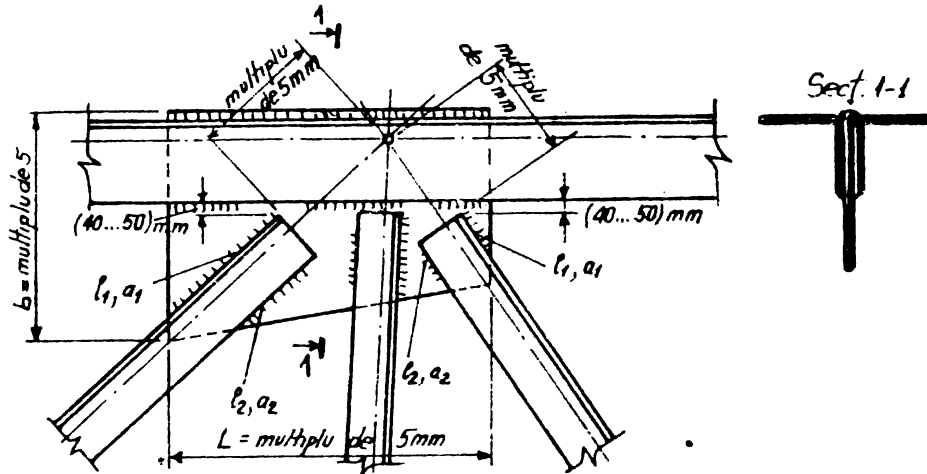


FIG.1.4.

guseului, cu lungimea și lățimea multiplu de 5 mm. Cordoanele de sudură sînt plasate simetric față de o axă normală la axa barei.

În cazul cînd pe tălpi nu sînt prinse alte elemente, de tipul panelor, în dreptul guseului, acesta poate depăși marginile cornierelor (fig.1.4 și detaliul B fig. 1.6). Dacă pe tălpi sînt prinse alte elemente, guseul se oprește mai jos de marginea tălpii și se sudează în canal (fig. 1.5 și detaliul A fig. 1.6).

Cîteva detalii de noduri la grinzi cu zăbrele cu tălpi paralele sînt arătate în figura 1.5 iar la grinzi poligonale în figura 1.6.

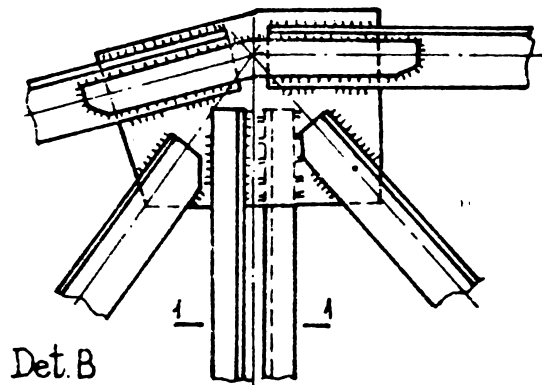
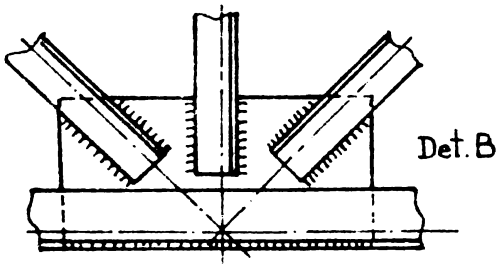
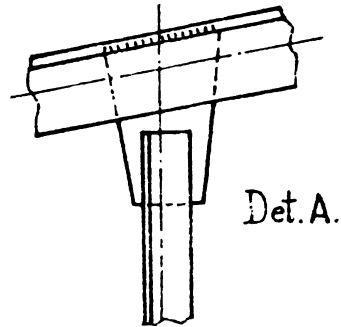
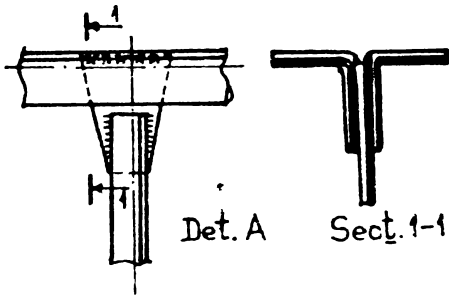
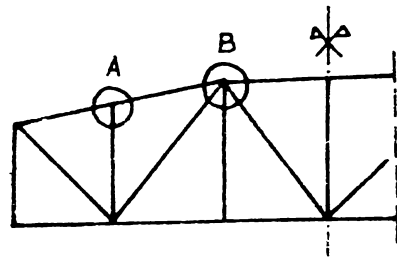
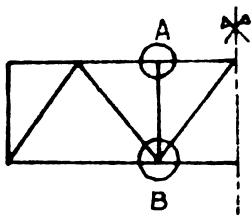


FIG.15.

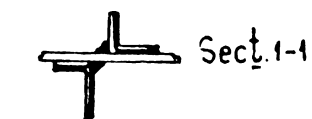


FIG.16.

1.3. TIPURI DE NODURI STUDIATE

Căile importante de reducere a consumului de oțel și a costului investiției la grinzi cu zăbrele sînt: alegerea unor îmbinări favorabile solicitării la care lucrează elementul și o alcătuire corectă a nodurilor.

În tehnica actuală mijlocul cel mai important de îmbinare a metalelor este sudarea. De aceea grinzile studiate au barele prinse în noduri prin cordoane de sudură.

Soluția de prindere directă a barelor în nod se practică doar la grinzile cu zăbrele ușoare. În ceea ce privește grinzile cu zăbrele de tip mijlociu și greu, barele sînt prinse în noduri de regulă prin intermediul guseelor.

Avînd în vedere acest lucru în lucrare se studiază starea de tensiune în guseele grinzilor cu zăbrele în soluție sudată.

În cazul grinzilor cu zăbrele sudate, datorită ușurinței de prindere a barelor în noduri, secțiunile acestora pot avea forme mult mai variate decît în cazul grinzilor nituite. Secțiunile acestor bare pot varia de la secțiuni alcătuite din profile laminate: corniere, profile U, dublu T pînă la profile T, țevă sau oțel rotund. Soluția clasică, frecvent utilizată în practică datorită sortimentului variat de laminare, este alcătuirea secțiunilor din profil cornier, în diverse poziții de așezare. Nodurile studiate au barele realizate din corniere cu aripi egale și inegale (fig.1.7).

Deschiderea uzuală a fermelor utilizate în construcții industriale, cînd încărcările sînt mari sau cînd structurile din care fac parte sînt supuse la solicitări mari este de 24 m. Astfel, patru din nodurile studiate aparțin unei grinzi cu zăbrele de 24 m deschidere, avînd ca încărcare permanentă 137 daN/m^2 și încărcarea din zăpadă 100 daN/m^2 (acțiunea vîntului se neglijează datorită efectului favorabil). Grinda cu zăbrele este reprezentată în fig.1.7.

Grinda cu zăbrele a cărei noduri s-au considerat în calcule este de formă trapezoidală și constituie unul din tipurile cele mai utilizate în construcții industriale în cazul acoperișurilor cu pantă mică (fig.1.7).

Rezultatele studiilor privind tipizarea fermelor metalice sudate din cadrul catedrei de Construcții Metalice de la Institutul Politehnic "Traian Vuia" Timișoara menționate în lucrarea [43] au scos în evidență faptul că soluția de rezemare articulată pe stâlpi este mai indicată, iar sistemele de împărțire interioară cu zăbrele care trebuie reținute, sînt cele cu diagonale și montanți care asigură o înclinare corespunzătoare a diagonalelor. Nodurile luate în considerare aparțin unei ferme care se înscrie în cerințele menționate.

Guseele calculate au formele obișnuite în practica de proiectare și acoperă o gamă largă de soluții de croire.

Ele aparțin nodurilor semnificative ale grinzii cu zăbrele și anume: nodul 4, ca nod de talpă superioară, cu un singur montant, nodul 2, cu două diagonale aparținînd tot tălpii superioare a fermei, nodul 3 al unei îmbinări nesimetrice la nivelul tălpii inferioare și nodul 1 ca nod de reazem.

Se menționează că determinarea stării de tensiune caracterizată prin cele trei tensiuni σ_x , σ_y și τ_{xy} în guseul nodului 4, s-a efectuat pentru opt cazuri diferite de poziționare a corzanelor de sudură. De asemenea asupra guseului nodului 4 s-au efectuat și cercetări fotoelastice.

Guseul din nodul de reazem s-a considerat în primă aproximație alcătuită fără rigidizare, calculele reconsiderîndu-se pentru situația reală, în prezența rigidizării de reazem.

Față de guseele celor patru noduri ale fermei indicate în figura 1.7, s-a calculat starea de tensiune pentru guseele din figurile 1.8 și 1.9.

Guseul din figura 1.8 este caracteristic unei îmbinări simetrice

a zăbrelelor la talpa inferioară a unei ferme.

Pentru o ulterioară comparație a rezultatelor obținute utilizând teoria elementului finit cu cele existente în lucrările [35] [36] s-a studiat guseul din figura 1.9. Acesta este propriu zonei de îmbinare a tălpii inferioare a unei ferme cu zăbrele prin intermediu a două eclise.

Se remarcă că dimensiunile laminatelor utilizate pentru secțiunile transversale ale diagonalelor și montantului din figura 1.9 sînt diferite față de cele utilizate pentru aceste elemente în studiile [35] [36] și figura 1.12.

Această modificare de dimensiuni este mică și se datorează tului că sortimentul de profil cornier laminat cu aripi egale 63 x 63 x 5 este scos din uz.

Pentru claritate în figura 1.9 s-au indicat cordoanele de sudură.

”

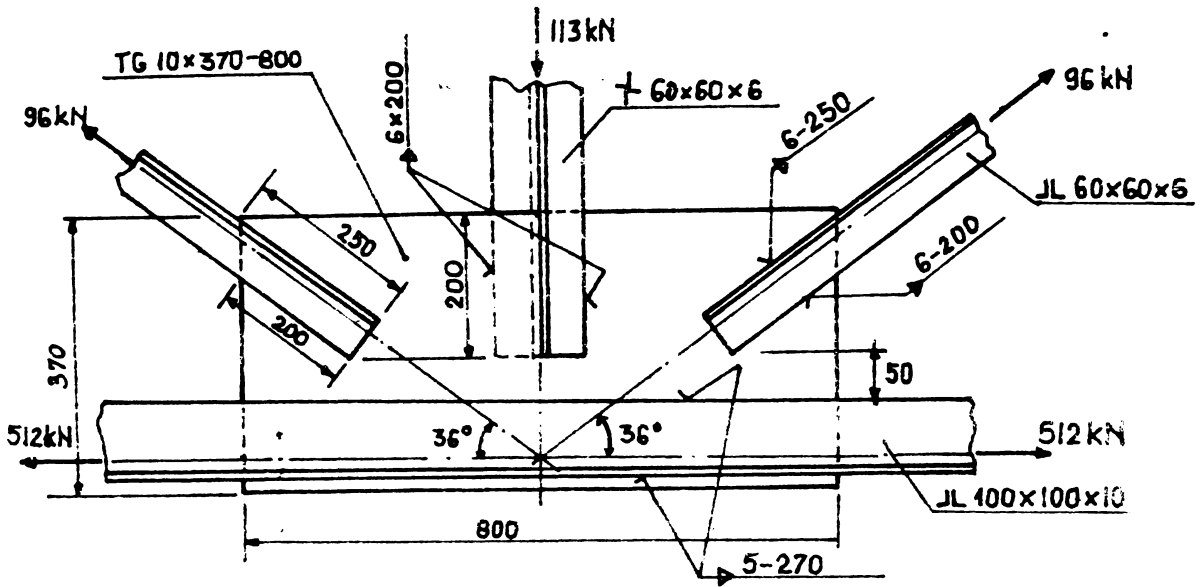


FIG.1.8.

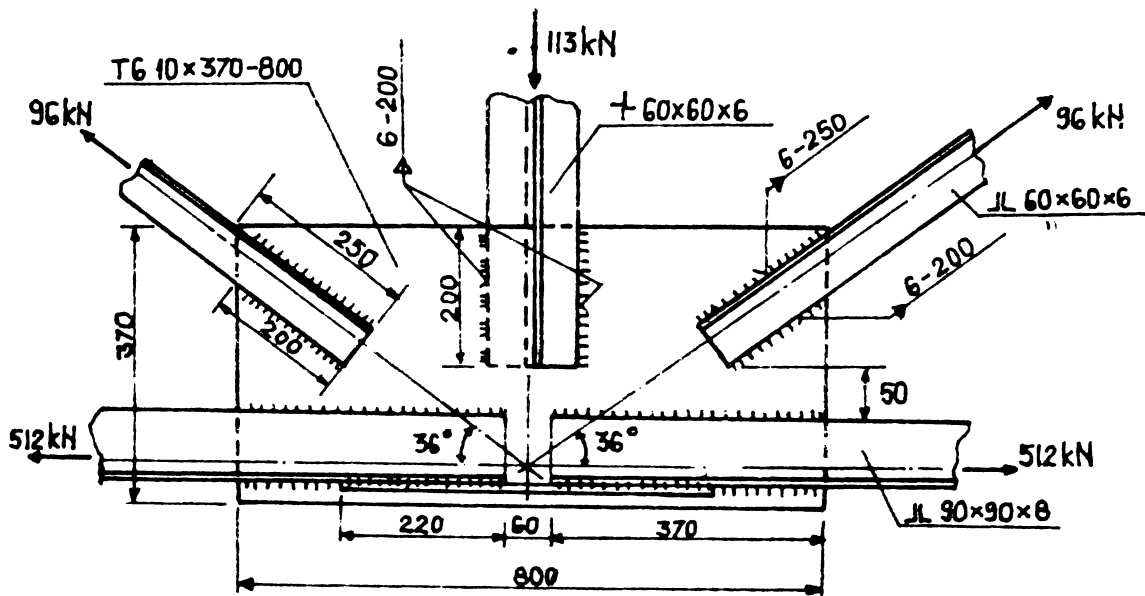


FIG.1.9.

1.4 METODE UTILIZATE PENTRU DETERMINAREA STĂRII DE TENSIUNE ÎN GUSEE

În literatura de specialitate studiul stării de tensiune în gusee este abordat în limite foarte restrânse.

Acest lucru se explică prin dificultățile pe care le ridică guseul în privința alcătuirii sale geometrice, încărcărilor pe care le preia și prin însăși spectrul complex de tensiuni existent în aceste plăci.

Din aceste motive guseele au fost cercetate în primul rând experimental, căutându-se apoi metode pentru abordarea lor prin calcul.

1.4.1. Metode experimentale

1.4.1.1. Fotoelasticitate

Este cunoscut faptul că problemele complexe ale teoriei elasticității s-au rezolvat curent în condiții de laborator, prin fotoelasticitate.

Metoda de determinare a eforturilor unitare pe cale fotoelastică s-a aplicat deci și guseelor care se înșcriu din toate punctele de vedere în categoria menționată.

Studiul fotoelastic al unui guseu de la talpa inferioară a unei grinzi cu zăbrele în soluția de prindere cu nituri efectuat de Wyss [70] este prezentat în figurile 1.10 și 1.11 .

Figura 1.10 ilustrează nodul cercetat cu eforturile axiale din bare, precum și traiectoriile tensiunilor principale în guseu cu strangulările caracteristice datorate niturilor.

Distribuția tensiunilor normale în secțiuni succesive ale guseului și barelor concurente în nod se vede în figura 1.11.

Ca metodă experimentală aplicabilă pentru analiza stării de tensiune din gusee, fotoelasticitatea are câteva inconveniente și anume: studiul se efectuează numai pe modele din materiale fotoelastice, încărcările aferente modelelor se realizează complicat în unele cazuri, echipamentul utilizat pentru determinările în sine cât și pentru interpretarea rezultatelor trebuie să fie cât mai exact. Acești factori vor influența evident precizia rezultatelor.

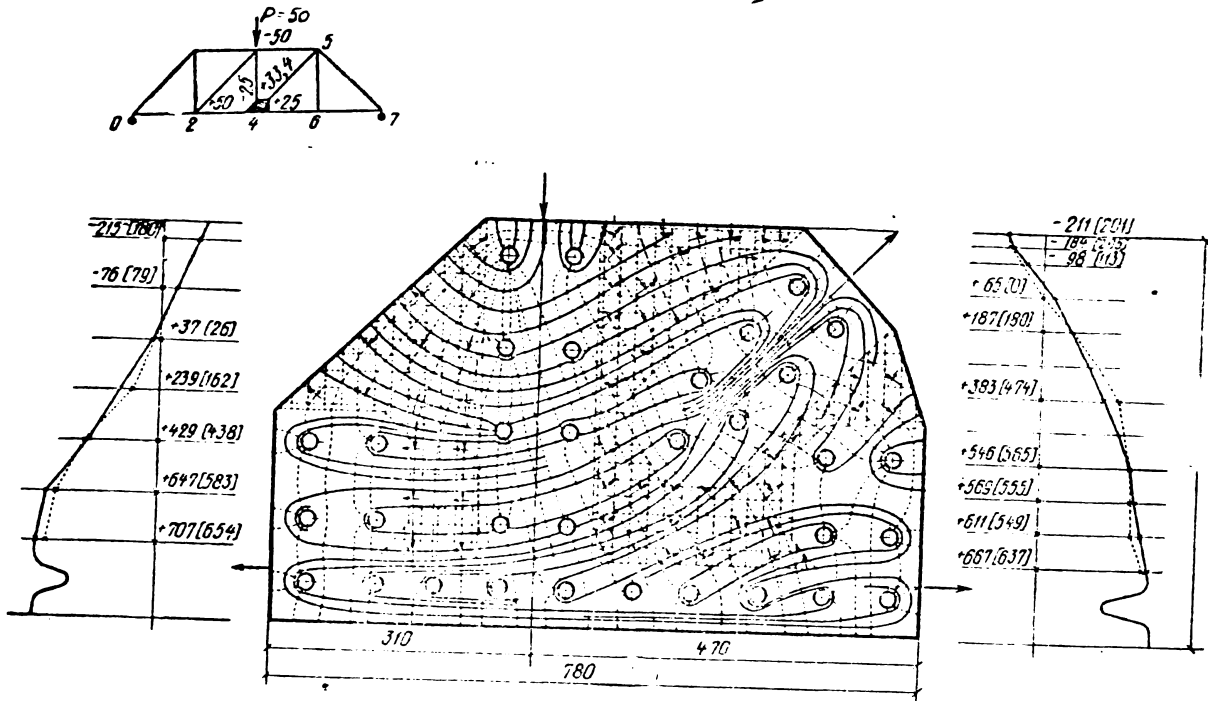


FIG. 1.10

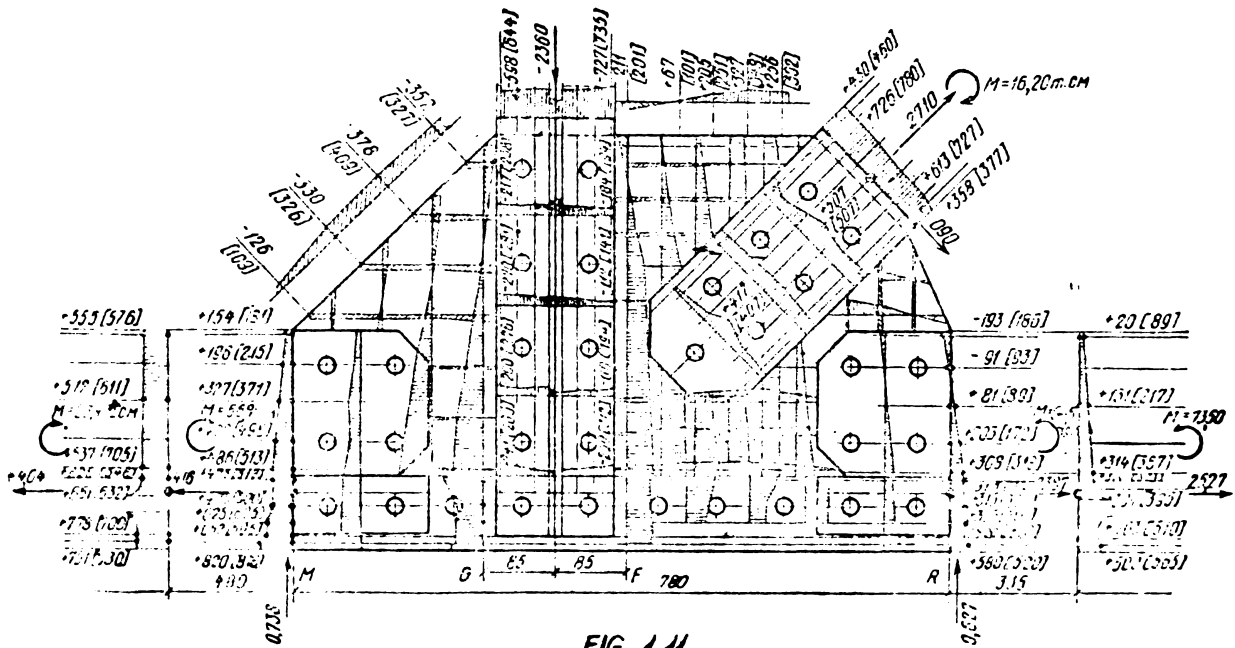


FIG. 1.11

1.4.1.2 Tensometria electrică rezistivă

Una dintre cele mai utilizate metode de analiză experimentală a stării de tensiune este tensometria electrică rezistivă. Cu ajutorul acestei metode s-a studiat în [36] nodul de la talpa inferioară a fermei din figura 1.12. Nodul din figura 1.12 asigură și îmbinarea tălpii inferioare pe baza ecliselor dispuse simetric.

Nodul a fost încărcat în stadiu elastic de funcționare la presă, iar după datele a 850 de timbre tensometrice prelucrate automat s-au determinat : mărimea și direcția tensiunilor principale, valorile tensiunilor normale în diferite secțiuni ale guseului și barelor, precum și tensiunile tangențiale în lungul cordoanelor de sudură.

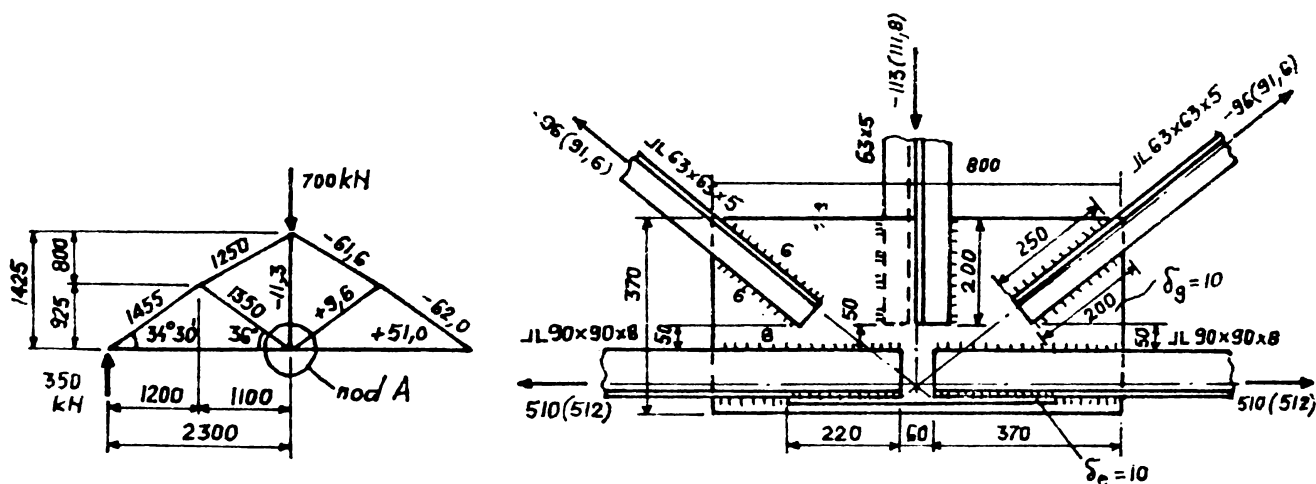


FIG.1.12.

Astfel, în figura 1.13 s-au reprezentat traiectoriile tensiunilor principale; (cele maxime sînt desenate cu linie plină) obținute pe baza datelor furnizate de timbrele tensometrice.

Se remarcă că direcțiile tensiunilor maxime în zonele încărcate aproape coincid cu direcția încărcării în barele nodului, iar între diagonale și montant există un punct în care tensiunea maximă își schimbă direcția. Valorile înscrise sînt în daN/cm^2 .

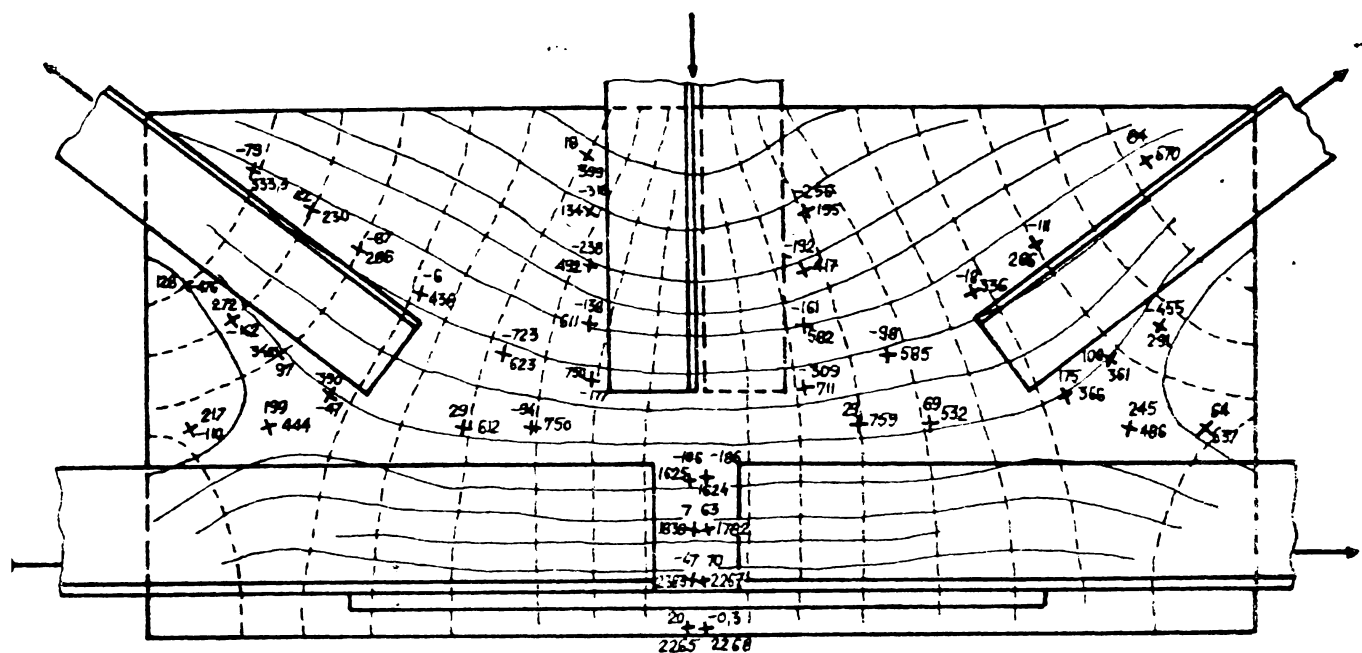


FIG.13.

Izostaticcele tensiunilor principale de întindere se află în figura 1.14 . Zona cea mai solicitată este cea de la partea inferioară în timp ce în câmpul guseului tensiunile de întindere sînt mult mai mici.

In zonele laterale de la partea inferioară a guseului tensiunile de întindere nu depășesc valoarea de 1100 daN/cm^2 .

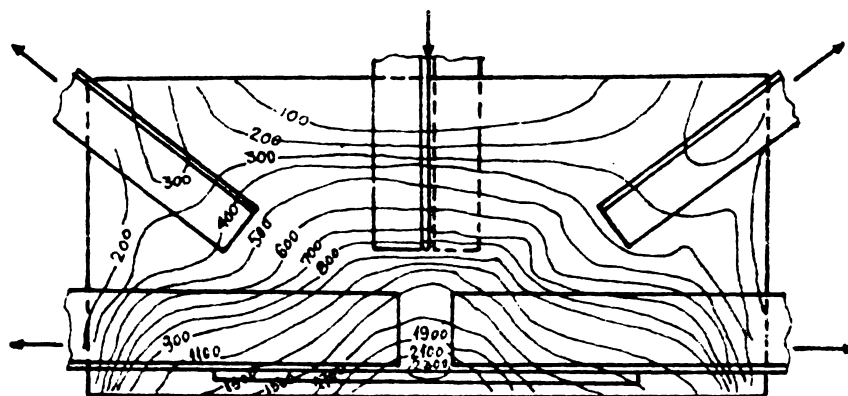


FIG.14.

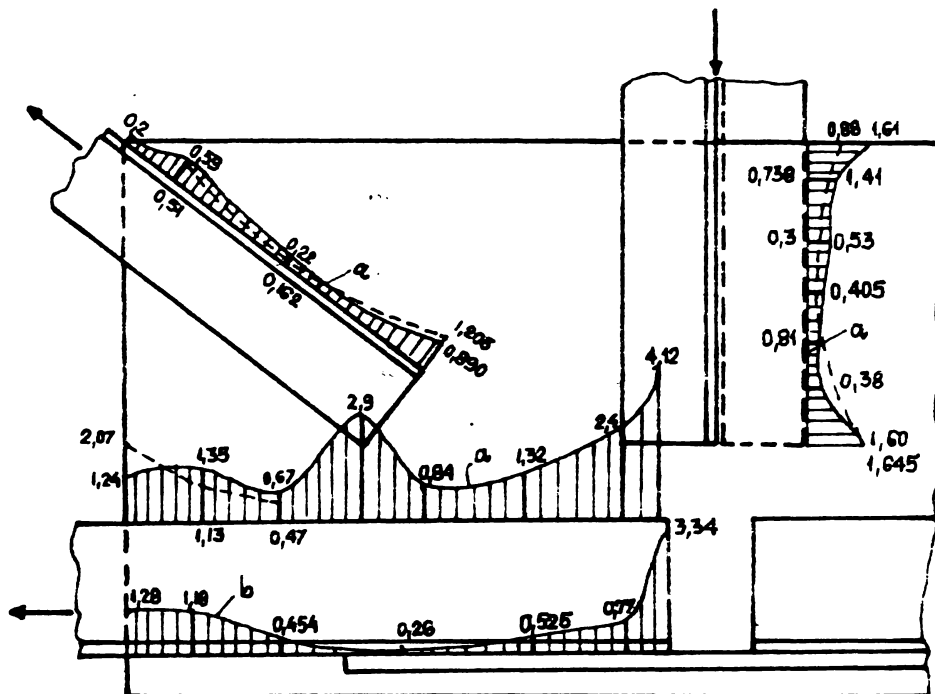


FIG.1.16.

În urma acestui studiu s-a stabilit experimental că forța din îmbinare este distribuită în proporție de 57% prin guseu și 43% prin îmbinare.

Tensometria electrică rezistivă s-a utilizat și pentru determinarea valorilor tensiunilor în gusee cu geometrie și încărcare mai simplă din figurile 1.22 și 1.23. Rezultatele obținute pe cale experimentală sînt marcate prin puncte și sînt comparate cu cele rezultate din calcule numerice, folosind metoda diferențelor finite [35].

1.4.2. Metode numerice

Este cunoscut că ecuațiile diferențiale prin care se exprimă starea de eforturi sau deformații în plăci pot fi efectiv integrate, doar pentru cîteva cazuri speciale.

În consecință s-a recurs la metode numerice de calcul cum este metoda diferențelor finite și metoda elementelor finite.

1.4.2.1 Metoda diferențelor finite

Ecuațiile cu derivate parțiale sînt transformate în această metodă în ecuații algebrice liniare. Necunoscutele sînt valorile mărimii respective într-un număr finit de puncte ce alcătuiesc rețeaua de calcul.

Metoda diferențelor finite este aplicată în [35] pentru guseul nodului din figura 1.12. Autorii introduc acest procedeu plecând de la observații privitoare la modul de tratarea nodului pînă la acea dată și anume:

a) Guseul se consideră încărcat în centrul său de greutate de o forță sporită cu coeficientul 1,2 care se distribuie prin eclisă în proporție de 33-25% iar prin guseu în proporție de 67-75%. În acest caz înălțimea guseului se consideră egală cu lățimea aripii cornierei prinse de guseu;

b) Guseul și eclisa sînt considerate ca o secțiune simplu T calculată la o forță excentrică, cu excentricitatea egală cu distanța de la centrul de greutate al secțiunii simplu T la centrul de greutate al cornierelor tălpilor;

c) Guseul se calculează ca o placă încărcată cu încărcările din barele nodului aplicate la conturul plăcii în punctele corespunzătoare.

Toate trei metodele nu reflectă modul real de lucru al nodului, deoarece, în realitate forțele axiale din bare se transmit guseului în lungul cordoanelor de sudură.

De aceea, s-au determinat mărimile forțelor de alunecare în cusături admitînd valabile ipotezele: îmbinarea lucrează în stadiu elastic; elementelor de îmbinare li se poate aplica legea secțiunilor plane; forțele elementelor subțiri tip placă acționează în planul medial al acestora.

Calculul se face cu metoda diferențelor finite după următoarea schemă:

- fiecare cordon de sudură se împarte în lungime la un număr de secțiuni (figura 1.17);

- între elementele îmbinate și cordoanele de sudură sînt introduse forțe de alunecare necunoscute la începutul fiecărui sector;

- se analizează deformațiile tuturor elementelor și sudurilor pe fiecare sector în cazul condițiilor de limită date și se obține sistemul de ecuații care se rezolvă cu ajutorul calculatorului electronic.

La finele calculului se determină forțele de alunecare distribuite pe lungimea fiecărei îmbinări.

Pentru cazul îmbinării simetrice ecuațiile indicate sînt:

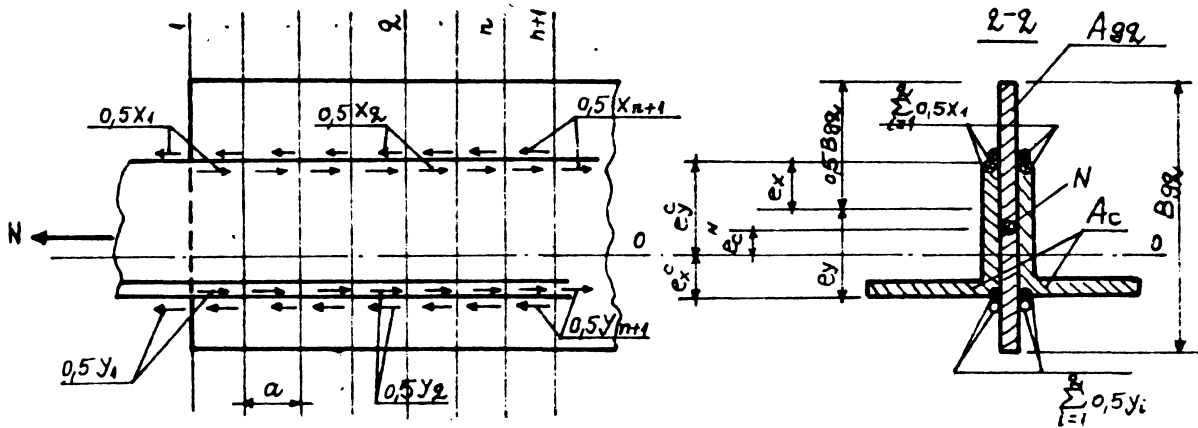


FIG.1.17.

$$\sum_{i=1}^{q-1} x_i d_i^{xx} + x_q (d_q^{xx} + 1) - x_{q+1} + \sum_{i=1}^q y_i d_i^{xy} = \beta^{xN} N$$

$$\sum_{i=1}^q x_i d_i^{yx} + \sum_{i=1}^{q-1} y_i d_i^{yy} + y_q (d_q^{yy} + 1) - y_{q+1} = \beta^{yN} N \quad (1.1)$$

$$\sum_{i=1}^{q=n} x_i \beta^{xx} + \sum_{i=1}^{q=n} y_i \beta^{xy} = \beta^{xN} N$$

$$\sum_{i=1}^{q=n} x_i \beta^{yx} + \sum_{i=1}^{q=n} y_i \beta^{yy} = \beta^{yN} N$$

$$\alpha_i^f = \frac{G_s a^2 (2A_o k_i^f + A_{gi} k_c^f)}{EA_c A_{gi}} ; \quad \beta^f = \frac{G_s a^2 k_c^f}{EA_c} ; \quad \beta^y = \frac{G_s a^2 k_c^y}{EA_c}$$

$$k_i^f = 1 \pm 12 \eta_i^f ; \quad k_c^f = 1 \pm 12 \eta_c^f ; \quad k_c^y = 1 \pm \eta_c^y$$

$$\eta_i^{xx} = \frac{e_x^2}{b^2 g_i} ; \quad \eta_i^{yy} = \frac{e_y^2}{b^2 g_i} ; \quad \eta_i^{xy} = \frac{e_x e_y}{b^2 g_i} ; \quad \eta_c^{xx} = \frac{(e_x^c)^2}{r_o^2} \quad (1.2)$$

$$\eta_c^{yy} = \frac{(e_y^c)^2}{r_o^2} ; \quad \eta_c^{xy} = \frac{e_x^c e_y^c}{r_o^2} ; \quad \eta_c^{xN} = \frac{e_x^c e_N^c}{r_o^2} ; \quad \eta_c^{yN} = \frac{e_y^c e_N^c}{r_o^2}$$

unde: x_1, y_1 sînt forțele de alunecare în cusături

N este forța axială

q - reprezintă numărul sectorului - începutul numărătorii se face de la locul de întîlnire al barei cu guseul.

În primele două ecuații din (1.1) q ia valorile

1, 2, 3, ..., n-2, n-1.

n - este numărul sectoarelor admis pentru fiecare cordon de sudură și este minimum 10.

r_0 - este raza de inerție a cornierei față de axa centrului de greutate al său.

a - reprezintă lungimea sectorului

E - este modulul de elasticitate longitudinal al materialului de bază

G - modulul de elasticitate transversal al materialului de bază

G_s - modulul de elasticitate transversal al îmbinării

$$G_s = \frac{G}{1 + \frac{\delta}{h_s} \sqrt{2}} \quad (1.3)$$

δ - grosimea elementelor de îmbinare

h_s - cateta sudurii în colț

Cu $i = 1, 2, 3, \dots, n$ rezultă $\psi = x, xy, yy$ și

$$\psi = xN, yN \quad (1.4)$$

Rezultatele calculului sînt reprezentate în figura 1.18 sub forma epurei scurgerii forțelor din bare. Valorile calculate cu metoda propusă în [35] sînt subliniate iar cele experimentale sînt însemnate prin puncte.

Forțele de alunecare calculate pentru fiecare cusătură separat se însumează obținîndu-se epura forțelor de alunecare din figura 1.19. Rezultatele experimentale sînt însemnate de asemenea punctual.

Figurile 1.18 și 1.19 confirmă datele cunoscute despre distribuția forțelor în îmbinările sudate și se remarcă influența elemente-

z - distanța de la capătul de jos al cornierei tălpii pînă la centrul de greutate al acesteia

Pe baza celor menționate s-au trasat în figura 1.20 diagramele de tensiuni în șase secțiuni ale guseului.

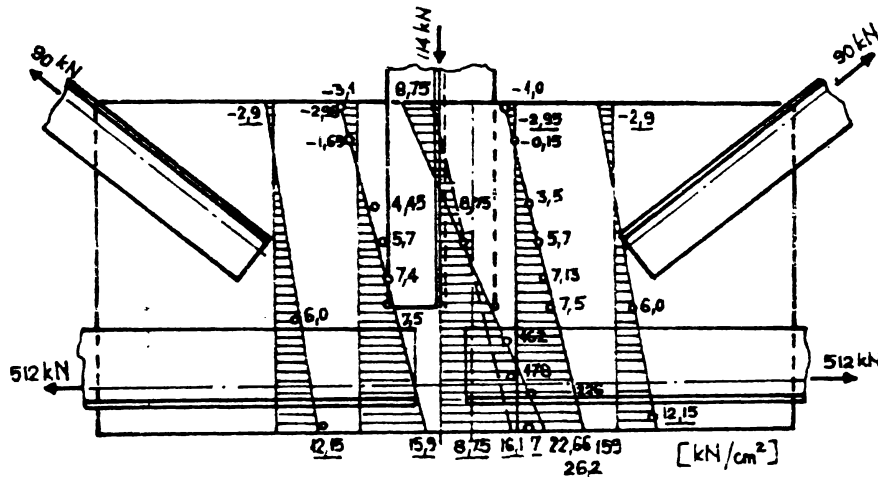


FIG.1.20.

Linia continuă și valorile subliniate sînt aferente metodei prezentate, iar punctele sînt datele experimentale. Linia punct stabilește distribuția tensiunilor pentru cazul de încărcare prezentat la punctul a), iar linia întreruptă este valabilă pentru considerarea încărcărilor pe guseu conform punctului b).

Cu metoda prezentată părțile de forță care revin guseului și eclisei sînt 53,2% și 46,8%.

Metoda propusă poate fi utilizată și pentru calculul concentratorilor de tensiune în guseu în apropierea capetelor fixate ale barelor concurente în nod.

Relațiile de calcul cunoscute pentru placa semiinfinită încărcată cu o forță excentrică față de marginea plăcii se pot aplica luînd în considerare prin coeficientul de corecție ξ faptul că guseul real are o lățime finită.

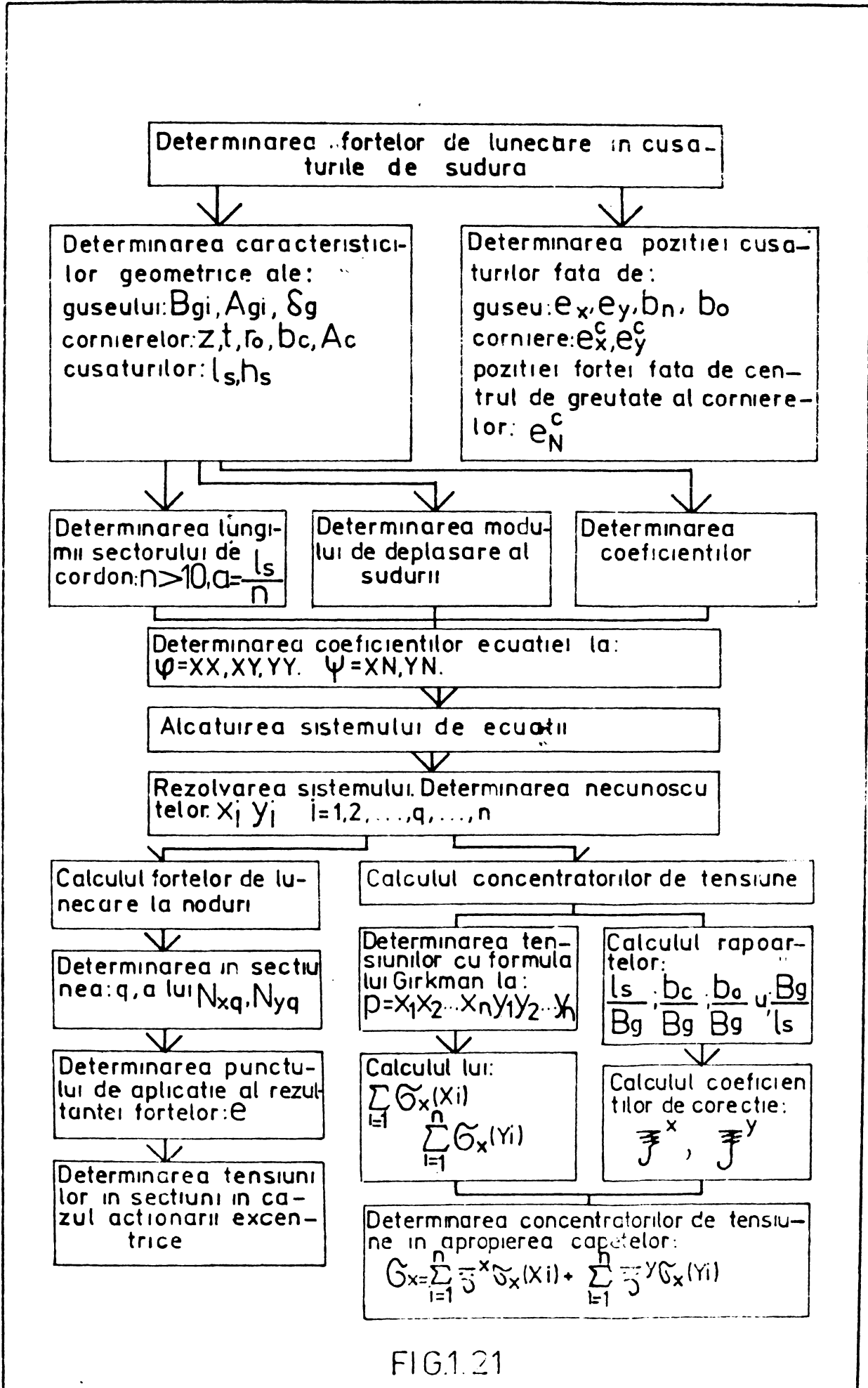


FIG.1.21

Cunoscând mărimile forțelor de alunecare și punctele lor de aplicare se pot determina tensiunile în punctul considerat al guseului însumând tensiunile obținute în dreptul fiecărei forțe.

Coeficientul de corecție se calculează din condiția că, suprafața diagramei tensiunilor normale în limitele plăcii, înmulțită cu grosimea plăcii reprezintă o parte din forța totală.

Schema bloc generală a metodei de calcul din [35] se găsește în figura 1.21.

Acest procedeu de calcul a fost utilizat și în studiul unor gusee mai simple ca alcătuire geometrică și încărcare.

În figura 1.22a sînt reprezentate forțele de alunecare într-un cordon de sudură, în timp ce în figura 1.22b sînt prezentate tensiunile normale în guseu. Valorile calculate sînt subliniate, punctele reprezintă valorile experimentale.

În figura 1.23a apare afluxul forțelor din ambele cordoane de sudură iar în figura 1.23b epura tensiunilor normale în guseu la terminarea îmbinării.

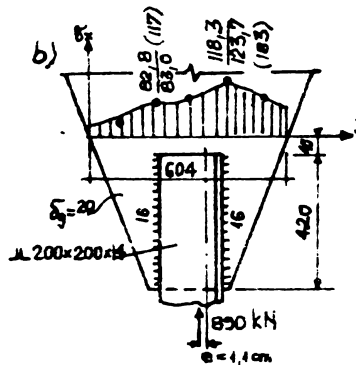
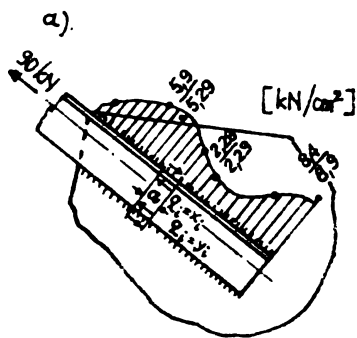
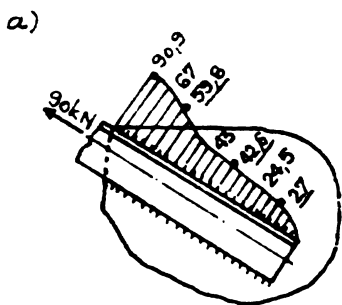


FIG. 1.22.



Din figurile 1.22b și 1.23b se vede clar că în cazul dat, calculul elementar sub formă de compresiune excentrică ar da un rezultat incorect, pentru că cea mai mare valoare a tensiunii normale s-ar obține la marginea guseului, iar în realitate ea apare în apropierea colțului cornierei prinse de guseu. În vecinătatea colțului cornierei tensiunea are valori cu 20-40% mai mari față de cea medie.

Metoda diferențelor finite prezentată pentru calculul stării de tensiune în gusee este greoaie și necesită o mulțime de calcule auxiliare chiar și cu ajutorul mașinilor electronice de calcul.

Limitele metodei, rețeaua de calcul de formă regulată și ecuații speciale pentru introducerea condițiilor de margine, sînt de natură să limiteze domeniul ei de aplicabilitate.

1.4.2.2. Metoda elementelor finite

În metoda elementului finit se pornește de la o exprimare generală a echilibrului structural - energia potențială în structură este minimă. Din punctul de vedere matematic aceasta se traduce într-o ecuație integro-diferențială scrisă în funcție de deplasări sau eforturi.

Expresia analită a acestora este dată de un set de funcții de aproximare alese și de valorile necunoscute ale deplasărilor sau eforturilor într-un număr finit de puncte.

Minimalizarea energiei potențiale totale implică anularea derivatelor parțiale ale acesteia în raport cu deplasările (de exemplu) - variabilele problemei - conducînd la un set de ecuații algebrice liniare. Prin conceptul de element finit structura se împarte în subvolumuri denumite elemente, iar funcțiile de aproximare se definesc local, pentru fiecare tip de element. Valorile discrete ale necunoscutelor sînt asociate cu punctele de interconectare a elementelor, numite noduri.

Avantajele acestei abordări sînt imediate: calculul proprietăților elementelor devine un proces standard; asamblarea sistemului de

ecuații algebrice din care se găsesc necunoscutele urmează regulile de asamblare a structurilor discrete.

Posibilitățile de aplicare ale acestei metode sînt foarte largi; structurile pentru care este utilă fiind practic de orice tip.

Din cauza avantajelor subliniate ea se poate utiliza cu succes la calculul stării de tensiune în gusee și va fi detaliată pe larg în capitolele ce urmează.

În final, rezultatele calculului cu elemente finite se va compara calitativ și cantitativ cu metodele experimentale prezentate precum și cu metoda diferențelor finite.

C A P I T O L U L II

PREZENTAREA METODEI ELEMENTELOR FINITE SI PARTICULARITATILE EI DE APLICARE LA CALCULUL STARII DE TENSIUNE IN GUSEELE GRINZILOR CU ZABRELE IN SOLUTIE SUDATA

2.1. CONSIDERATII DE ORDIN GENERAL

Problemele de mecanica mediilor continue, au un număr infinit de grade de libertate. Această caracteristică introduce mari dificultăți la rezolvarea echilibrului structural pe baza principiului energiei potențiale minime. Pentru rezolvare se poate utiliza metoda funcțiilor de aproximare în forma Rayleigh-Ritz definite pentru întreaga structură.

În cadrul metodei elementului finit, procedeul Ritz suferă o modificare substanțială, datorită unei împărțiri prealabile a structurii într-un număr finit de elemente cu forme și funcțiuni structurale simple, conectate în puncte nodale.

Pentru fiecare element finit se face o aproximație, fie a câmpului de deplasări, fie cu privire la câmpul de tensiuni. Aceste câmpuri se descriu cu niște funcții elementare, alese printre cele mai fundamentale care exprimă funcțiunea fiecărui element finit în cadrul structurii. Întrucât elementele finite sînt mici și formele geometrice sînt simple, funcțiile fundamentale sînt ușor de conceput.

Fiecare câmp este definit în mod univoc, prin funcții lineare de anumiți parametri, realizîndu-se astfel identitatea unor moduri de deformare sau punere sub sarcină, care pot apare pe frontierele comune. Diferitele reguli care determină aceste legături se stabilesc în funcție de cadrul în care se analizează structura și de natura solicitării.

Structura, idealizată prin ansamblul de elemente finite care i-a fost substituit, are astfel un câmp de deformații sau de tensiuni descris în întregime și univoc. Această idealizare, realizată prin aproximarea porțiune cu porțiune a structurii este cu atît mai reu-

șită cu cât sînt îndeplinite mai corect condițiile:

- funcțiile să fie cât mai corect alese pentru a descrie câmpul de tensiuni sau deformații;

- legăturile între elemente finite să asigure transmiterea corectă a modurilor elementare de deformații sau tensiuni - pentru a realiza condiția de continuitate de-a lungul întregii structuri;

- descompunerea în elemente finite să fie cât mai amănunțită.

La fel ca și modurile elementare, proprietățile elastice ale materialului pot varia de la un element finit la altul, ceea ce constituie un factor de suplețe deosebit al metodei elementelor finite.

Metodele de calcul în metoda elementului finit se pot împărți în trei mari categorii după criteriul aproximărilor utilizate.

Modelul deplasării pure sau metoda matricii de rigiditate are ca mod fundamental un câmp de deplasări compatibil în interiorul fiecărui element finit și conformabil pe frontierele elementelor finite adiacente. Două elemente finite alăturate sînt conformabile dacă este asigurată compatibilitatea deplasărilor de-a lungul frontierei lor comune. Pentru acest lucru este suficient ca deplasările elastice de-a lungul laturei comune a două elemente să fie identice. În asemenea situații vor fi respectate condițiile de continuitate a deformațiilor în contul condițiilor de echilibru care rămîn lezate.

Modelul echilibrului pur sau metoda matricii de flexibilitate are la bază un câmp de tensiuni care trebuie să satisfacă condițiile de echilibru în interiorul fiecărui element finit și să asigure identitatea tensiunilor pe frontierele comune ale elementelor finite adiacente. Sînt satisfăcute astfel condițiile de echil. dar deplasările rămîn discontinue.

Modelul hibrid este o combinație a celor două situații prezentate.

Intrucît modelul deplasării pure este mai ușor de intuit, el este cel mai des folosit și se detaliază în continuare.

2.2. ECUAȚIA FUNDAMENTALA PENTRU MODELUL DEPLASĂRII

PURE

Ecuția fundamentală pentru modelul deplasării pure rezultă utilizând principiile variaționale în teoria elasticității, deoarece acestea permit o prezentare mai simplă, mai sistematică și cu un grad mai mare de generalitate a metodei.

Formularea matriceală a principiului deplasărilor virtuale este:

$$\int_V \{\sigma\}^T \{\delta\varepsilon\} dV = \int_V \{\mu\}^T \{\delta u\} dV + \int_S \{f\}^T \{\delta u\} dS \quad (2.1)$$

care prin transpunere devine:

$$\int_V \{\delta\varepsilon\}^T \{\sigma\} dV = \int_V \{\delta u\}^T \{\mu\} dV + \int_S \{\delta u\}^T \{f\} dS \quad (2.2)$$

și exprimă condiția de echilibru a structurii. De asemenea în aceste ecuații sînt incluse ecuațiile de echilibru, inclusiv condițiile pe contur - de rezemare - respectiv relațiile care leagă deplasările de deformațiile specifice corespunzătoare.

În relațiile (2.1) și (2.2) semnificația notațiilor este următoarea

$\{\sigma\}$ - matricea tensiunilor

$\{\delta\varepsilon\}$ - matricea deformațiilor specifice virtuale

$\{\delta u\}$ - matricea deplasărilor virtuale

$\{\mu\}$ - matricea forțelor masice a elementului finit

$\{f\}$ - matricea forțelor de suprafață distribuite pe frontierele exterioare ale elementului finit.

Legea lui Hooke generalizată, în cadrul problemelor plane de tensiune se poate scrie matricial astfel:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{2(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 2 & 2\nu & 0 \\ 2\nu & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 1-\nu \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.3)$$

în care E și ν sînt respectiv modulul de elasticitate și coeficien-

tul lui Poisson, sau simbolic :

$$\{ \sigma \} \cdot [D] \{ \epsilon \} \quad (2.3')$$

unde $[D]$ este așa numita matrice de elasticitate

Cu (2.3') relația (2.2) devine:

$$\int_V \{ \delta \epsilon \}^T [D] \{ \epsilon \} dV = \int_V \{ \delta u \}^T \{ \mu \} dV + \int_S \{ \delta u \}^T \{ f \} dS \quad (2.4)$$

Sub această formă principiul deplasărilor virtuale este mai complet, întrucât s-au inclus și relațiile fizice prin intermediul legii lui Hooke generalizate, fiind valabil atât structurii în ansamblu, cât și fiecărui element finit component. Din (2.4) lipsesc încă condițiile de continuitate a deformațiilor de la element finit la element finit. Ele se introduc prin intermediul unui câmp de deplasări conformabil definit pe domeniul unui element finit. Din acest moment analiza se va desfășura la nivelul elementului finit iar la structura globală se revine într-o etapă finală a calculului. Fie un câmp de deplasări definit sub forma :

$$\{ u(x,y) \} = [\varphi(x,y)] \{ \alpha \} \quad (2.5)$$

pentru probleme plane. Membrul stîng al expresiei (2.5) adică $\{ u(x,y) \}$ este matricea deplasărilor unui punct curent al elementului finit, iar în membrul drept $[\varphi(x,y)]$ conține variabilele câmpului de deplasări, iar $\{ \alpha \}$ este vectorul parametrilor câmpului avînd numărul elementelor egal cu numărul deplasărilor de noduri ale elementului finit.

Scriind câmpul de deplasări pentru fiecare dintre nodurile elementului finit se obține ecuația matricială :

$$\{ u \} = [A] \{ \alpha \} \quad (2.6)$$

în care $[A]$ conține coordonatele nodurilor elementului finit.

Rezolvînd ecuația (2.6) în raport cu α rezultă:

$$\{ \alpha \} = [A]^{-1} \{ u \} \quad (2.7)$$

Relațiile diferențiale între deformațiile specifice și deplasările elastice se pot scrie sub forma :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \end{Bmatrix} \quad (2.8)$$

sau matricial

$$\{\varepsilon\} = [\nabla] \{u\} \quad (2.8)$$

Dar, cîmpul de deformații specifice poate fi scris și :

$$\{\varepsilon\} = [N] \{u\} \quad (2.9)$$

unde $[N]$ conține derivatele parțiale ale cîmpului de deplasări a elementului finit.

Cu (2.7), (2.9) devine :

$$\{\varepsilon\} = [N][A]^{-1} \{u\} \quad (2.10)$$

sau notînd $[B] = [N][A]^{-1}$

$$\{\varepsilon\} = [B] \{u\} \quad (2.11)$$

care exprimă deformațiile specifice ale elementului finit în funcție de deplasările nodurilor sale.

Din (2.11) rezultă

$$\{\delta\varepsilon\} = [B] \{\delta u\} \quad (2.12)$$

și prin transpunere

$$\{\delta\varepsilon\}^T = \{\delta u\}^T [B]^T \quad (2.13)$$

Expresia (2.4) devine cu (2.11) și (2.13) :

$$\int_V \{\delta u\}^T [B]^T [D] [B] \{u\} dV = \int_V \{\delta u\}^T \{\mu\} dV + \int_S \{\delta u\}^T \{f\} dS \quad (2.14)$$

și este cea mai completă formulare a principiului deplasărilor virtuale, deoarece include toate ecuațiile teoriei elasticității liniare.

Ecuția matriceală (2.13) se poate scrie și sub forma:

$$\{\delta u\}^T \left(\int_V [B]^T [D] [B] dV \right) \{u\} = \{\delta u\}^T \left(\int_V \{\mu\} dV + \int_S \{f\} dS \right) \quad (2.14)$$

deoarece atît deplasările virtuale cît și cele reale ale nodurilor elementelor sînt independente de integrarea efectuată pe volumul elementului finit și pe suprafața de separație între elementele finite unde acționează forțele de suprafață exterioare.

Notind cu :

$$[K] = \int_V [B]^T [D] [B] dV \quad (2.15)$$

asa numita matrice de rigiditate a elementului finit si cu :

$$\{F\} = \int_V \{\mu\} dV + \int_S \{f\} ds \quad (2.16)$$

matricea incărcărilor ce solictă elementul finit sau matricea forțelor nodale echivalente deoarece conține un sistem de sarcini echivalente cu încărcările reale, dar care acționează numai la nodurile elementului ecuația (2.14) devine după rearanjarea termenilor:

$$\{\delta u\}^T ([k]\{u\} - \{F\}) = 0 \quad (2.17)$$

Cum însă, deplasările virtuale ale nodurilor elementelor finite nu pot fi nule $\{\delta u\}^T \neq 0$ ecuația (2.17) se modifică astfel:

$$[k]\{u\} = \{F\} \quad (2.18)$$

Relația (2.18) este ecuația fundamentală a metodei elementelor finite după modelul deplasării pure pentru un singur element.

Necunoscuta ecuației este matricea deplasărilor nodale $\{u\}$ atit $[k]$ cit și $\{F\}$ fiind cunoscute.

Asemenea ecuații pot fi scrise pentru fiecare element finit. In practică însă, aceste ecuații nu se rezolvă ci se procedează astfel:

- se calculează matricile de rigiditate ale tuturor elementelor finite și prin asamblarea lor se obține matricea de rigiditate a structurii întregi;

- se determină forțele nodale ale tuturor elementelor finite și se obține prin asamblare vectorul forțelor nodale pentru toată structura.

Se obține astfel ecuația fundamentală a întregii structuri sub forma:

$$[k]_S \{u\}_S = \{F\}_S \quad (2.19)$$

in care:

$[k]_S$ este matricea de rigiditate a structurii; care conține

toate caracteristicile geometrice și elastice ale structurii și este cunoscută.

$\{u\}_s$ este matricea deplasărilor nodurilor rezultate din discretizarea structurii în elemente finite și constituie necunoscuta ecuației (2.19).

$\{F\}_s$ este vectorul forțelor nodale echivalente care acționează în toate nodurile structurii și este cunoscut.

Pentru ca sistemul liniar de ecuații (2.19) să fie rezolvabil matricea $[k]$ fiind singulară - trebuie să se anuleze în prealabil gradele de libertate de corp rigid. Într-adevăr, matricea de rigiditate a structurii conține matricile de rigiditate ale tuturor nodurilor cu submatricile aferente nodurilor, deci inclusiv cele ce corespund nodurilor care au legături cu mediul exterior. Astfel, matricea de rigiditate corespunde unei structuri libere în spațiu care poate avea și deplasări de corp rigid. Eliminarea acestei situații este absolut necesară, pentru ca matricea să fie inversabilă.

Soluția ecuației (2.19) este :

$$\{u\}_s = [k]_s^{-1} \{F\}_s \quad (2.20)$$

Udată determinate deplasările analiza continua cu calculul deformațiilor specifice cu relația (2.11) și cu calculul stării de tensiune din elementul finit corespunzător cu (2.3').

Caracteristicile stării de tensiune permit în continuare determinarea tensiunilor principale și a direcțiilor acestora.

2.5. MATRICEA DE RIGIDITATE A ELEMENTULUI FINIT TRIUNGHIULAR ÎN STAREA PLANĂ A TENSIUNILOR

Obținerea unor rezultate cât mai precise în cadrul metodei elementelor finite depinde în mare măsură de tipul de element finit utilizat. Este recomandabil să se folosească elemente finite capabile să reproducă cât mai fidel modurile de deformații fundamentale. Din acest punct de vedere, familia elementelor finite triunghiulare oferă

posibilitatea studierii tuturor problemelor pe care le ridică structurile a căror comportare sub încărcare permite încadrarea lor în starea plană a tensiunilor, sau a deformațiilor.

Acesta este unul din motivele pentru care starea de tensiune în guseele grinzilor cu zăbrele sudate care sînt elemente plane, s-a studiat utilizînd o discretizare în elemente finite triunghiulare liniare.

Elementele finite triunghiulare liniare dau posibilitatea alegerii unui cîmp de deplasări simplu, și în consecință matricea de rigiditate a fiecărui element se construiește mai exact și mai rapid. În mod evident acest lucru are o consecință imediată asupra matricei de rigiditate a structurii și în final asupra rezolvării în sine a problemei.

Elementul triunghiular liniar are șase grade de libertate : deplasarea u după x și deplasarea v după y în fiecare din cele trei vîrfuri (fig.2.1). Numerotarea nodurilor este locală. Se admite că deplasările în interiorul elementului variază liniar:

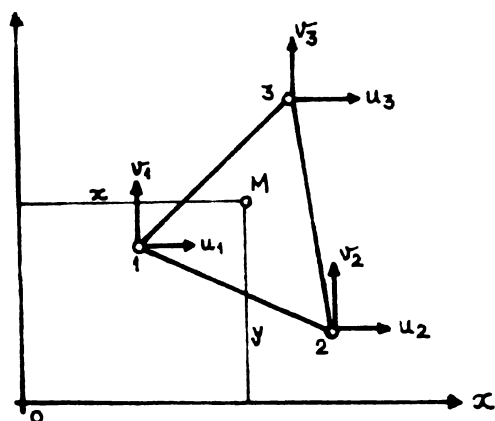


FIG.2.1.

$$\begin{aligned} u &= \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y \\ v &= \alpha_4 + \alpha_5 x + \alpha_6 y \end{aligned} \quad (2.21)$$

unde $\alpha_1 \dots \alpha_6$ sînt parametrii independenți de forma celor din soluția Rayleigh - Ritz. În formă matricială, relațiile (2.21) devin :

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x & y & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & x & y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \end{Bmatrix} \quad (2.22)$$

Pentru a înlocui parametrii α_1 cu deplasările nodale este suficient să se examineze cîmpul deplasărilor u , dat fiind faptul că v are o structură identică. Astfel se scrie în noduri:

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 1 \\ 2 \\ 3 \end{Bmatrix} = [A] \{\alpha\} \quad (2.23)$$

Prin inversare rezultă valorile parametrilor :

$$\{\alpha\} = [A]^{-1} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{Bmatrix} = [A]^{-1} \{u\} \quad (2.24)$$

unde:

$$[A]^{-1} = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} x_2 y_3 - x_3 y_2 & x_3 y_1 - x_1 y_3 & x_1 y_2 - x_2 y_1 \\ y_2 & -y_3 & y_3 & -y_1 & y_1 & -y_2 \\ x_3 & -x_2 & x_1 & -x_3 & x_2 & -x_1 \end{bmatrix}$$

Cu A s-a notat aria triunghiului. Inlocuind expresiile (2.24) în ecuația (2.22) de definire a cîmpului de deplasări rezultă:

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} [1 \ x \ y][A]^{-1} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{Bmatrix} \\ [1 \ x \ y][A]^{-1} \begin{Bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ v_3 \end{Bmatrix} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ u_3 \\ v_3 \end{Bmatrix} \quad (2.25)$$

Deformațiile specifice din interiorul elementului rezultă aplicînd relațiile din teoria plană a elasticității.

In formă matricială ele devin :

$$\{\mathcal{E}\} = \begin{Bmatrix} \mathcal{E}_x \\ \mathcal{E}_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} y_{23} & 0 & y_{31} & 0 & y_{12} & 0 \\ 0 & x_{32} & 0 & x_{13} & 0 & x_{21} \\ x_{32} & y_{23} & x_{13} & y_{31} & x_{21} & y_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ u_3 \\ v_3 \end{Bmatrix} \quad (2.26)$$

sau $\{\mathcal{E}\} = [B] \{u\} \quad (2.27)$

In (2.26) s-a notat :

$$\begin{aligned} x_{ij} &= x_i - x_j \\ y_{ij} &= y_i - y_j \end{aligned} \quad (2.28)$$

Deformațiile specifice sînt deci constante și conform legii lui Hooke și eforturile unitare sînt constante. Acestea vor satisface ecuațiile de echilibru static al elementului; la frontiera dintre două elemente vecine, eforturile unitare vor prezenta evident o discontinuitate.

Inlocuind $\{\varepsilon\}$ în relația matricială (2.3'), se obține:

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{2A(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} y_{23} & \nu x_{32} & y_{31} & x_{13} & y_{12} & \nu x_{21} \\ \nu y_{23} & x_{32} & \nu y_{31} & x_{13} & \nu x_{12} & x_{21} \\ \frac{1-\nu}{2} x_{32} & \frac{1-\nu}{2} y_{23} & \frac{1-\nu}{2} x_{13} & \frac{1-\nu}{2} y_{31} & \frac{1-\nu}{2} x_{21} & \frac{1-\nu}{2} y_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ u_3 \\ v_3 \end{Bmatrix}$$

Conform relației (2.15) matricea de rigiditate rezultă :

$$[K] = \int_V [B]^T [D] [B] dv = [B]^T [D] [B] \int_A t dx dy = [B]^T [D] [B] t A \quad (2.30)$$

unde așa cum s-a precizat A este aria triunghiului iar t grosimea lui.

$$\frac{Et}{2A(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} (y_{23}^2 + \frac{1-\nu}{2} x_{32}^2) & & & & & \\ (\frac{1+\nu}{2} x_{32} y_{23}) & (x_{32}^2 + \frac{1-\nu}{2} y_{23}^2) & & & & \\ (y_{23} y_{31} + \frac{1-\nu}{2} x_{13} x_{32}) & (\nu x_{32} y_{31} + \frac{1-\nu}{2} x_{13} y_{23}) & (y_{31}^2 + \frac{1-\nu}{2} x_{13}^2) & & & \\ (\nu x_{13} y_{23} + \frac{1-\nu}{2} x_{32} y_{31}) & (x_{13} x_{32} + \frac{1-\nu}{2} y_{23} y_{31}) & (\frac{1+\nu}{2} x_{13} y_{31}) & (x_{13}^2 + \frac{1-\nu}{2} y_{31}^2) & & \\ (y_{12} y_{23} + \frac{1-\nu}{2} x_{32} x_{21}) & (\nu x_{32} y_{12} + \frac{1-\nu}{2} x_{21} y_{23}) & (y_{12} y_{31} + \frac{1-\nu}{2} x_{13} x_{21}) & (\nu x_{13} y_{12} + \frac{1-\nu}{2} x_{21} y_{31}) & (y_{12}^2 + \frac{1-\nu}{2} x_{21}^2) & \\ (\nu x_{21} y_{23} + \frac{1-\nu}{2} y_{12} x_{32}) & (x_{21} x_{32} + \frac{1-\nu}{2} y_{23} y_{12}) & (\nu x_{21} y_{31} + \frac{1-\nu}{2} x_{13} y_{12}) & (x_{13} x_{21} + \frac{1-\nu}{2} y_{12} y_{31}) & (\frac{1+\nu}{2} x_{21} y_{12}) & (x_{21}^2 + \frac{1-\nu}{2} y_{12}^2) \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

2.4. DISCRETIZAREA STRUCTURII

În cadrul metodei elementului finit prin erori se înțeleg diferențele ce apar între deplasările și eforturile calculate și cele ce se produc în structura reală. O parte din erori sînt inerente naturii aproximative a metodei. Dacă criteriile de convergență și compatibilitate sînt respectate, prin finețea de discretizare erorile se pot reduce la limita admisibilă a calculelor ingineresti.

Pe lîngă acestea, la aplicarea metodei pot apare erori produse prin discretizare sau ca urmare a calculelor efective. Erorile de discretizare se datoresc împărțirii greșite a structurii. Erorile de calcul se datoresc modului de manipulare a datelor în calculator. Acestea pot fi agravate de alegerea și numerotarea stîngace a rețelei de elemente finite.

2.4.1. Principii de discretizare a structurilor

Tinînd seama că starea de efort din structura reală trebuie reprodusă ca o succesiune de cîmpuri de eforturi ale elementelor, la discretizarea unei structuri trebuie avută în vedere o gradare a rețelei. Rețeaua de elemente finite trebuie să fie deasă în zonele cu gradienti mari de efort și mai rară în zonele cu eforturi lent variabile sau constante. Această regulă generală nu trebuie însă interpretată ca universal valabilă, deoarece plasînd în zonele cu concentrări de eforturi cît mai multe elemente cu dimensiuni reduse se produc două fenomene nedorite și anume:

- numărul gradelor de libertate din rețea crește extrem de mult și chiar dacă memoria calculatorului are suficientă capacitate, timpul de calcul crește inadmisibil de mult datorită accesului la periferice.

- elementele finite cu dimensiuni foarte reduse afectează precizia numerică a rezolvării, putînd conduce la erori numerice importante.

Aceste inconveniente se pot evita dacă analiza statică se face în două etape. În prima etapă structura se discretizează grosier,

chiar în zonele cu concentrări de eforturi. În etapa a doua se analizează separat numai zona afectată de gradienti mari de efort utilizând o rețea mult mai fină. Aceiași metodă este indicată și în cazul structurilor cu particularități de comportare necunoscute. În prima etapă se analizează structura printr-o discretizare mai grosieră, alcătuită în urma intuiției ingineresti. În a doua etapă, analiza statică se reia utilizând o discretizare mai fină, în care grăntele elementelor sînt date chiar de liniile de egal efort principal, trasate ca urmare a calculelor din etapa întii.

În cazul descrierii structurii cu elemente triunghiulare se recomandă ca acestea să fie pe cît posibil triunghiuri echilaterale.

Distorsionarea elementelor are ca urmare o creștere inerentă a valorilor numerice.

Discretizarea structurii poate fi privită și din punctul de vedere al costului sau timpului de rulare necesar pentru analiza statică. În lucrarea [69] se demonstrează că pentru același timp de calcul, la discretizarea în elemente liniare, se pot utiliza de 2,3 ori mai multe elemente decît în cazul unei împărțiri interioare care utilizează elemente pătratice.

Avînd în vedere și timpul mai redus pentru formarea matricii de rigiditate a elementului liniar, acestea sînt preferate.

2.4.2 Tipuri de rețele utilizate pentru calculul stării de tensiune în gusee

Pentru a putea stabili un criteriu de discretizare valabil pentru toate tipurile de gusee studiate, pentru guseul nodului 4 (fig. 1.7) ca aparținînd nodului cel mai simplu ca geometrie și încărcare s-au efectuat cinci discretizări. Cele cinci modele de calcul s-au notat cu literele A,B,C,D,E (fig.2.2 - 2.6).

Modelele de calcul-rețeaua - pentru guseul menționat s-au obținut în cinci variante dintre care trei distincte urmîrind următoarele aspecte :

a) Discretizarea urmărește geometria nodului

În patru din cele cinci cazuri de discretizare și anume tipul A, B, D, E s-a urmărit ca în dreptul cordoanelor de sudură necesare prinderii cornierelor ce alcătuiesc secțiunea transversală a montantului, să existe puncte nodale ale rețelei. Nu s-au eliminat colțuri sau porțiuni mici din guseu datorită unei împărțiri stângace.

b) Discretizarea urmărește scurgerea eforturilor

Deoarece zona solicitată a guseului este partea inferioară s-a căutat o îndesare a numărului de elemente finite în această porțiune. Îndesarea puternică apare îndeosebi în cazurile de discretizare notate C (fig.2.4) și D (fig.2.5). Utilizarea triunghiurilor mai mari în zonele mai puțin solicitate de la partea superioară se remarcă în toate cazurile.

Introducerea forței axiale din montant asupra guseului se face prin cordoanele de sudură laterale, scurgerea eforturilor în aceste zone se urmărește prin introducerea elementelor finite triunghiulare echilaterale de dimensiuni mai mici. Este vorba în special de cazul E (fig.2.6) unde gradarea rețelei în lungul cordonului de sudură este evidentă. S-a lucrat și cu două discretizări - cazul C (fig.2.4) și cazul D (fig.2.5) care urmăresc traiectoriile ipotetice ale tensiunilor principale.

c) Discretizarea urmărește eliminarea craterelor finale datorită sudurii

Acest deziderat este valabil pentru cazul de discretizare E (fig.2.6).

d) Discretizare în funcție de lungimea cordoanelor de sudură

Lungimea maximă a cordonului de sudură este 85 mm iar cea minimă 50 mm (fig.1.7). Cornierele montantului se suprapun însă peste guseu pe lungime de 95 mm. Variantele principale privind lungimea maximă a sudurii sînt imediate: cordon de 95 mm și cordon de 85 mm.

În acest fel fiecare tip de discretizare a fost calculat în patru variante de lungimi și poziții de cordoane de sudură, precum

se poate observa în tabelul 2.1.

Din figurile 2.2 - 2.5 și tabelul 2.1 se remarcă că tipul de discretizare B nu diferă esențial de tipul A, ci s-a adaptat împărțirea interioară pentru un cordon de sudură mai scurt. Modificarea era necesară deoarece încărcările se introduc în nodurile elementelor finite. În esență aceeași discuție rămâne valabilă și pentru discretizarea de tip D față de tipul C.

Toate soluțiile de discretizare admit plasarea cordonului de sudură mai puțin solicitat în orice variantă și cu diverse lungimi.

Mergînd din aproape în aproape în soluțiile de discretizare și urmărind practic toate principiile de alegerea modului de calcul, s-a concluzionat că tipul E (fig.2.6) de împărțire este cel mai indicat.

Modul de discretizare practicat în acest caz întrunește toate calitățile deoarece satisface în același timp cele patru puncte de vedere: geometria nodului, scurgerea eforturilor, eliminarea craterelor finale în zona îmbinărilor, posibilitatea de încărcare diverse în funcție de lungimea îmbinărilor. Cuprinde de asemenea o gradare corespunzătoare a rețelei și elementele finite sînt în majoritate triunghiuri echilaterale.

Discretzione tip B

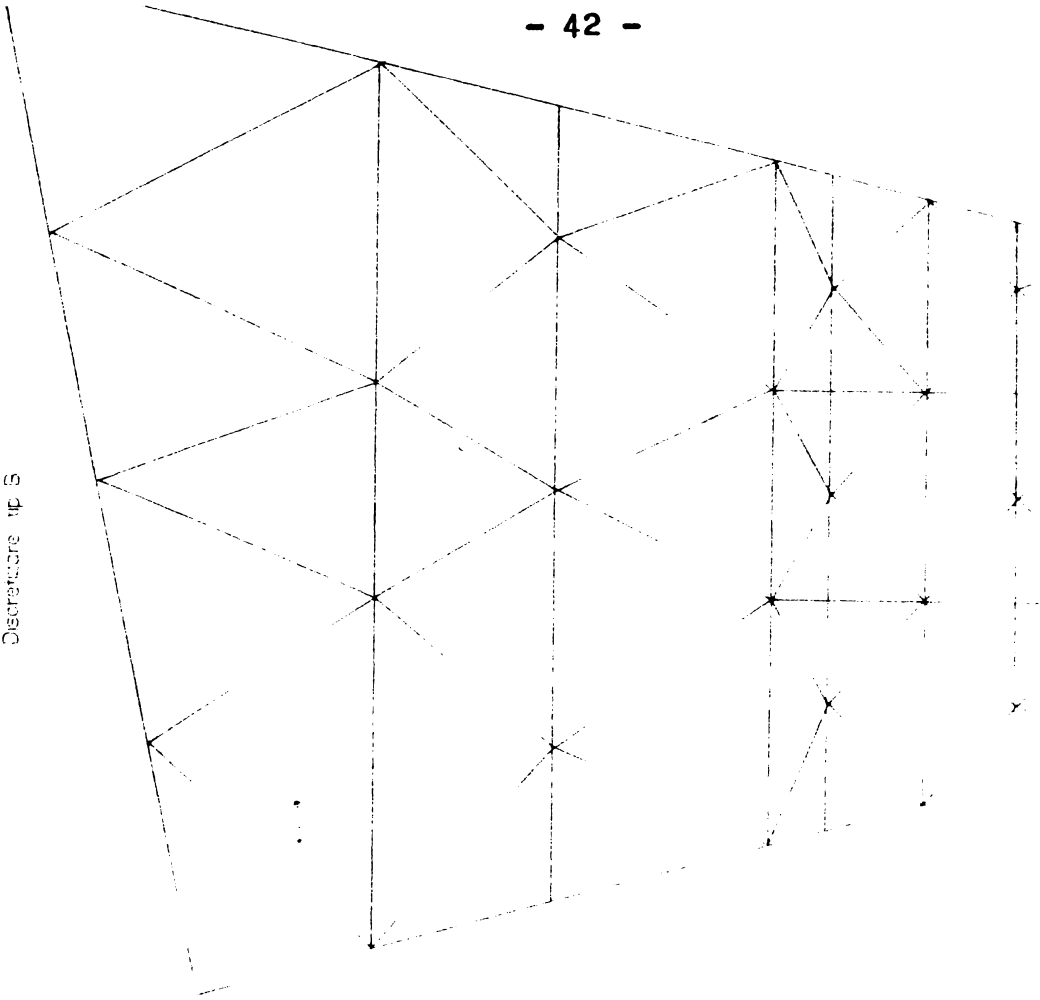


FIG 2.3

Discretzione tip A

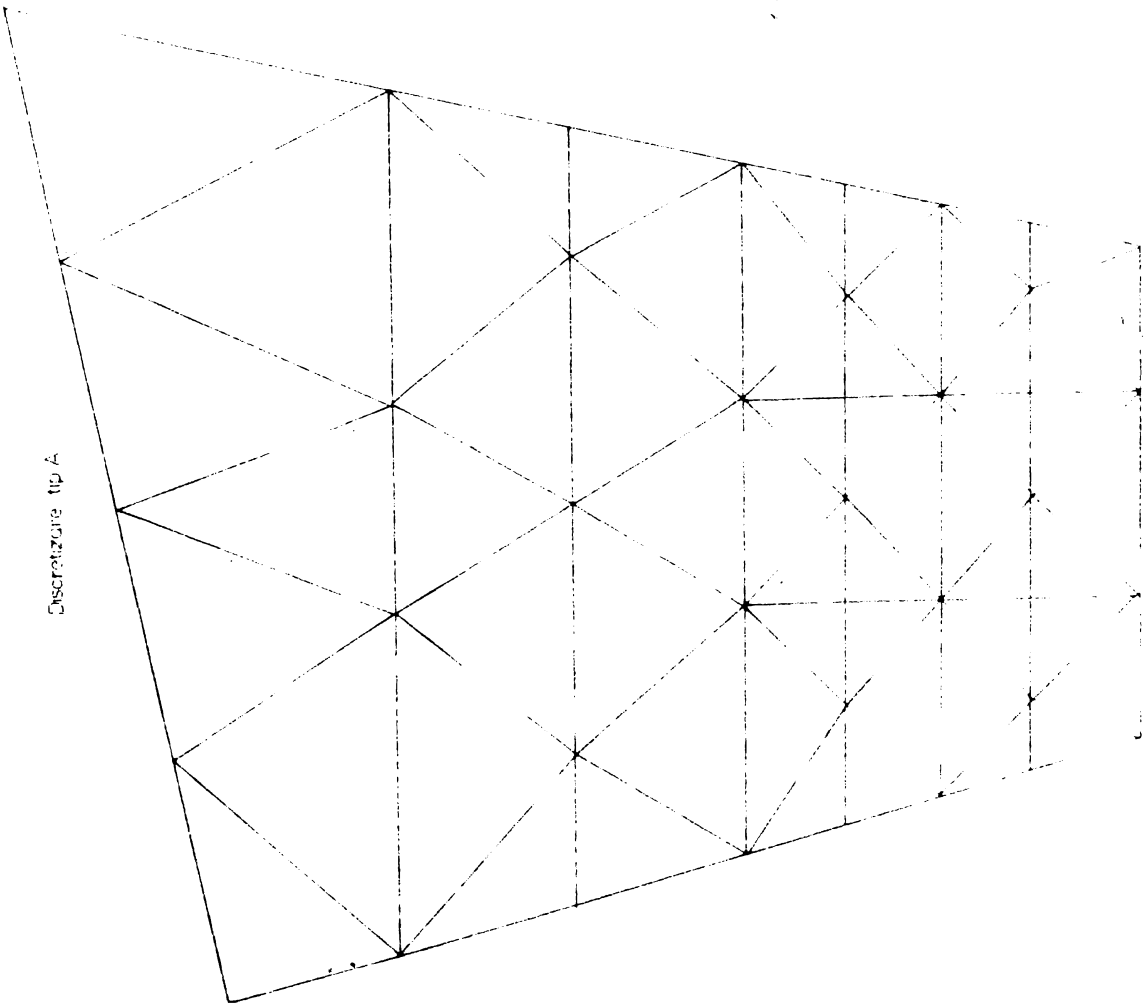


FIG 2.2

Discretizare tip D

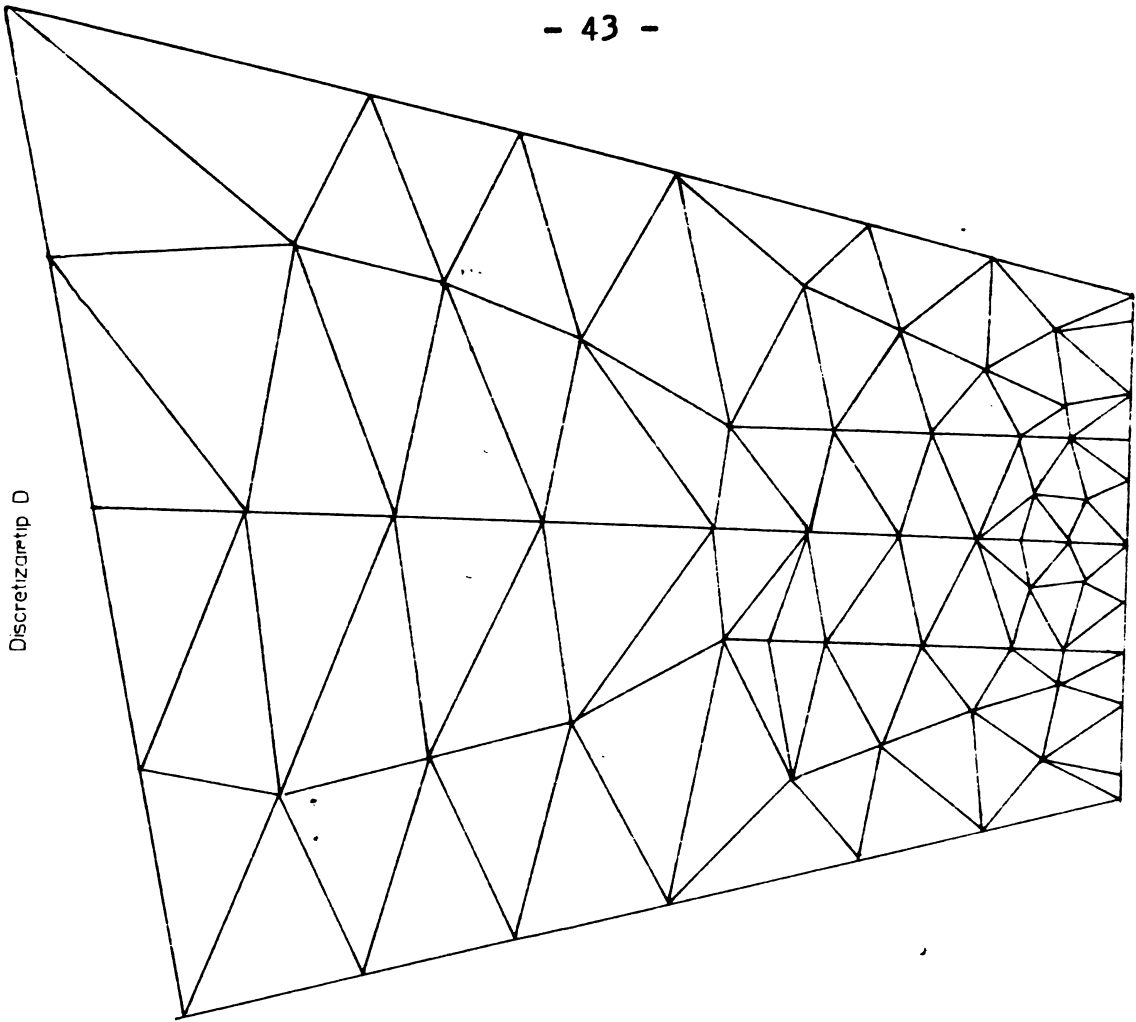


FIG. 2.5

Discretizare tip C

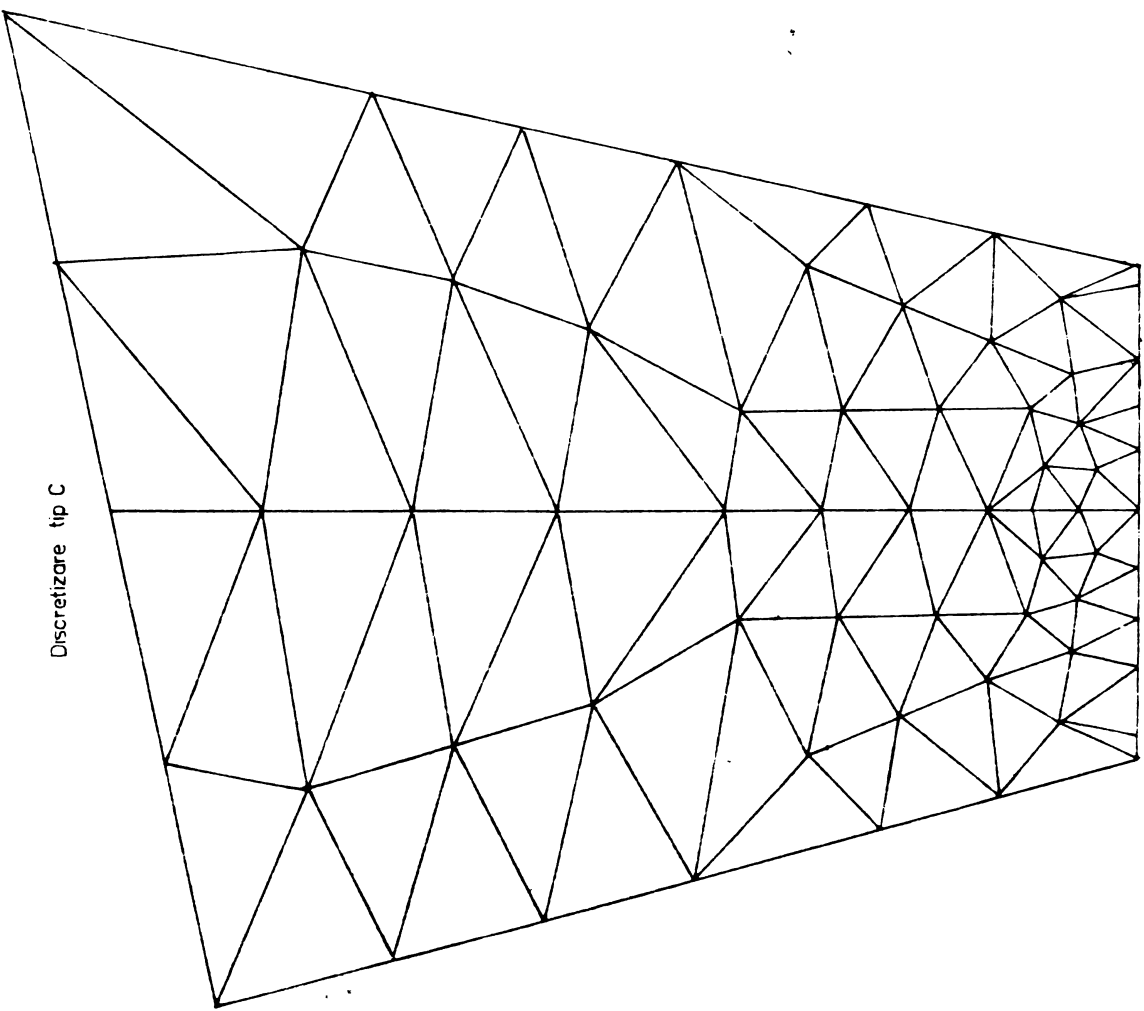
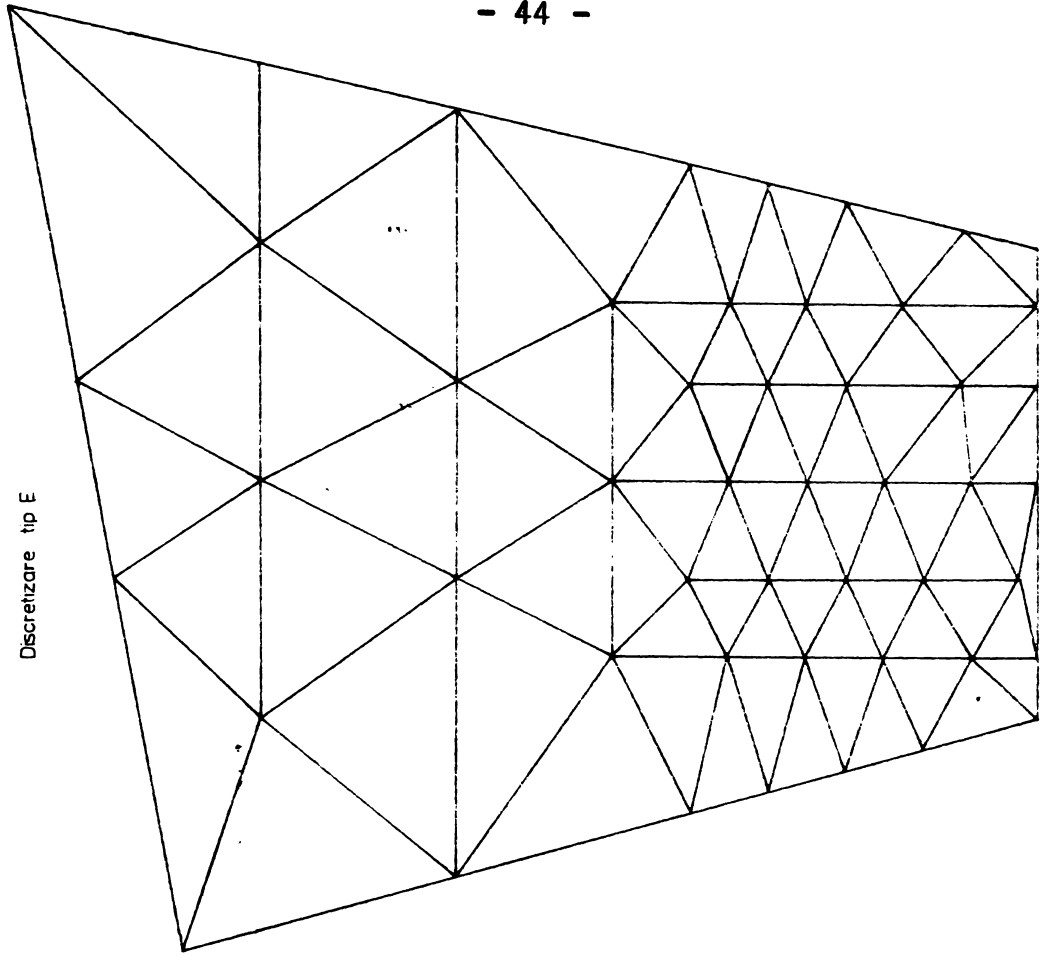


FIG. 2.4



Discretizare tip E

FIG 2.6

TABELUL 2.1

	IV		
	III		
	II		
	I		
		A D	B C E

2.5. FORTE NODALE ECHIVALENTE

2.5.1 Cazul general de încărcare a guseului

Prinderea barelor grinzilor cu zăbrele la noduri se face prin intermediul cordoanelor de sudură. Prin urmare forțele axiale din bare se transmit guseului prin îmbinări. În figura 2.7 este reprezentată prinderea unei corniere de guseu

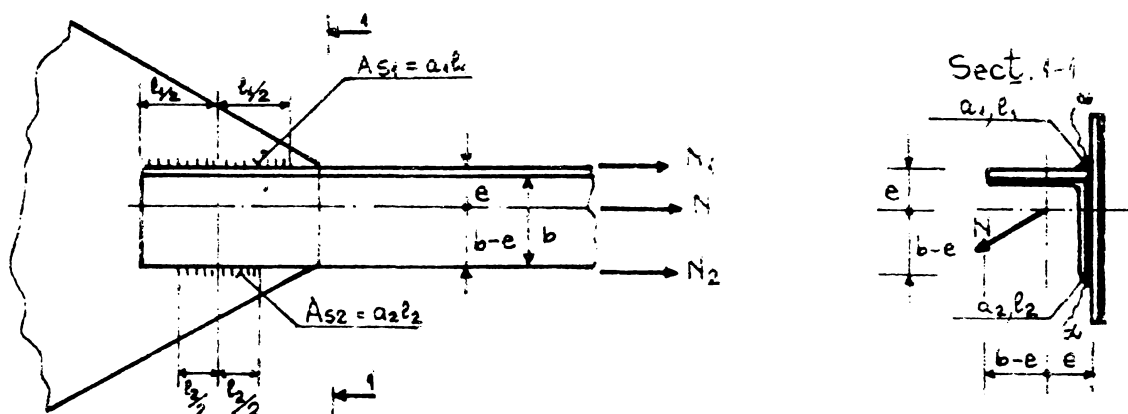


FIG. 2.7.

Pentru a verifica cele două cordoane de sudură forța N se descompune în forțele N_1 și N_2 care acționează la nivelul celor două prinderi. Valorile lor sînt:

$$N_1 = N \frac{b-e}{b} \quad (2.31)$$

$$N_2 = N \frac{e}{b} \quad (2.32)$$

Relațiile (2.31) și (2.32) sînt corecte numai dacă se admite o ipoteză simplificatoare și anume aceea că forța axială N se află în planul guseului $\alpha - \alpha$, pe care se consideră rabătute secțiunile de rupere a cordoanelor de sudură.

Sudurile se calculează la eforturile axiale (2.31) și (2.32) considerînd că tensiunile tangențiale în secțiunea de rupere a îmbinării sînt constante și se distribuie uniform pe lungimea cordonului

de sudură.

In conformitate cu aceste simplificări, vectorul forțelor nodale echivalente se poate determina prin repartizarea forțelor axiale N_1 și N_2 punctelor nodale situate pe lungimea cordoanelor de sudură.

2.5.2 Caz particular de încărcare a guseului

Studiile întreprinse pînă în prezent au demonstrat că distribuția eforturilor unitare de-a lungul cusăturii laterale nu este constantă [73] și [72].

Stabilirea legii de distribuție a tensiunilor tangențiale se face pe cazul simplu de îmbinare a două platbenzi (fig.2.8), luînd în considerare următoarele ipoteze de bază:

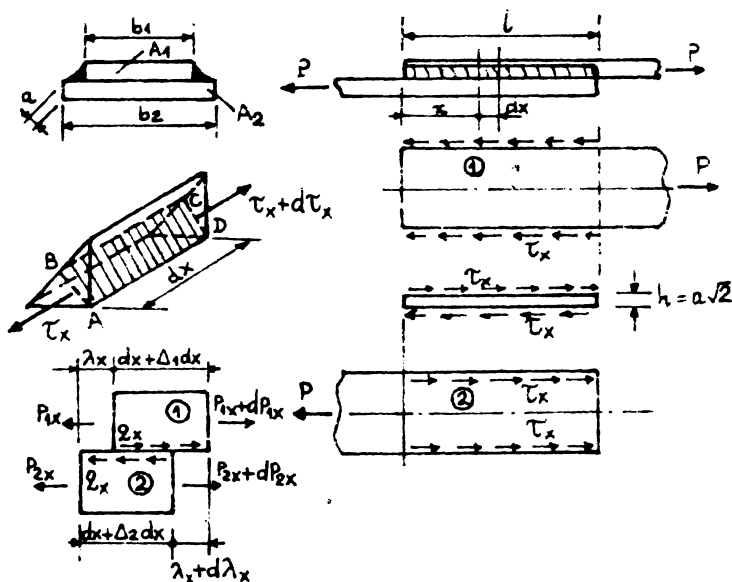


FIG.2.8.

- proporționalitatea între tensiunile tangențiale din cusătură și deplasarea relativă în sens contrar a pieselor sudate;
- distribuția uniformă a tensiunilor normale în secțiunile elementelor sudate;
- neglijarea solicitării de încovoiere datorită acțiunii excentrice a sarcinii;
- eforturile unitare nu depășesc limita de proporționalitate,

deci se aplică legea lui Hooke;

- cusătura de sudură cuprinde întreaga grosime a platbandei.

Se va lua în considerare secțiunea de rupere probabilă a cusăturii, adică secțiunea ABCD din fig. 2.8.

Pentru lungimea dx de îmbinare se poate scrie:

$$P_{1x} + P_{2x} = P \quad (2.33)$$

$$\text{și } q_x dx + dP_{1x} = 0 \quad \text{pentru platbanda superioară} \quad (2.34)$$

$$q_x dx - dP_{2x} = 0 \quad \text{pentru platbanda inferioară}$$

unde:

q_x este forța ce revine unui centimetru lungime de îmbinare.

Rezultă din relațiile anterioare:

$$\frac{dP_{1x}}{dx} = \frac{dP_{2x}}{dx} = \frac{dP_x}{dx} = q_x \quad (2.35)$$

Distribuția static nedeterminată a forțelor P_x din cele două platbande se determină scriind deformațiile elementului de lungime dx :

$$\Delta_1 dx = \frac{P_{1x} dx}{EA_1} \quad ; \quad \Delta_2 dx = \frac{P_{2x} dx}{EA_2} \quad (2.36)$$

Deplasarea relativă λ_x , de sens contrar, între cele două platbande variază cu cantitatea:

$$d\lambda_x = \Delta_1 dx - \Delta_2 dx$$

și cu înlocuirile din (2.36) rezultă:

$$d\lambda_x = \frac{P_{1x} dx}{EA_1} - \frac{P_{2x} dx}{EA_2} = \frac{dx}{E} \left(\frac{P_{1x}}{A_1} - \frac{P - P_{1x}}{A_2} \right) \quad (2.37)$$

Forța q_x transmisă pe unitate de lungime a îmbinării este proporțională cu deplasarea relativă λ_x deci:

$$q_x = k \lambda_x \quad (2.38)$$

unde k este constanta elastică a cusăturii în daN/cm^2

Notînd:

$$m^2 = \frac{k}{EA_1} \left(1 + \frac{A_1}{A_2} \right) \quad \text{și} \quad n = \frac{k}{EA_2} \quad (2.39)$$

rezultă următoarea ecuație diferențială:

$$\frac{d^2 P_{1x}}{dx^2} - m^2 P_{1x} + nP = 0 \quad (2.40)$$

a cărei soluție generală este:

$$P_{lx} = C_1 e^{mx} + C_2 e^{-mx} + \frac{n}{m^2} \quad (2.41)$$

Inlocuind constantele de integrare și ținând cont de (2.39) rezultă :

$$P_{lx} = \frac{P}{(A_1 + A_2) \operatorname{sh} ml} [A_2 \operatorname{sh} mx - A_1 \operatorname{sh} m(1-x)] + \frac{A_1}{A_1 + A_2} P \quad (2.42)$$

$$q_x = \frac{mP}{(A_1 + A_2) \operatorname{sh} ml} [A_2 \operatorname{ch} mx + A_1 \operatorname{ch} m(1-x)] \quad (2.43)$$

și

$$\tau_x = \frac{q_x}{2a} = \frac{P}{2a} \frac{m}{(A_1 + A_2) \operatorname{sh} ml} [A_2 \operatorname{ch} mx + A_1 \operatorname{ch} m(1-x)] \quad (2.44)$$

efortul unitar tangențial în secțiunea longitudinală a cusăturii dat de curba lăntișorului.

In figura 2.9 sînt reprezentate tensiunile tangențiale și modul de scurgere al forțelor dintr-o platbandă în alta pentru cazul ariilor egale ($A_1 = A_2$) și inegale ($A_1 < A_2$).

In cazul general $A_1 < A_2$ punctul de ordonată minimă al curbei lăntișor se deplasează în direcția capătului nesolicitat al platbandei cu secțiune mai mică.

Cea mai mare valoare a efortului unitar din cusătură are loc la capătul nesolicitat al platbandei cu secțiune mai mare.

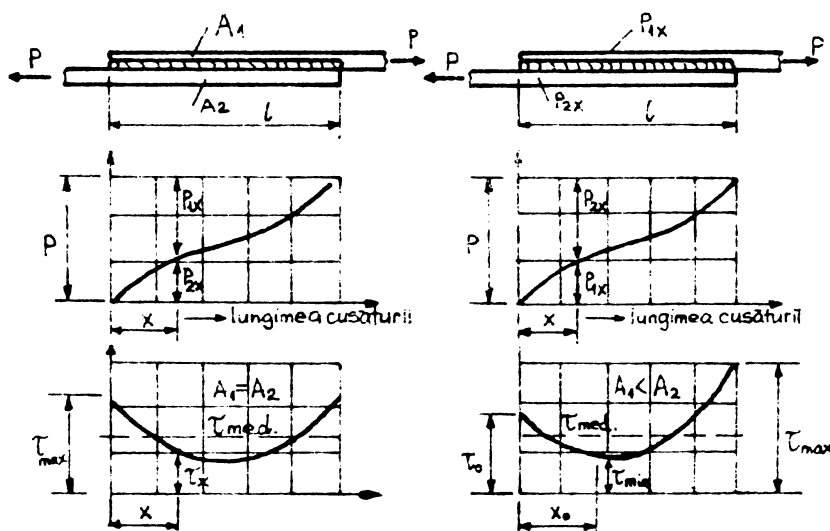


FIG. 2.9.

Luind în considerare distribuția tensiunilor tangențiale după curba lăntișor, forțele nodale echivalente care solicită guseul se pot determina cu relația (2.43). Forța transmisă pe unitate de lungime a îmbinării din relația (2.43) se concentrează în fiecare nod al elementului finit aferent cordonului de sudură. Constanta elastică a cusăturii $-k-$ este determinată analitic sau experimental în funcție de grosimea cusăturii de sudură și se ia din tabelul 2.2 sau figura 2.10.

Tabelul 2.2

[mm]	3,5	4	5	6	8	10	12	14	16	20
K 10^4N/cm^2	715	735	775	810	865	905	935	970	1000	1050

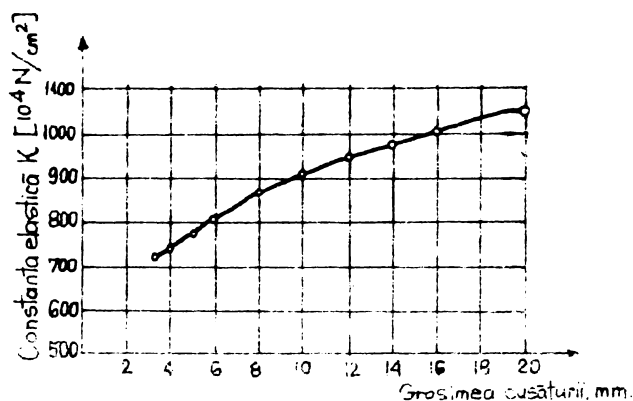


FIG. 2.10.

Determinarea vectorului de încărcare în acest mod s-a aplicat la studiul stării de tensiuni în guseul nodului 4 (fig.1.8) tipul de discretizare E (fig.2.6).

În toate celelalte gusee studiate încărcările nodale s-au aflat conform celor expuse la paragraful 2.5.1.

2.6. PROGRAMUL FEM DE REZOLVARE A PROBLEMELOR PLANE

2.6.1. Descrierea programului

Datorită ușurinței de algoritmare, metoda elementelor finite este extrem de potrivită implementării în programe pe calculator.

Programul utilizat pentru determinarea eforturilor unitare în guseele grinzilor cu zăbrele în soluție sudată este adaptat de autoare după [88] și denumit programul FEM. Deoarece programul inițial descris în lucrarea [88] este construit pentru calculatoare de mare capacitate, a fost necesară o adaptare pentru un calculator cu o capacitate a memoriei mai mică, în speță, calculatorul FELIX C 256.

Programul a fost îmbunătățit în funcție de natura problemei abordate, mărindu-se astfel performanțele sale. Modificările din programul inițial, se vor semnala în aliniatul 2.6.2.

Programul FEM scris în limbajul Fortran IV este alcătuit dintr-un program principal care apelează cinci subrutine. Soluția aceasta este foarte bună dacă modulele sînt suficient de bine standardizate, pentru a putea fi înlocuite în funcție de particularitățile problemei studiate.

Se va discuta în continuare modul de lucru al programului principal și a subrutinelor utilizate.

Programul principal - este un program de analiză a stării liniare de tensiuni și de deformații plane.

Programul principal are doar rolul de a apela subrutinele necesare în ordinea descrisă în Anexa 1.

SUBROUTINA GDATA - conține seturile de date privitoare la : coordonatele nodurilor, noduri caracteristice fiecărui element finit, proprietățile materialului, condiții de margine.

Schema logică a subrutinei se prezintă în anexa 2.

SUBROUTINA LOAD - formează vectorul forțelor nodale echivalente pentru fiecare element finit și apoi pentru întreaga structură. Schema bloc apare în anexa 3.

SUBROUTINA FORMK - generează matricea de rigiditate a structurii: apelînd la subrutina STIFT 2 care formează matricea de rigiditate pentru fiecare element finit. Matricea de rigiditate pentru fiecare element finit se construiește efectuînd operațiile:

- reducerea coordonatelor nodurilor elementului finit la un sistem de axe local;
- construirea matricei $[B]$ din relația (2.27);
- construirea matricei caracteristicilor elastice $[D]$ din formula (2.29) respectiv (2.3');
- se rezolvă produsul matricial $[B]^T [D][B]$ din (2.30);
- se multiplică produsul $[B]^T [D][B]$ cu aria triunghiului;
- dacă este necesar matricea de rigiditate se retransformă în sistemul de coordonate global.

Produsul matricial $[B]^T [D][B]$ este calculat în program în ordinea : întîi se efectuează $[D][B]$ și se depune pe un fișier pentru a fi apelat la calculul tensiunilor și apoi produsul integral $[B]^T [D][B]$ necesar obținerii matricei de rigiditate.

Matricea de rigiditate a structurii se obține prin operația de asamblare a matricilor elementelor finite și conține o serie de termeni nuli. Termenii diferiți de zero se grupează în jurul diagonalei formînd așa numita bandă a matricii de rigiditate (fig.2.11a). Banda include în fiecare linie termeni dispuși simetric față de termenul diagonal.

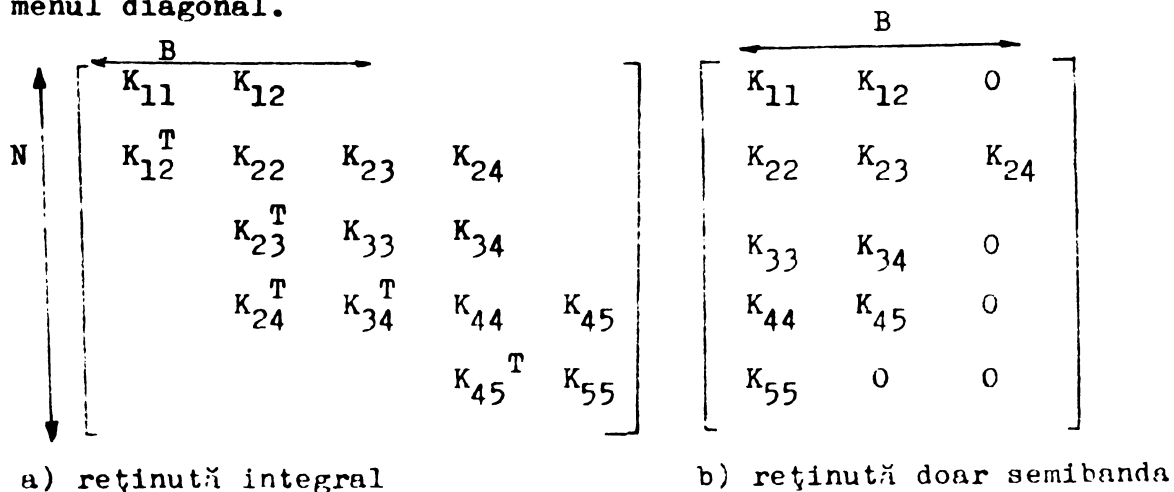


FIG. 2.11

Ținând cont că matricea de rigiditate a structurii este simetrică, apare convenabil să se rețină numai semibanda fiecărei linii (fig. 2.11b). În practică dimensiunea semibenzii este mai mică decât 1/10 din dimensiunile matricei. În afară de economia de memorie ce se face prin utilizarea sistemului numit - tehnica matricei bandă - apar avantaje importante și la rezolvarea sistemului de ecuații

$[K]_S \{U\}_S = \{F\}_S$, întrucât numărul de operații scade de la $N^3/6$ la $N \times B^2/2$ pentru sistemele bandă. Cu N s-a notat numărul ecuațiilor sau numărul de linii, iar prin B dimensiunile benzii. În cazul problemelor curente la care N este de 20 ... 30 de ori mai mare decât B , economia de timp de calcul este foarte importantă.

O valoare redusă a semibenzii se poate obține de obicei, prin simpla numerotare a nodurilor în lungul dimensiunii mai mici a structurii.

În cadrul subrutinei FORMK se pregătește matricea de rigiditate în vederea rezolvării sistemului de ecuații (2.19).

Astfel, se elimină gradele de libertate de corp rigid, operație ce se poate urmări în exemplul de mai jos. Se consideră sistemul de ecuații de forma:

$$\begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} & K_{14} \\ K_{21} & K_{22} & K_{23} & K_{24} \\ K_{31} & K_{32} & K_{33} & K_{34} \\ K_{41} & K_{42} & K_{43} & K_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \\ U_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \\ F_4 \end{Bmatrix} \quad (2.45)$$

și deplasările prescrise $U_1 = \beta_1$ și $U_3 = \beta_3$

Prin eliminarea gradelor de libertate de corp rigid se înțelege efectuarea operațiilor din (2.46):

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_{22} & 0 & K_{24} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & K_{42} & 0 & K_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \\ U_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \beta_1 \\ F_2 - K_{21}\beta_1 - K_{23}\beta_3 \\ \beta_3 \\ F_4 - K_{41}\beta_1 - K_{43}\beta_3 \end{Bmatrix} \quad (2.46)$$

În situația deplasărilor împiedicate introducerea condiției $U_1 = 0$ în sistemul (2.19) se realizează prin simpla omitere a ecuației 1 din sistem. Corespunzător înlocuirii $U_1 = 0$, în sistemul rămas coloană 1 a matricei $[K]_8$ trebuie de asemenea omisă.

Schemele bloc ale subrutinelor STIFT 2 și FORMK se găsesc în anexele 4 și 5.

SUBROUTINA SOLVE - rezolvă sistemul de ecuații (2.19) aflînd deplasările nod $\{U\}_8$

Caracteristicile de simetrie și bandă ale matricei de rigiditate a structurii sînt avantajoase în cazul rezolvării ecuațiilor din sistem cu procedeul de eliminare Gauss. În cadrul eliminării Gauss, din prima ecuație a sistemului se explicitează U_1 și se înlocuiește în ecuația 2 ... n, din a doua ecuație se explicitează U_2 și se înlocuiește în ecuațiile 3 ... n, din a treia U_3 etc. În acest fel, matricea de rigiditate a structurii se reduce la partea de deasupra diagonalei - operație denumită triunghiularizare - avînd termenii diagonalei unitari.

Vectorul termenilor liberi, se modifică de asemenea la fiecare substituție.

Necunoscutele se găsesc prin substituția înapoi, astfel că U_1 este ultima necunoscută calculată.

Anexa 6 cuprinde schema bloc a subrutinei.

SUBROUTINA STRESS - determină starea de tensiune.

Pentru a calcula eforturile unitare $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$, tensiunile principale și direcțiile lor sînt necesare trei operații de bază:

- determinarea deplasărilor nodale în sistemul de coordonate propriu fiecărui element finit;

- determinarea tensiunilor $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ din relația (2.29) prin apelarea matricei de tensiuni a fiecărui element finit calculată în subrutina STIFT 2;

- determinarea tensiunilor principale și a direcțiilor lor.

Anexa 7 cuprinde schema bloc a acestei subrutine.

2.6.2. Modificări și îmbunătățiri ale programului

În afară de adaptarea programului de calcul din lucrarea [88] pentru calculatorul FELIX C 256, autoarea i-a adus unele îmbunătățiri și modificări.

Inițial programul avea capacitatea: o sută de puncte nodale, două sute de elemente finite și două sute de elemente cu materiale diferite.

Datorită necesităților impuse de un studiu mai amănunțit al stării tensiunilor din gusee, precum și dimensiunile geometrice mai mari ale acestora s-a impus o mărire obligatorie a performanțelor programului inițial.

Astfel actual se pot utiliza 160 puncte nodale și 320 elemente finite, proprietățile materialului putându-se de asemenea modifica de la element la element.

Lucrându-se cu un număr mare de elemente finite condiția specificată de programul inițial din [88] și anume: diferența între cifra primului nod al elementului finit și ultima să nu depășească cifra zece, devine greu de satisfăcut și se consumă mult timp la numerotarea punctelor nodale. Soluția imediată a fost mărirea acestei diferențe de la zece la douăzeci și cinci, numerotarea nodurilor devenind o operație mai suplă.

Programul din [88] citește condițiile de margine ca o combinație a cifrelor 0 și 1 pentru fiecare grad de libertate, cifra zero însemnând deplasare liberă iar cifra unu deplasare împiedicată.

Astfel:

01 însemnează deplasare liberă după x și împiedicată după direcția Y

10 înseamnă deplasare împiedicată după x și liberă după Y

11 deplasare împiedicată după ambele direcții

Intrucât există și a patra posibilitate și anume guseul se află în echilibru sub acțiunea încărcărilor s-a introdus și condiția ca punctele nodale de pe marginile guseului să nu aibă deplasări împiedicate.

Tinînd cont de mărirea programului, datele de intrare trebuie controlate. De aceea în subrutina FORMK în momentul cînd din calcule rezultă o arie negativă sau nulă, ea se semnalează și calculul se întrerupe.

Programul inițial execută această operație la prima arie negativă sau nulă fără a le calcula și pe cele care urmează. Inconveniența a fost eliminată, controlul a fost extins asupra tuturor elementelor în același timp, astfel încît calculul se întrerupe după ce s-au afișat toate elementele cu suprafețe nule sau negative. Se economisește în acest fel timpul de rulare al problemei, iar erorile sînt detectate imediat în coordonatele nodurilor respective, sau în topologia elementului finit respectiv.

Pentru matricea de rigiditate s-a mărit dimensiunea semibenzii de la 40 la 50, operația de numerotarea nodurilor fiind mai simplă, avînd în vedere numărul sporit de elemente finite utilizate.

• In anexa 8 se află programul de calcul cu modificările specificate. Programul FEM se poate utiliza separat sau împreună cu programul PLOTT de reprezentare a tensiunilor principale. Dacă se introduce și programul PLOTT, programul FEM va rezolva doar cîte o singură problemă, datorită cantității mari de date pe care trebuie să le stocheze pentru a fi apelate la trasarea tensiunilor extreme și direcțiilor lor.

2.7. REPREZENTAREA TENSIUNILOR PRINCIPALE

PROGRAMUL PLOTT

Interpretarea datelor listate de programul FEM este anevoioasă datorită cantității mari de informații furnizate.

Soluția ideală este interpretarea automată a valorilor calculate. Întrebarea firească care se pune este : care rezultate se transferă în desene?

Cel mai frecvent este reprezentată starea de tensiuni, și cu precădere tensiunile principale.

Echipamente existente permit trasarea tensiunilor extreme în două variante:

- reprezentarea acestora pentru fiecare element finit;
- desenarea directă a traiectoriilor tensiunilor principale.

Din dorința de a trage și alte concluzii decât cele referitoare la traiectoria principală, s-a utilizat prima variantă de interpretare a tensiunilor care este și mai simplă.

Programul PLOTT elaborat de autoare are în mare posibilitatea de a trasa rețeaua de elemente finite și vectorii tensiunilor maxime și minime față de centrul de greutate al fiecărui element.

Cu modificări minime, programul PLOTT poate fi utilizat și pentru probleme mai ample din punct de vedere al desenului.

Programul PLOTT este scris în limbajul FORTRAN IV capacitatea sa fiind cea a programului principal FEM. El s-a utilizat pentru toate guseele studiate, de la cel cu 57 elemente finite până la cel cu 278 elemente.

În forma de prezentare din anexa 10, programul PLOTT s-a utilizat pentru masa de trasare DIGIGRAF.

Trasorul DIGIGRAF utilizează ca sursă de date banda perforată. Precizia sa este de o sutime de milimetru, având și posibilitatea măririi sau micșorării automate a desenului la scări divizabile cu doi. În cazul în care se dorește diferențierea unor categorii de in-

formații DIGIGRAF-ul are posibilitatea reprezentării în patru culori interschimbabile automat prin subrutina aferentă a ploterului.

Conform schemei logice din anexa 9 operațiile executate prin program sînt simple.

Scara la care se dorește reprezentarea formei geometrice se stabilește de către solicitant și este transmisă ploterului prin subrutina INI.

În funcție de coordonatele maxime și minime transformate la scara dorită prin subrutina SCA, se fixează dimensiunile finale ale desenului.

Pentru aceste dimensiuni se reprezintă sistemul de referință global prin axele sale cu ajutorul subrutinei AXI. Această secvență de programare a fost concepută în ideea utilizării programului PLOTT și la alte tipuri de echipamente plotter la care nu este posibil să se impună scara de desen, dimensiunile hîrtiei fiind fixe. Este normal, ca în acest caz prin program să se stabilească mărimea de reprezentare a geometriei guseului. Sub această formă programul PLOTT a fost folosit fără subrutina SCA la centrul de calcul al Institutului Politehnic "Traian Vuia" din Timișoara pentru descrierea tensiunilor principale aferente guseului nodului 4, în variantele de discretizare A și C cazurile de încărcare I (fig.3.1,3.7,3.36. Se remarcă că precizia acestui echipament este mult mai mică decît cea a plotterului DIGIGRAF.

Rețeaua de elemente finite se trasează prin punctele nodale în funcție de coordonatele nodului precedent și poziția elementului în structură.

Pentru o reprezentare elegantă s-a introdus în program subrutina CAUT. Aceasta are rolul ca din tabloul declarat al elementelor finite și conexiunilor lor, să selecteze laturile comune a două triunghiuri alăturate. Informația este preluată, iar acul de trasare prin intermediul subrutinei PLOTL și respectiv CAUT descrie rețeaua. În desen se vor parcurge laturile comune doar o dată.

Cu mici modificări de program se poate renunța la vizualizarea modului de discretizare. Una dintre posibilități ar fi determinarea centrului de greutate al triunghiurilor în raport cu sistemul de referință global.

Tensiunile principale se reprezintă în centrul de greutate al fiecărui element triunghiular, aceasta fiind metoda cea mai răspândită. Astfel, se calculează întâi coordonatele centrelor de greutate ale triunghiurilor, iar valorile extreme ale tensiunilor se plasează în funcție de poziția centrului de greutate. Capetele vectorilor se calculează matematic în funcție de coordonatele centrului de greutate. Unghiul α dintre tensiunea maximă și verticală este cunoscut, prin urmare prima linie trasată de acul ploterului va fi tensiunea maximă.

Cunoscând că tensiunea minimă este perpendiculară pe prima se pot calcula în mod similar coordonatele capetelor acestui vector, și se trasează și tensiunea minimă la rîndul ei. Operația de depunere pe hîrtie se face prin subrutina LIN a plòterului pînă la epuizarea tuturor elementelor finite.

În cadrul acestei probleme se menționează că scara de reprezentare a celor două tensiuni se alege prin program în funcție de valorile maxime și minime, negative sau pozitive, cele mai mari. Pe tot parcursul execuției se păstrează același raport între cele două tensiuni și astfel concluziile care pot fi extrase sînt reale. Dacă scara de trasare a tensiunilor nu este convenabilă, executantul poate interveni imprimînd un anumit raport între cele două valori, pentru o identificare mai rapidă a traiectoriilor principale.

Scrierea valorilor tensiunilor este opțională. Pentru reprezentarea din figura 3.7 sînt notate mărimile tensiunilor extreme. În celelalte desene s-a renunțat la scrierea valorilor tensiunilor extreme deoarece această operație consumă mult timp.

C A P I T O L U L III

DETERMINAREA STĂRII DE TENSIUNE ÎN GUSEELE

SUDATE

3.1. GUSEU DE TALPA SUPERIOARA CU UN MONTANT (NODUL 4)

În nodul din figura 3.1 concură trei bare: talpa superioară a fermei și un montant. Secțiunea transversală a tălpii este compusă din două corniere cu aripi egale cu dimensiunile $140 \times 140 \times 12$, iar pentru montant din două corniere cu dimensiunile $50 \times 50 \times 6$.

Îmbinarea barelor în nod se face prin intermediul guseului TG 12x240-270, care se taie dintr-o tablă groasă de formă dreptunghiulară conform desenului.

Prinderea cornierelor se execută prin suduri în colț. Întrucât valorile eforturilor de la talpa superioară sînt egale sudura de la acest nivel se stabilește din condiții constructive. Sudura se execută în canal, guseul fiind retras de la nivelul tălpii superioare datorită prinderii panii în nod. Efortul axial de compresiune din montant se predă guseului prin cordoanele de sudură cu lungimi de $L_1 = 85$ mm și $L_2 = 50$ mm. Suprapunerea cornierelor aferente montantului peste guseu are loc însă pe o lungime de 95 mm. Din aceste considerente în funcție de poziția și lungimea sudurilor s-au studiat mai multe variante de încărcare prezentate sintetic în tabelul 2.1.

Astfel, dimensiunea maximă a îmbinării s-a considerat 95 mm și 85 mm, iar lungimea minimă de 50 mm s-a păstrat constantă, dar ocupă mai multe poziții.

Așa cum s-a prezentat în capitolul II subpunctul 2.4.2 s-au utilizat cinci moduri de discretizare dintre care trei distincte.

Încărcările transmise guseului s-au determinat ca forțe nodale echivalente conform celor expuse în aliniatul 2.5 capitolul II.

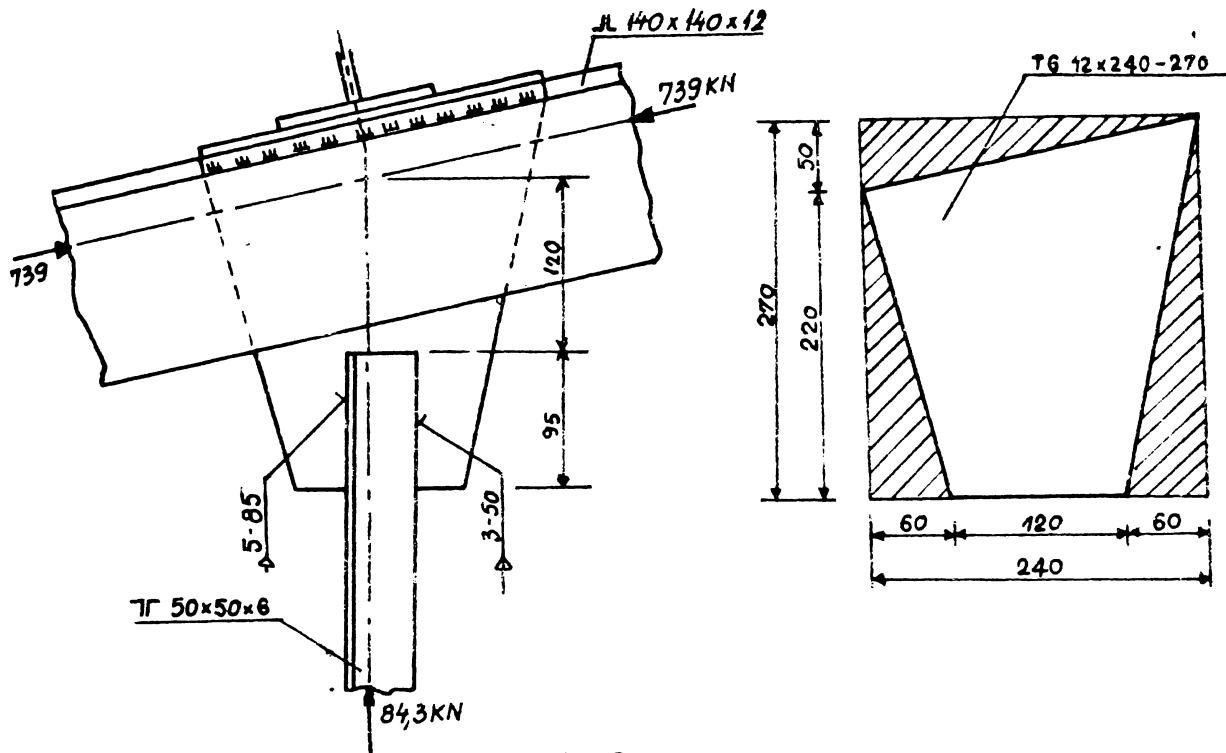


FIG. 31

Condițiile de margine s-au impus prin împiedicarea deplasărilor pe verticală la nivelul superior al guseului.

Valorile tensiunilor σ_x , σ_y , τ_{xy} , σ_{\max} , σ_{\min} s-au calculat cu programul FEM din anexa 8. Caracteristicile materialului sînt: modulul de elasticitate pentru oțel OL 37 $E = 2,1 \times 10^6$ daN/cm², iar coeficientul lui Poisson s-a considerat $\nu = 0,3$. Pentru reprezentarea lor principale s-a apelat la programul PLOTT din anexa

Se prezintă în continuare variantele studiate pentru guseul cu un montant în ordinea în care au fost abordate

3.1.1 Tipul de discretizare A

Modelul de calcul însemnat cu litera A și reprezentat în figura 3.2, utilizează triunghiuri cu forme regulate dispuse aproape simetric față de linia mediană în planul vertical al guseului. Dimensiunile elementelor finite sînt gradate de la mai mici în partea inferioară la mai mari în rest, unde efectul forței de compresiune transmise de montant este mai mic.

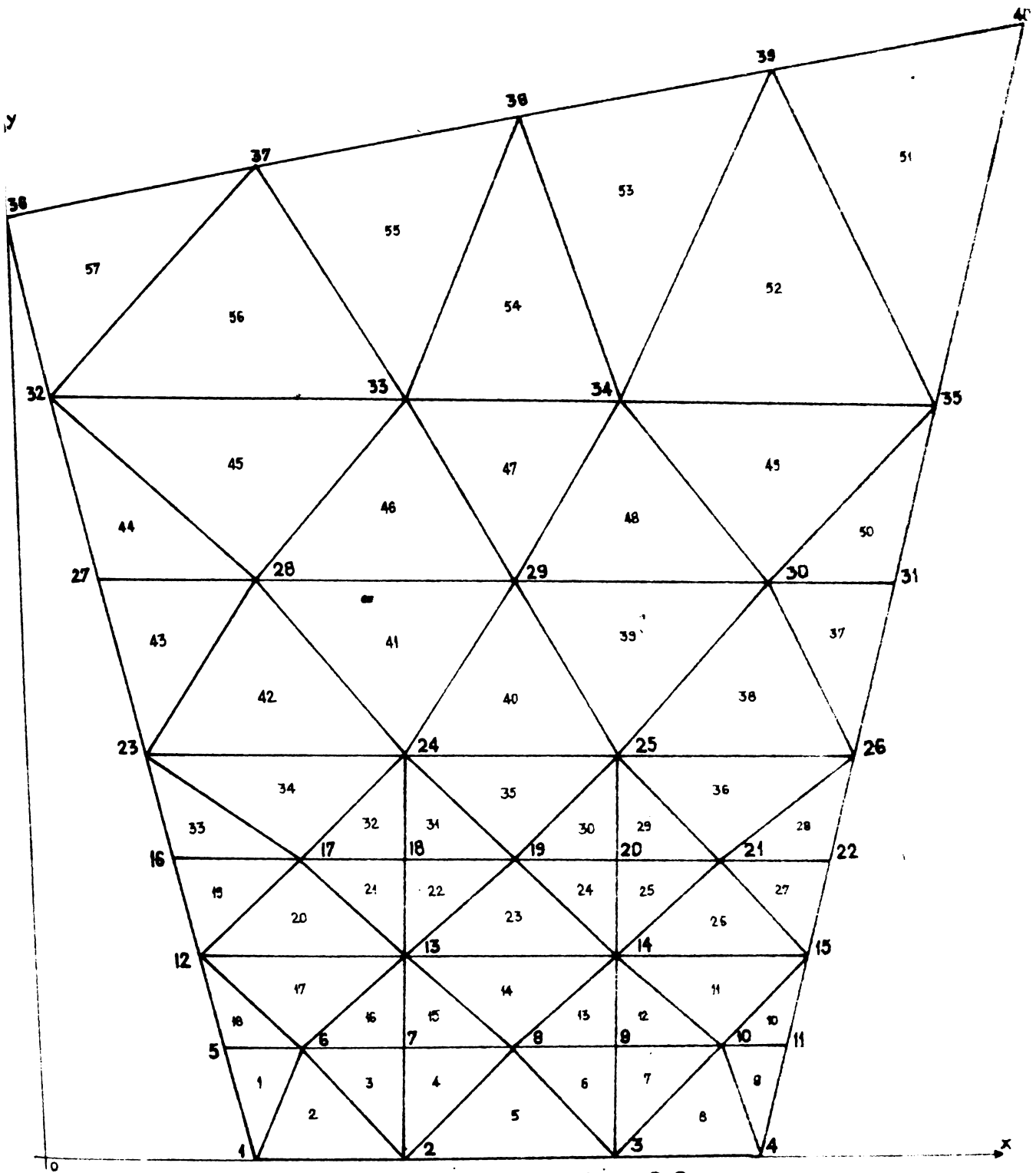


FIG. 3.2

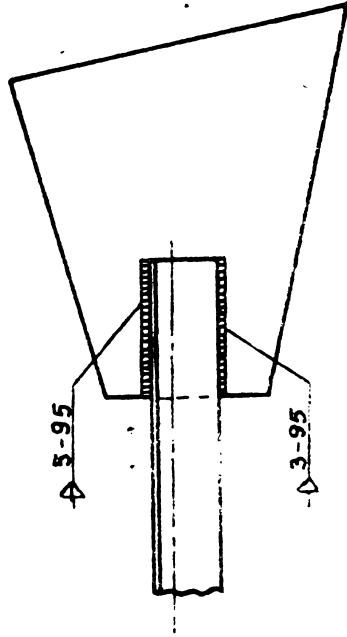
În cadrul acestei împărțiri s-a ajuns la 40 de puncte nodale, și 57 elemente finite.

Sistemul global de axe este cel ales în fig. 3.2. Fiecare element finit are cel puțin una din laturi paralelă cu axa x sau y a sistemului de coordonate general.

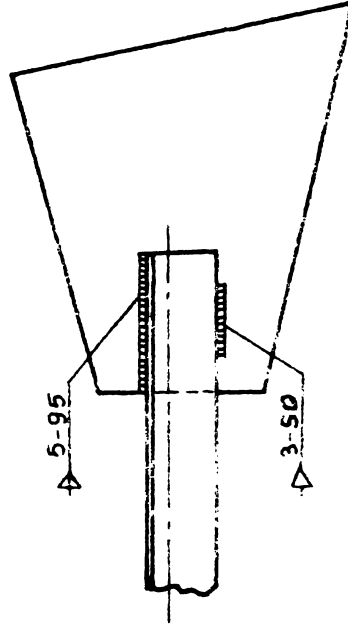
Se remarcă că în dreptul sudurilor există conexiuni de elemente finite - de exemplu nodurile 2,7,13,18,24 - în corespondență pe ambele margini ale cornierelor. Întrucât forțele exterioare se concentrează în nodurile rețelei prin această împărțire s-a căutat să se acopere și cele patru posibilități de încărcare.

Discretizarea de tip A s-a utilizat pentru o lungime maximă a sudurii de 95 mm, adică considerînd că îmbinarea se extinde pe toată lungimea de suprapunere a celor două piese. Cazurile de poziționare a cordoanelor de sudură care reprezintă de fapt tot atîtea soluții de încărcare se văd în figura 3.3. Variantele I, III și IV pot proveni și din faptul că executantul nu respectă indicațiile proiectantului în privința îmbinării.

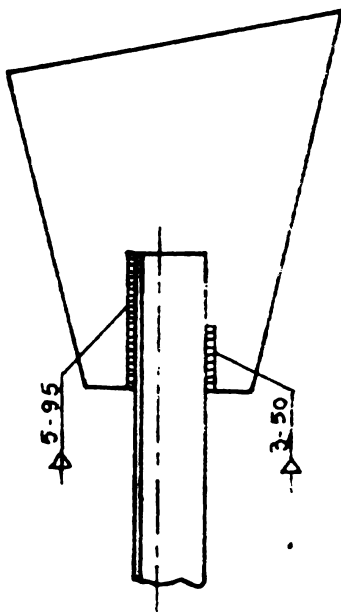
a) CAZ I



b) CAZ II



c) CAZ III



d) CAZ

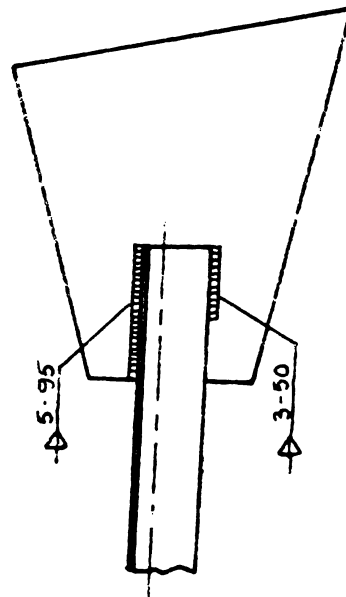
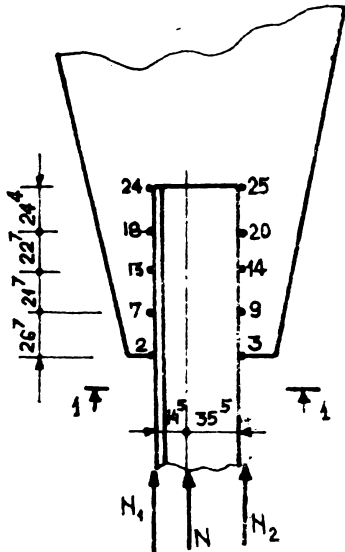


FIG 33

3.1.1.1. Cazul I de încărcare (fig.3.3a)

Pentru această situație se detaliază modul de obținere al vectorului încărcărilor, celelalte cazuri fiind similare. Se vor pune în evidență eventualele modificări care survin la fiecare caz în parte.



Forța axială N are valoarea $84,3 \text{ kN}$ și se descompune la nivelul sudurilor în forțele N_1 și N_2 (fig.3.4) conform relațiilor (2.31) și (2.32)

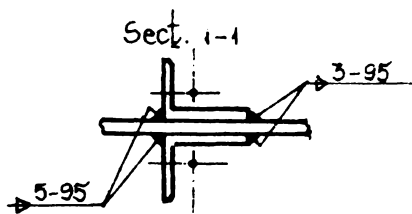
$$N_1 = N \frac{b-e}{b} = 84,3 \frac{5-1,45}{5} = 59,855 \text{ kN} \quad (3.1)$$

$$N_2 = N \frac{e}{b} = 84,3 \frac{1,45}{5} = 24,447 \text{ kN}$$

Considerînd că forțele se transmit uniform în lungul îmbinării pe lungimea de 95 mm rezultă:

$$\frac{N_1}{l_s} = \frac{5985,3}{9,5}$$

$$\frac{N_2}{l_s} = \frac{2444,7}{9,5}$$



valori care se concentrează în nodurile indicate în fig. 3.4 astfel:

FIG.3.4.

$$N_2 = \frac{5985,3}{9,5} \cdot \frac{2,67}{2} = 837 \text{ daN}$$

$$N_3 = 341,7 \text{ daN}$$

$$N_7 = \frac{5985,3}{9,5} \cdot \frac{(2,67+2,17)}{2} = 1517 \text{ daN}$$

$$N_9 = 619,5 \text{ daN}$$

$$N_{13} = \frac{5985,7}{9,5} \cdot \frac{(2,17+2,27)}{2} = 1391 \text{ daN}$$

$$N_{14} = 568,3 \text{ daN}$$

$$N_{18} = \frac{5985,7}{9,5} \cdot \frac{(2,27+2,44)}{2} = 1476 \text{ daN}$$

$$N_{20} = 602,8 \text{ daN}$$

$$N_{24} = \frac{5985,7}{9,5} \cdot \frac{2,44}{2} = 765 \text{ daN}$$

$$N_{25} = 312,3 \text{ daN}$$

În anexa 1.1 sînt toate datele privitoare la geometria, rezemarea și încărcarea guseului, precum și valorile tensiunilor calculate cu programul FEM.

Scurgerea eforturilor în lungul guseului se poate urmări în figura 3.5. Cele șapte secțiuni indică valorile tensiunilor σ_y în

diferite etape de predare a încărcărilor din corniere în gusea.

Tensiunile tangențiale din secțiunile imediat vecine zonelor de îmbinare sînt date în figura 3.6 . Micile discontinuități se datoresc naturii aproximative a metodei și modului de discretizare a respectivelor porțiuni.

Tensiunile principale și direcțiile lor sînt reprezentate în figura 3.7. Trasarea s-a efectuat de către plotterul aflat la Centrul de calcul al Institutului Politehnic "Traian Vuia" din Timișoara. Se pot observa mici erori de desen atît în privința rețelei cît și în privința scrierii valorilor tensiunilor principale. Aceste deficiențe au fost înlăturate prin folosirea unui alt echipament ploter, mai perfecționat, și prin renunțarea la scriere care ocupă un timp îndelungat.

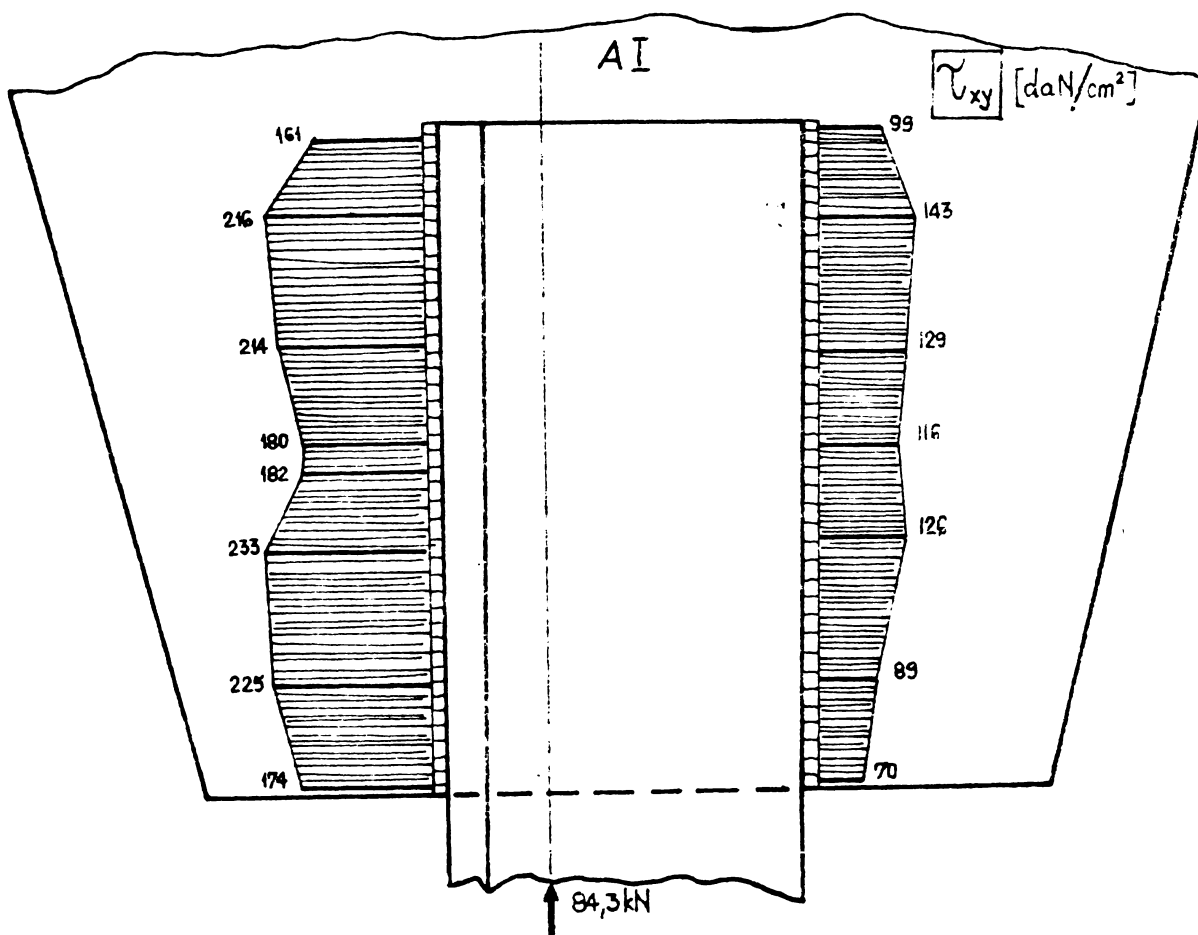
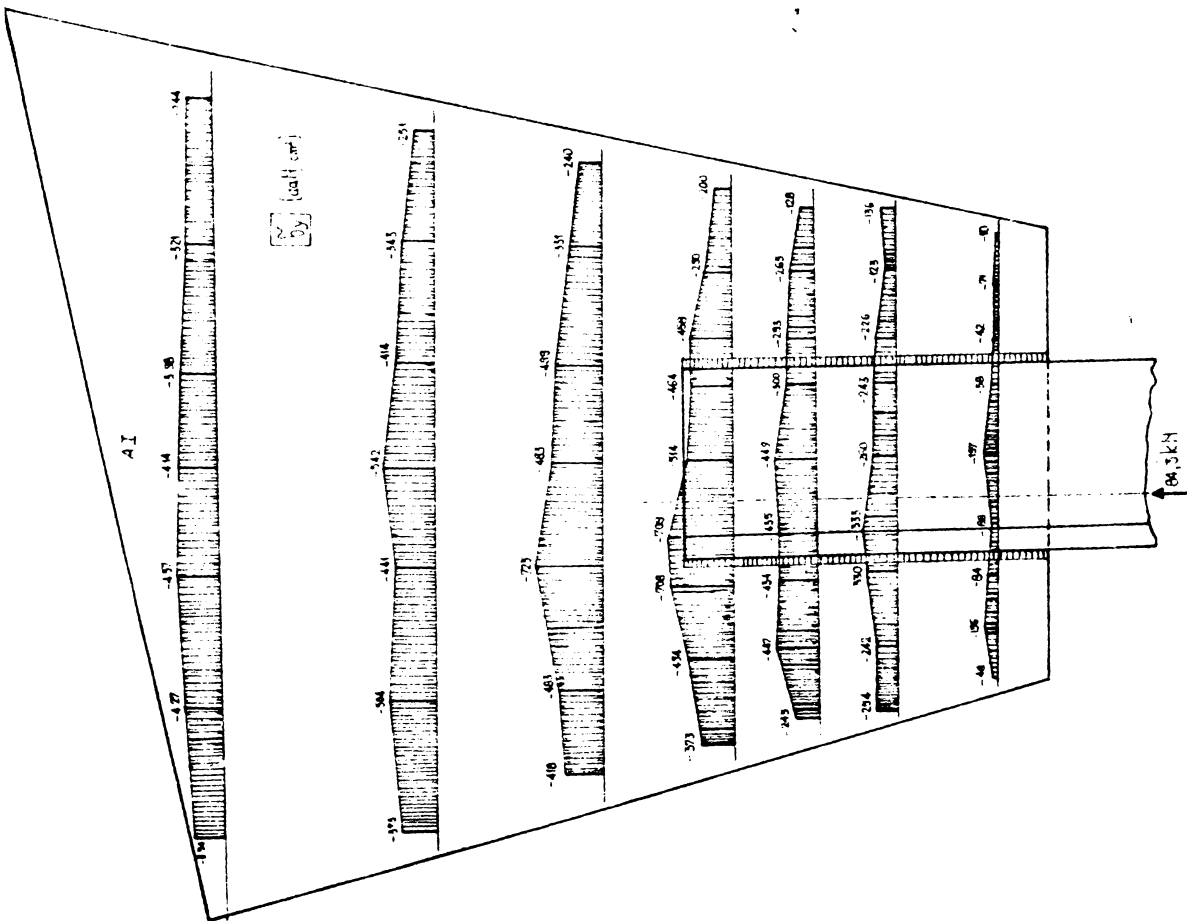
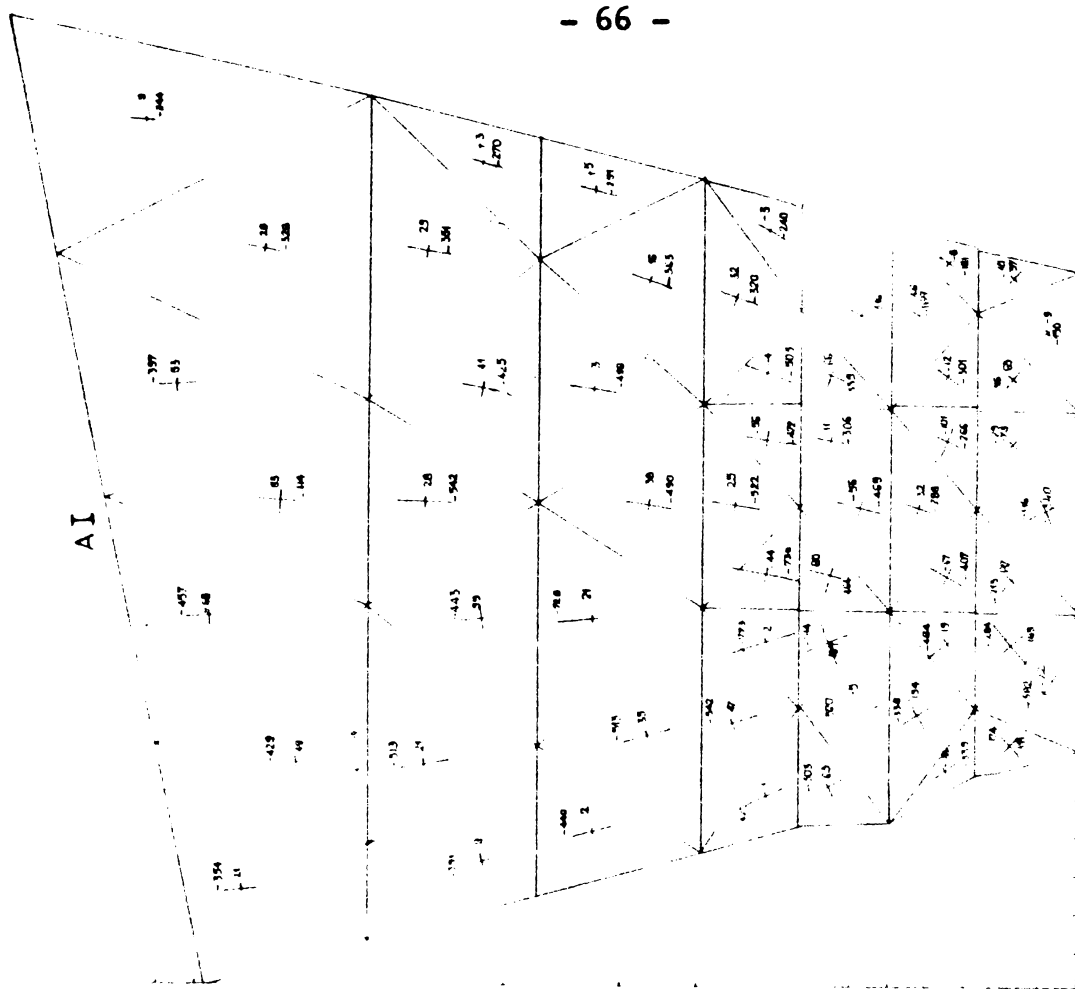


FIG. 3.6



3.1.1.2 Cazul II de încărcare (fig.3.3b)

Așa cum rezultă din figura 3.3b această variantă păstrează lungimea maximă a cordonului de sudură de 95 mm, însă pentru prelucerea forței axiale mai mici cordonul scurt se centrează. Procedând similar ca și în cazul precedent se determină starea de tensiuni prezentată în anexa 12.

Tensiunile normale σ_y s-au reprezentat în lungul guseului în secțiunile caracteristice considerate și se află în figura 3.8. Tensiunile tangențiale din figura 3.9 s-au ilustrat în lungul cordonelor de sudură. Tensiunile principale sînt desenate automat în figura 3.10 de un echipament ploter tip DIGIGRAF, cu caracteristici superioare celui utilizat pentru cazul anterior de încărcare.

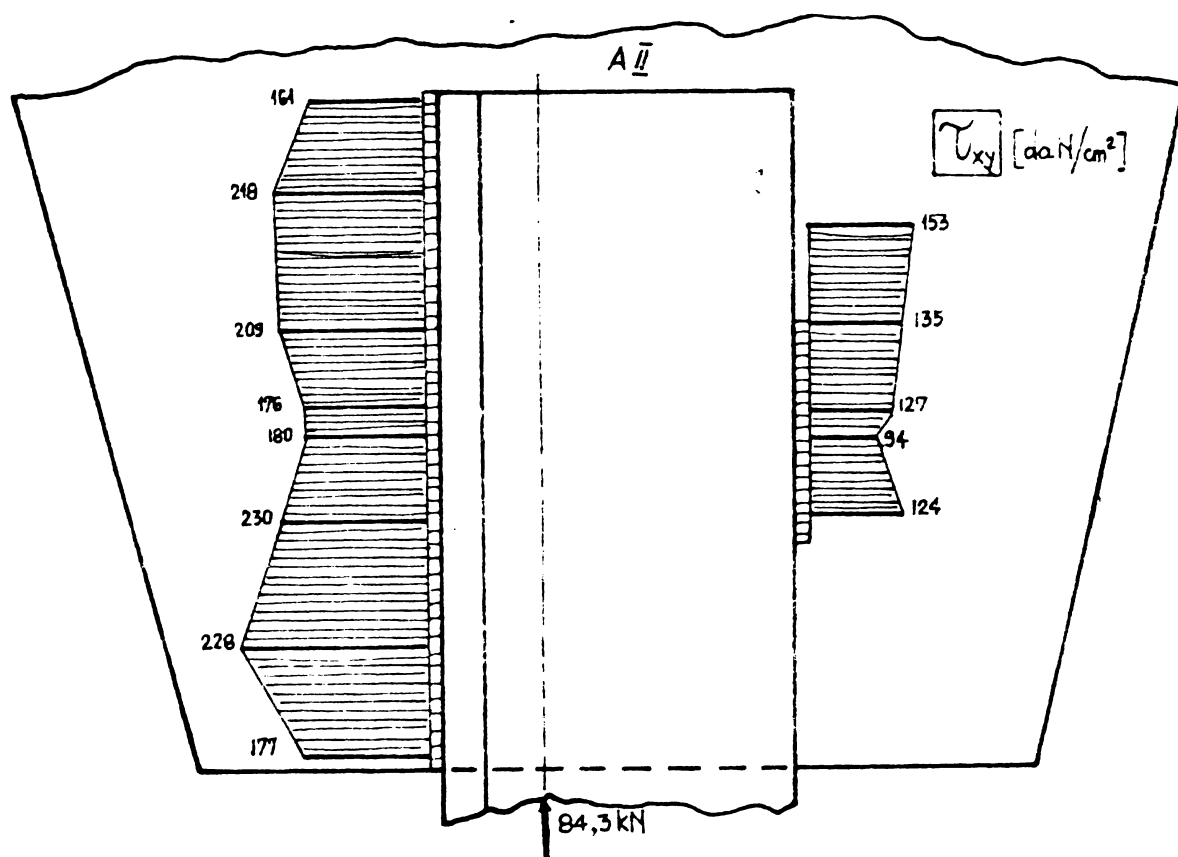


FIG. 3.9

3.1.1.3 Cazul III de încărcare (fig.3.3c)

În situația III, îmbinarea scurtă începe imediat la intrarea guseului, deci este descentrată. Forțele nodale echivalente se determină cu ușurință iar rezultatele calculelor se află în anexa 13 sub forma tensiunilor normale tangențiale și extreme.

Tensiunile normale σ_y în secțiuni semnificative s-au trasat în fig. 3.11, cele tangențiale τ_{xy} în lungul îmbinărilor în fig. 3.12 iar tensiunile principale și direcțiile lor rezultă din figura 3.13. Desenul este executat tot de ploterul DIGIGRAF.

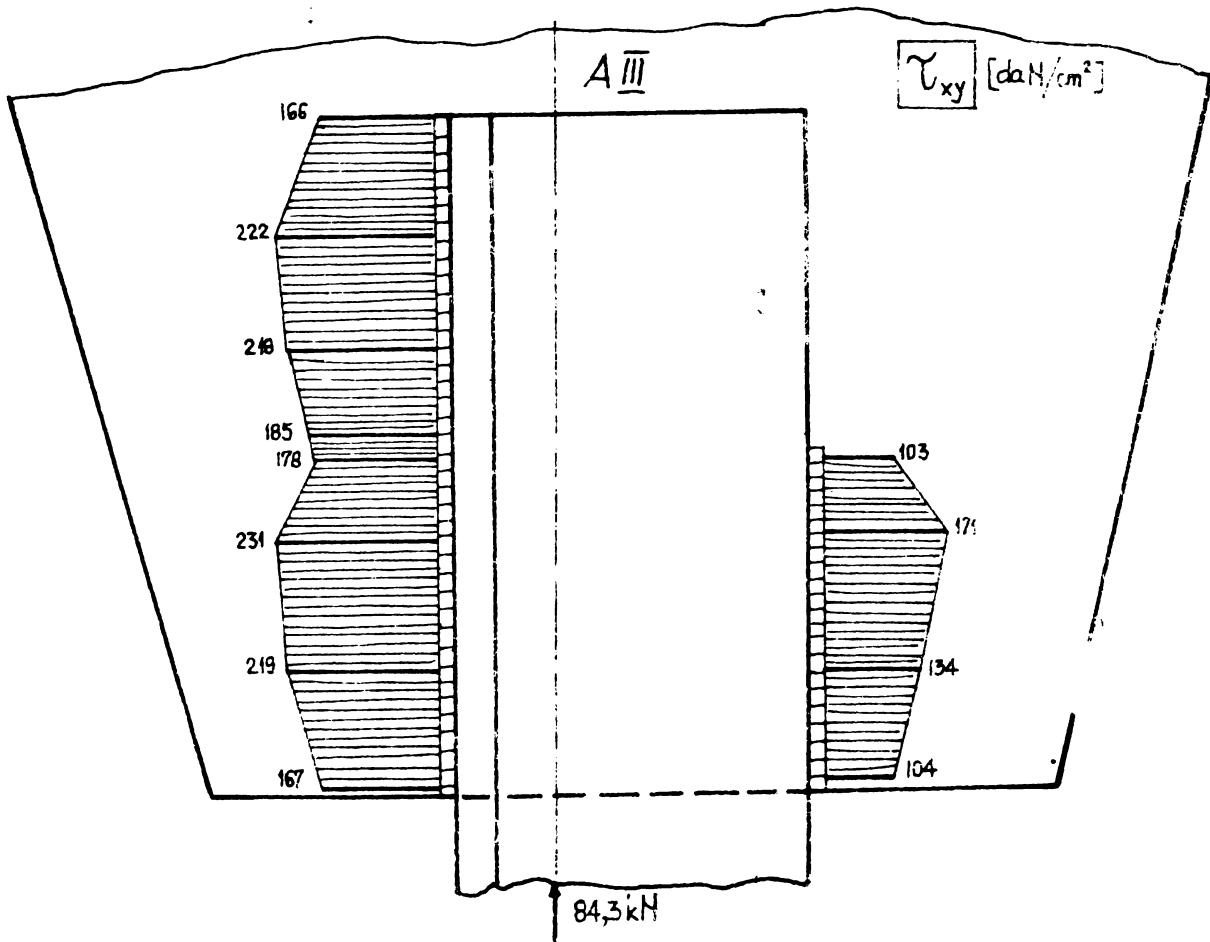


FIG. 3.12

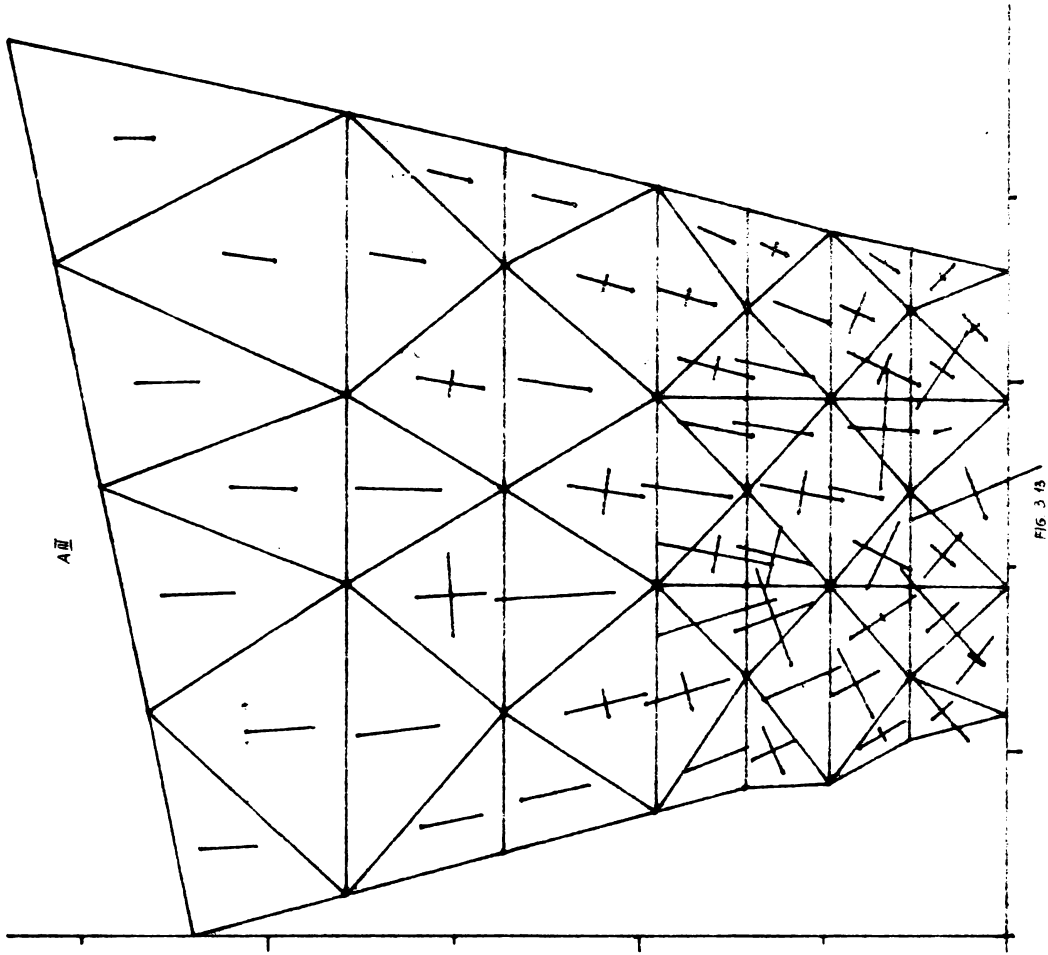


FIG. 3.13

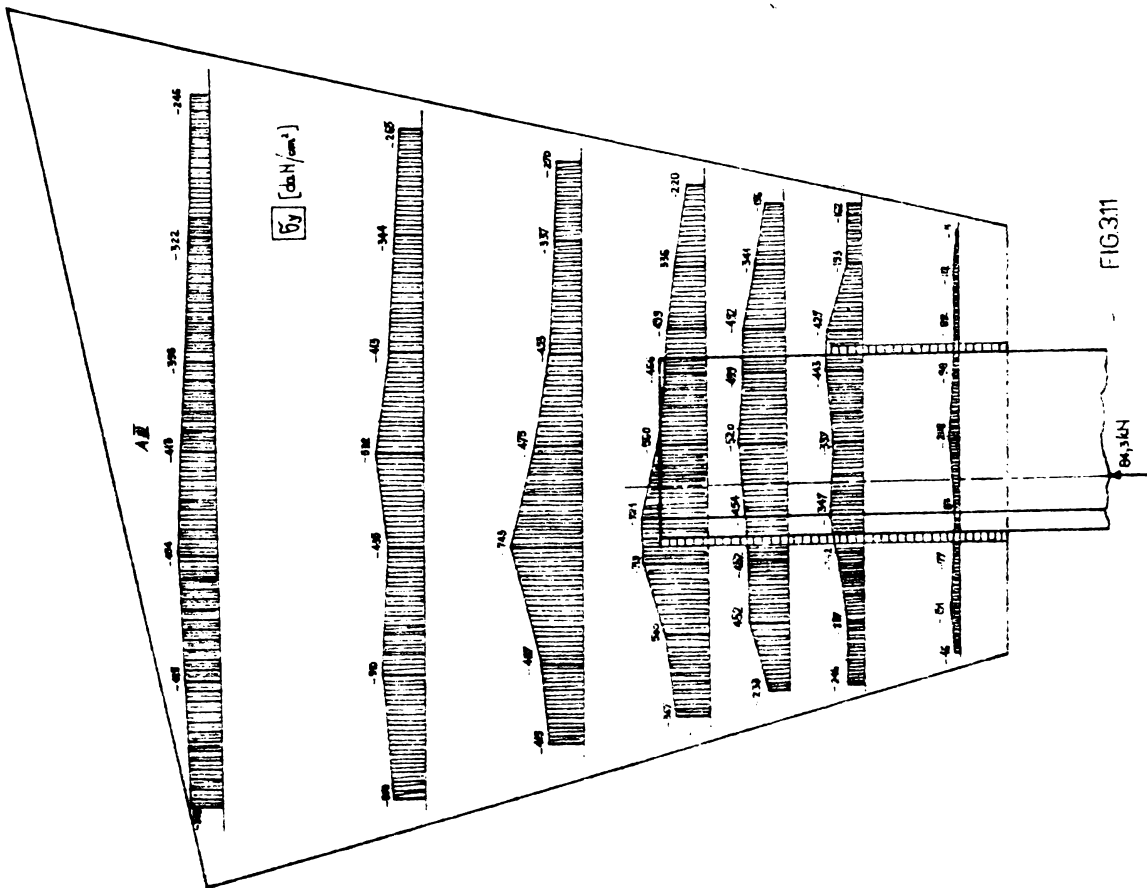


FIG. 3.11

3.1.1.4 Cazul IV de încărcare (fig.3.3d)

Această ultimă variantă studiată pentru discretizarea tip A se referă tot la o îmbinare descentrată, sudura fiind situată în zona de întrerupere a cornierelor pe lungime de 50 mm.

Considerînd posibil și acest plasament cu valorile tensiunilor listate în anexa 14 s-au reprezentat eforturile unitare σ_y în fig. 3.14. Secțiunile practice pentru înscrierea tensiunilor normale σ_y nu diferă de cele considerate pînă în prezent. Tensiunile tangențiale în zona îmbinărilor sînt desenate în figura 3.15. Automat direcțiile tensiunilor maxime și minime s-au trasat în fig. 3.16 la aceeași scară de reprezentare ca și în cazurile de încărcare anterioare.

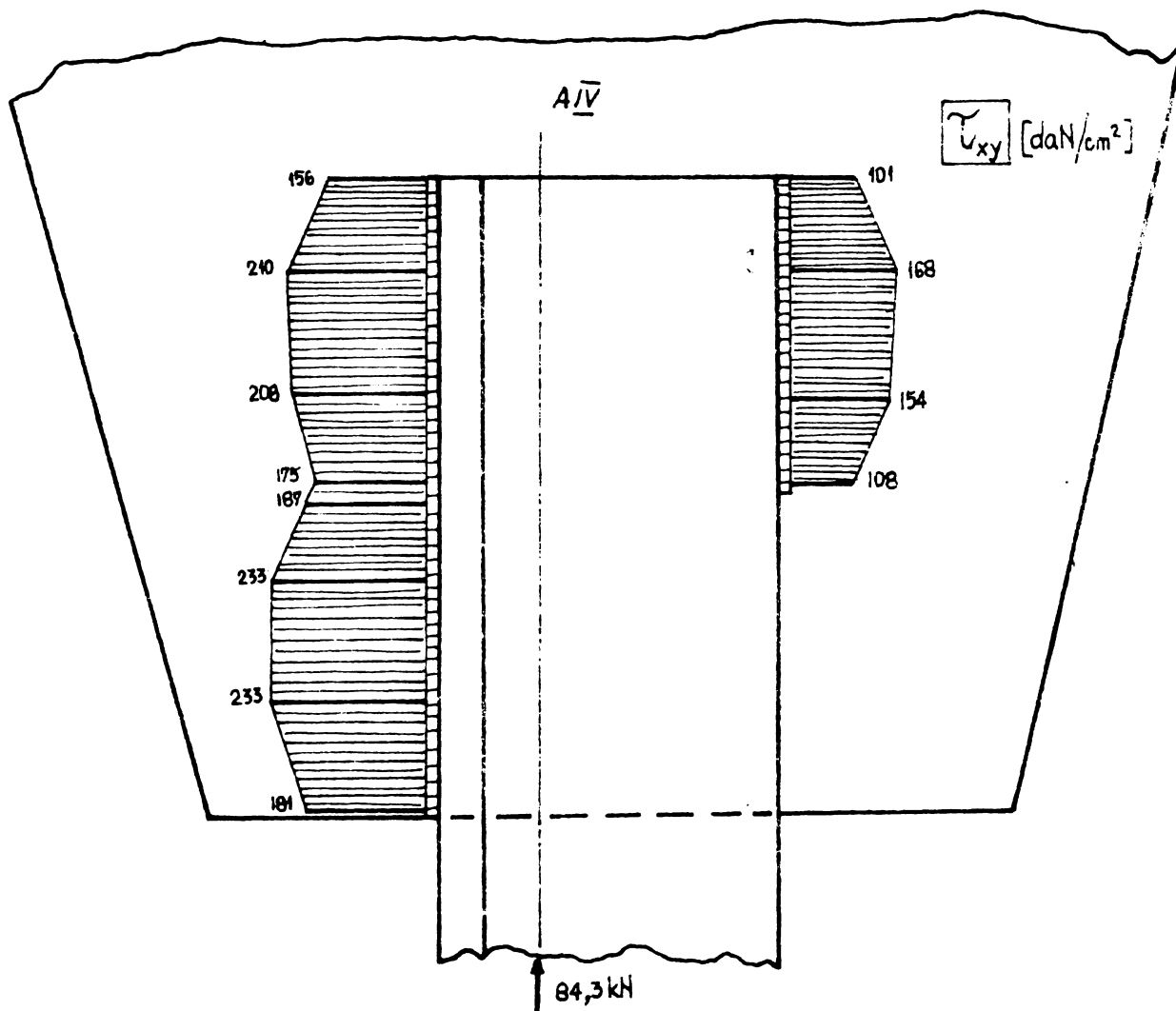
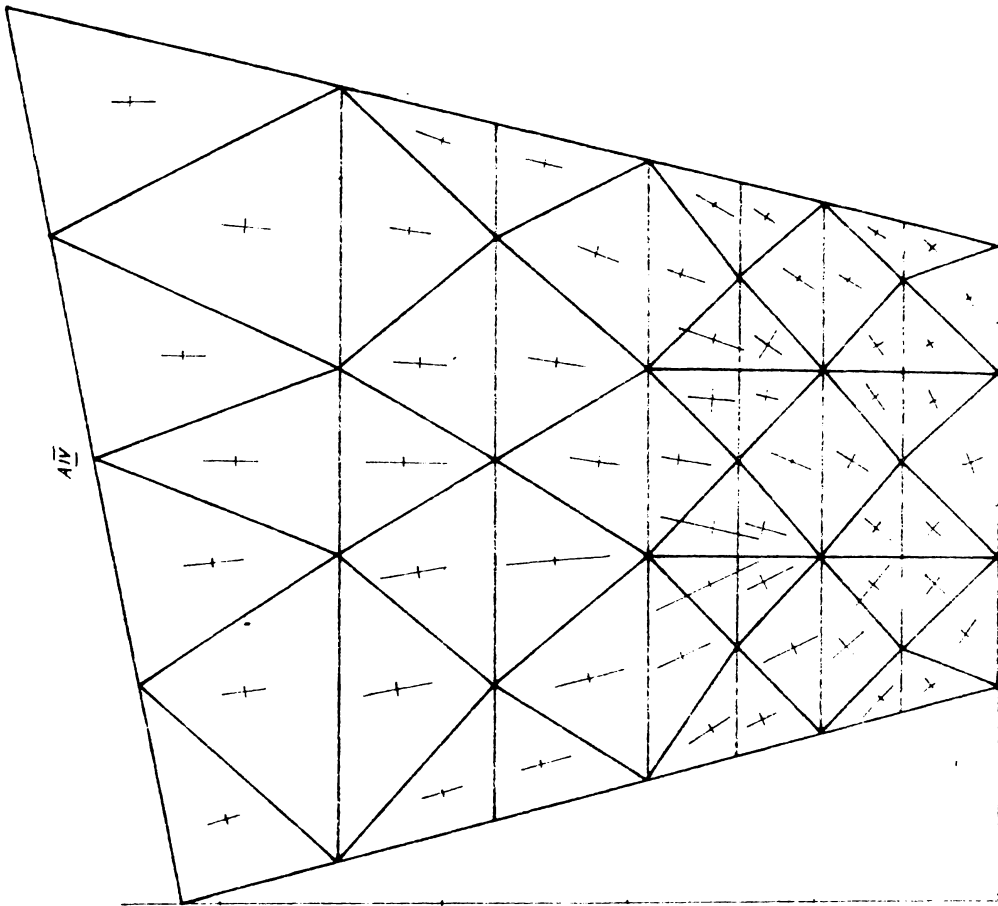
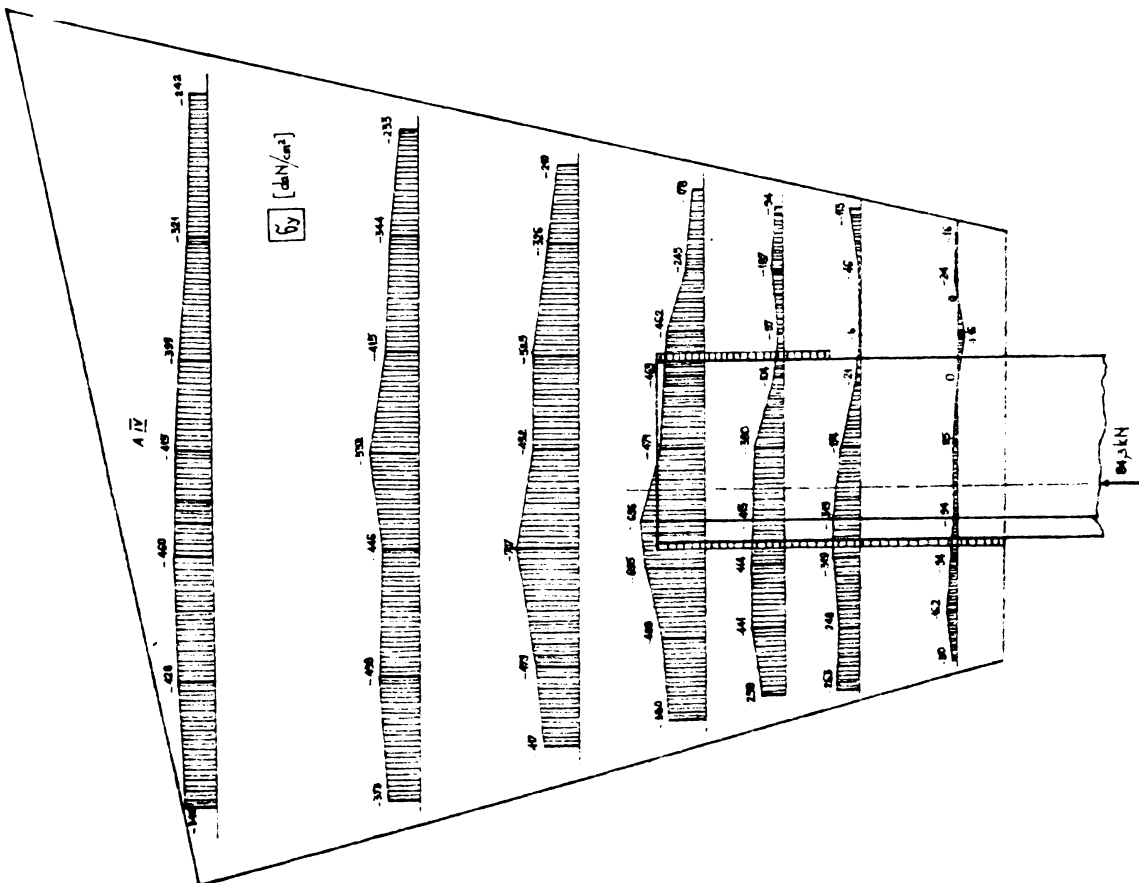


FIG. 3.15



3.1.2 Tipul de discretizare B

Ca și variantă de model de calcul, împărțirea B (fig.3.17) derivă din cea de tip A (fig.3.2). Cazul notat B este adaptat pentru lungime maximă a sudurii de 85 mm, din discretizarea tip.A. În acest scop s-au coborât elementele finite de pe linia însemnată cu nodurile 23,24,25,26 cu 10 mm mai jos. Elementele finite de tipul 37,38... 43 și-au mărit dimensiunile. Acestea sînt singurele modificări practicate față de discretizarea A, dar sînt suficiente pentru ca să modifice anumite caracteristici.

Numărul de elemente finite nu se modifică, adică studiul se efectuează tot cu 57 elemente și 40 de noduri. Nemodificate sînt de asemenea condițiile de rezemare și concepțiile de încărcare.

Pentru o bază de comparație, încărcările introduse în calcule depind tot de cele patru variante de poziționare a cordoanelor de sudură laterale (fig.3.18).

Concentrarea forțelor din relațiile (3.1) este o operație similară cu cea prezentată la punctul 3.1.1.1, însă evident se va ține cont de lungimea de 85 mm de sudură laterală și respectiv 50 mm.

Intrucît calculul nu diferă esențial de cel precedent nu se va trata fiecare caz în parte pe subpuncte.

Valorile listate de calculator se află în ordine în anexele 15, 16,17,18 pentru cazurile de încărcare I,II,III și IV.

Secțiunile efectuate pentru indicarea tensiunilor normale σ_y sînt în principiu aceleași cu cele din cazul de discretizare A, iar tensiunile tangențiale sînt ilustrate în zonele de îmbinare.

Reprezentările referitoare la tensiunea σ_y se află în ordine în figurile 3.19, 3.20, 3.21, 3.22, iar cele referitoare la tensiunile tangențiale în figurile 3.23, 3.24, 3.25, 3.26.

Trasarea automată a tensiunilor principale se distinge în figurile 3.27, 3.28, 3.29, 3.30.

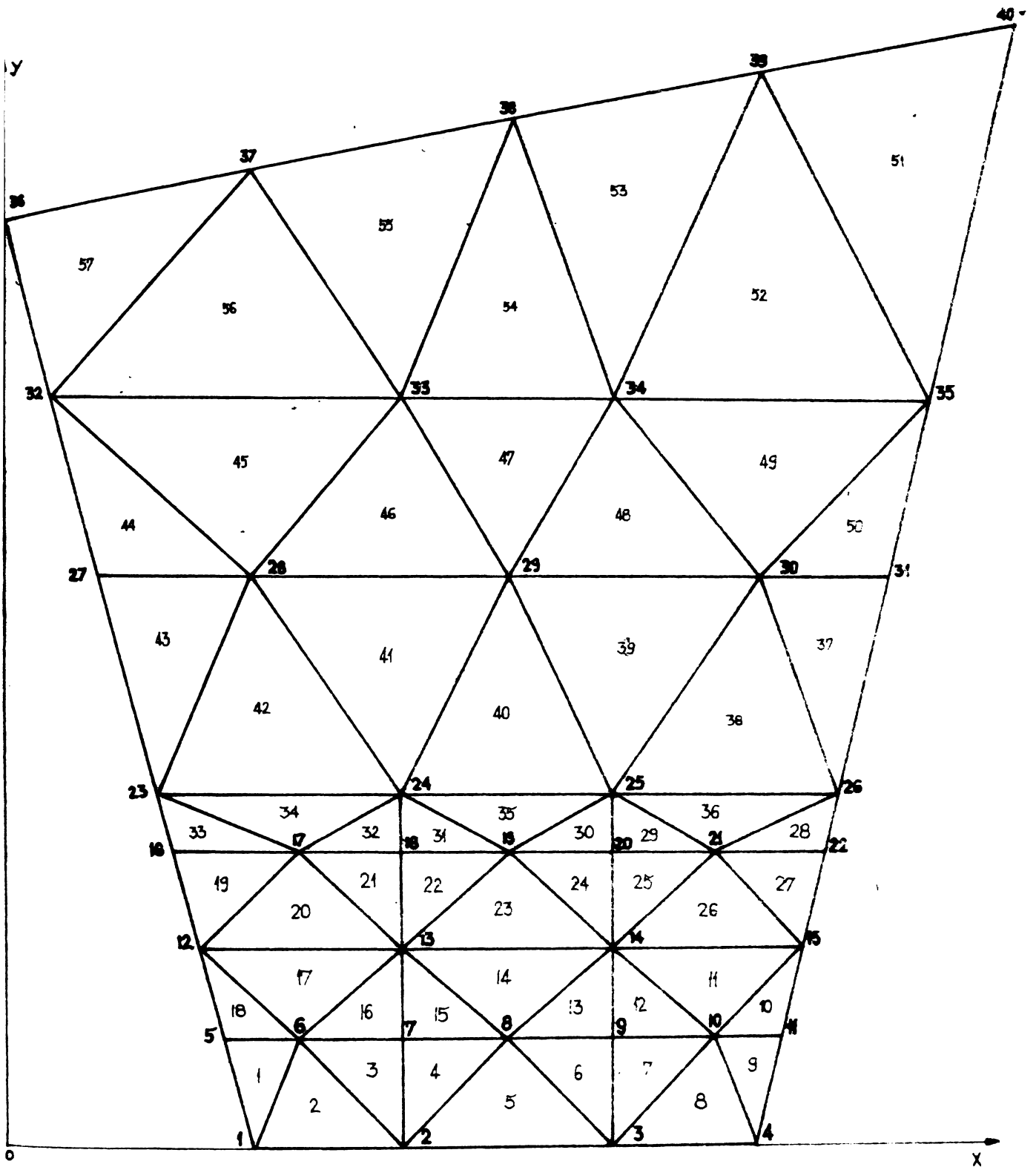


FIG. 3.17

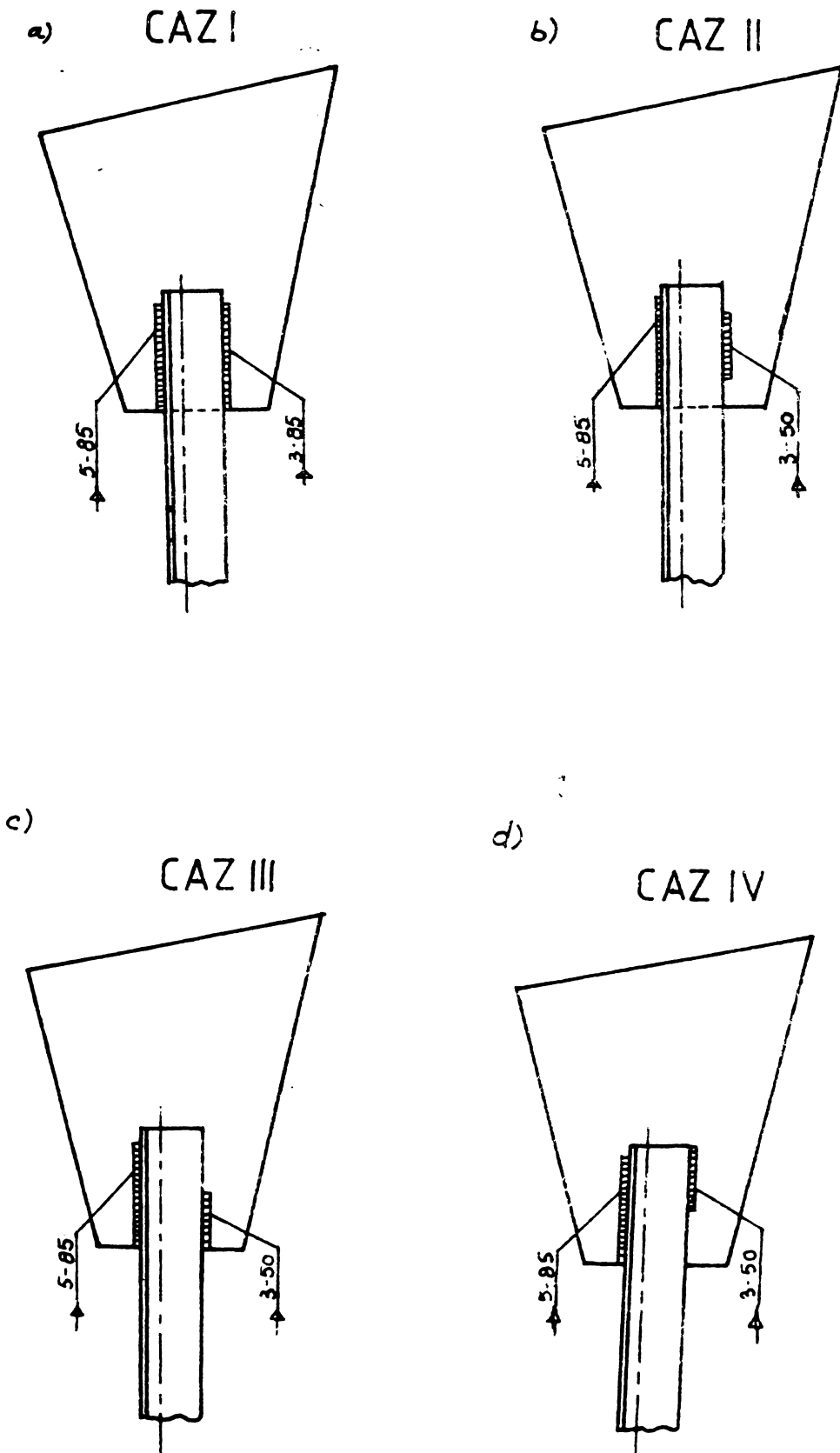
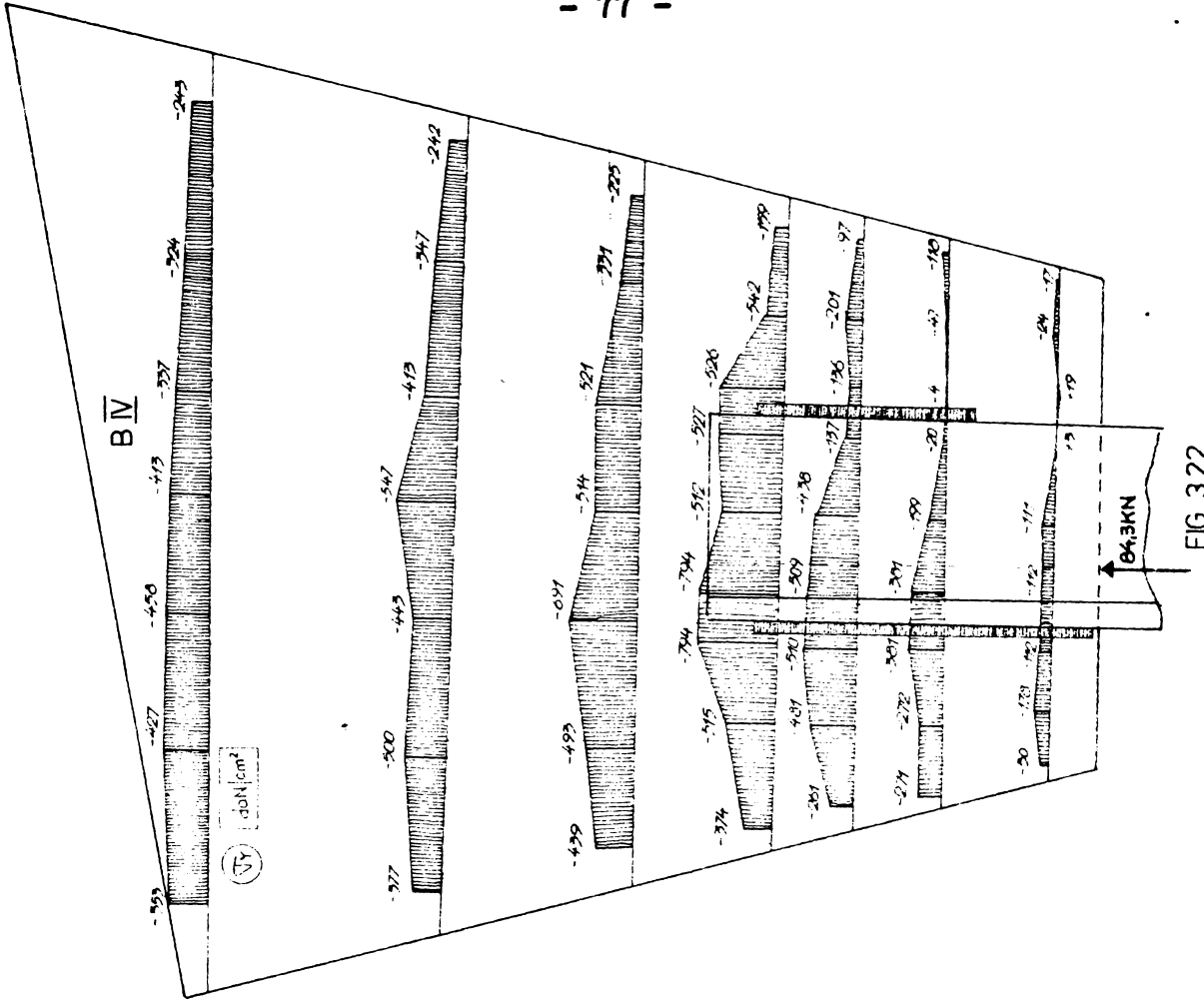
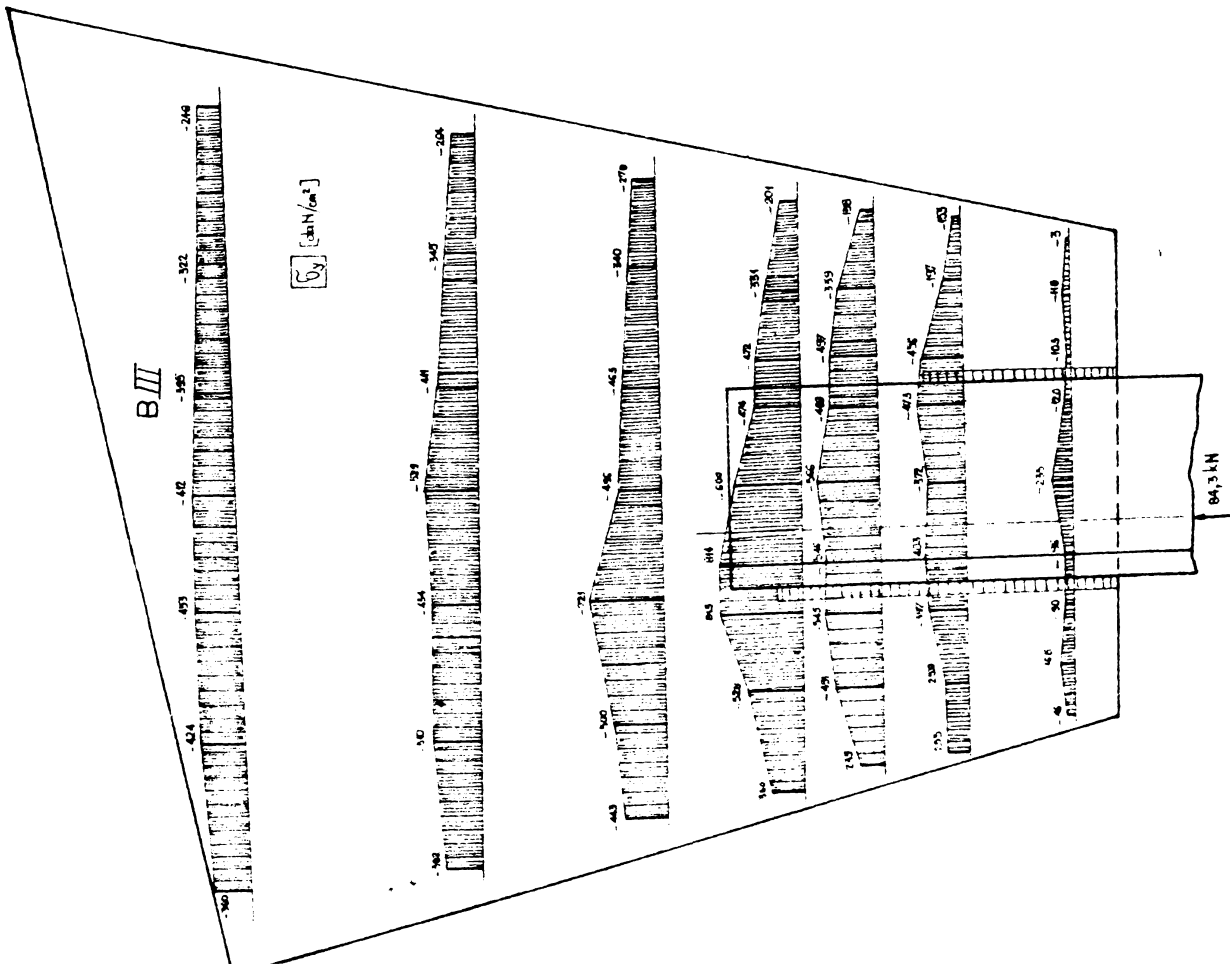


FIG 3.18



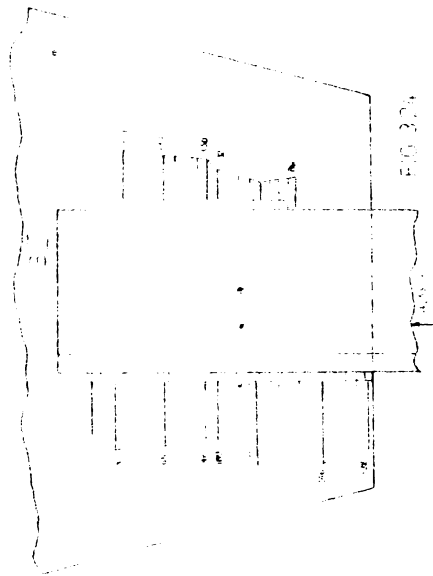


FIG 320

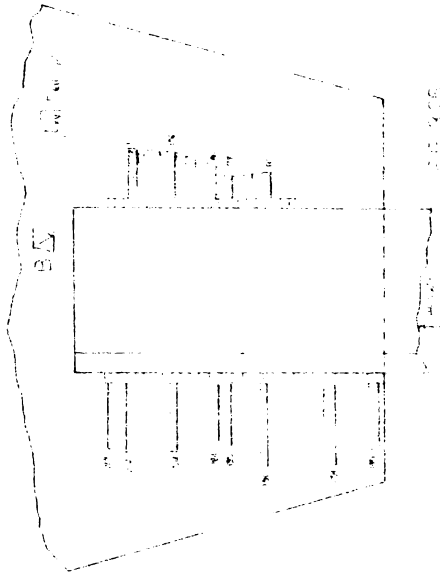


FIG 321

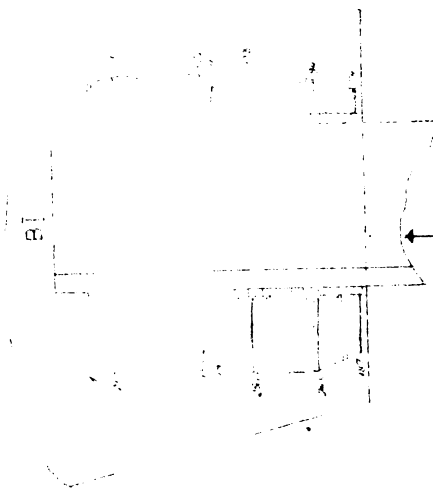


FIG 322

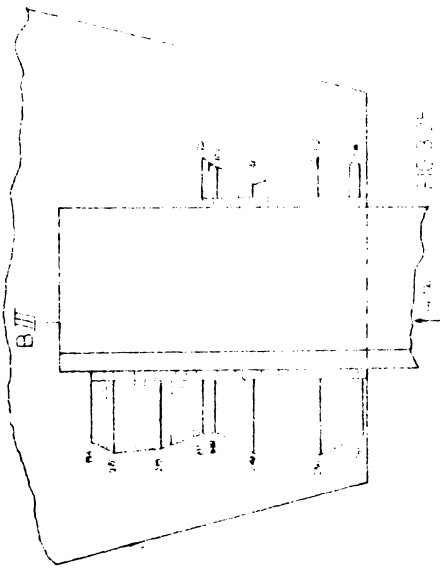


FIG 323

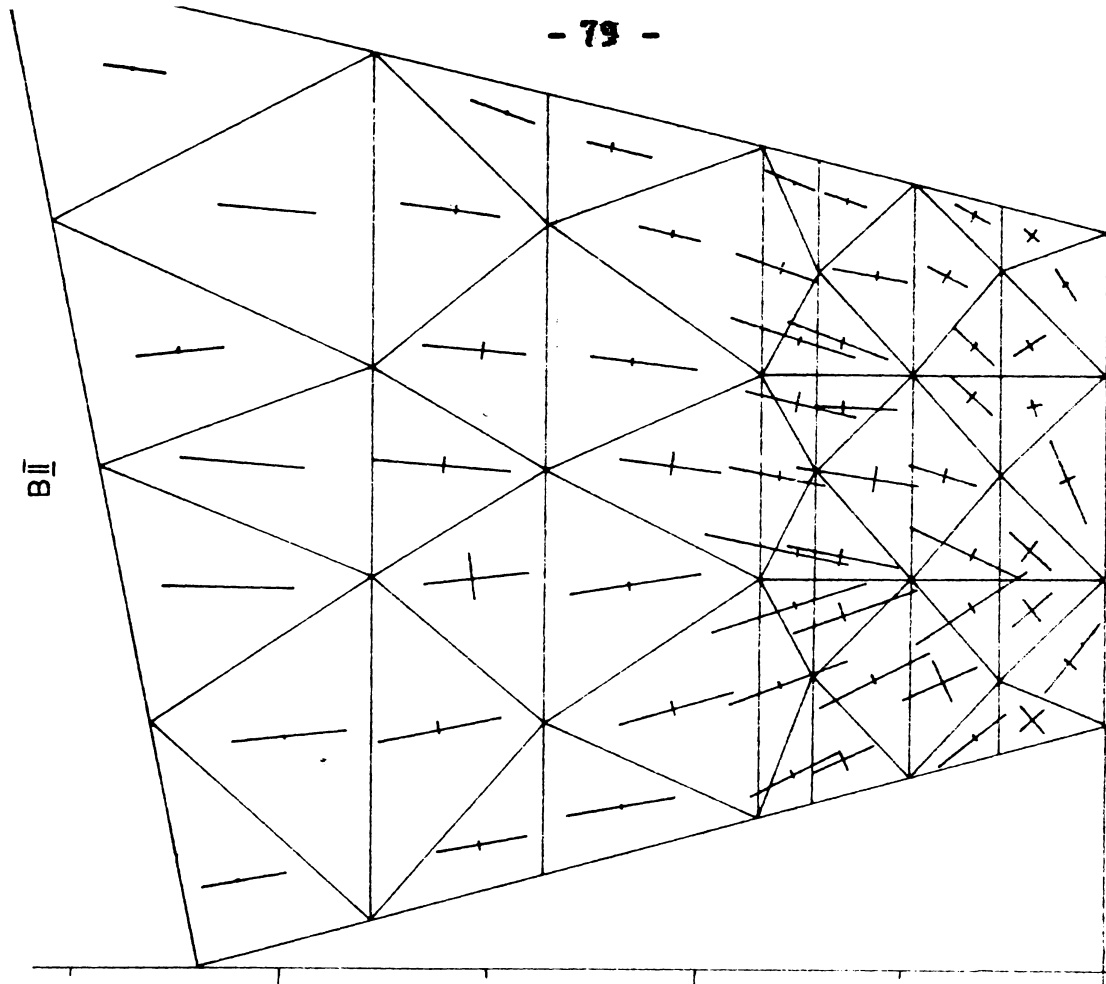


FIG. 328

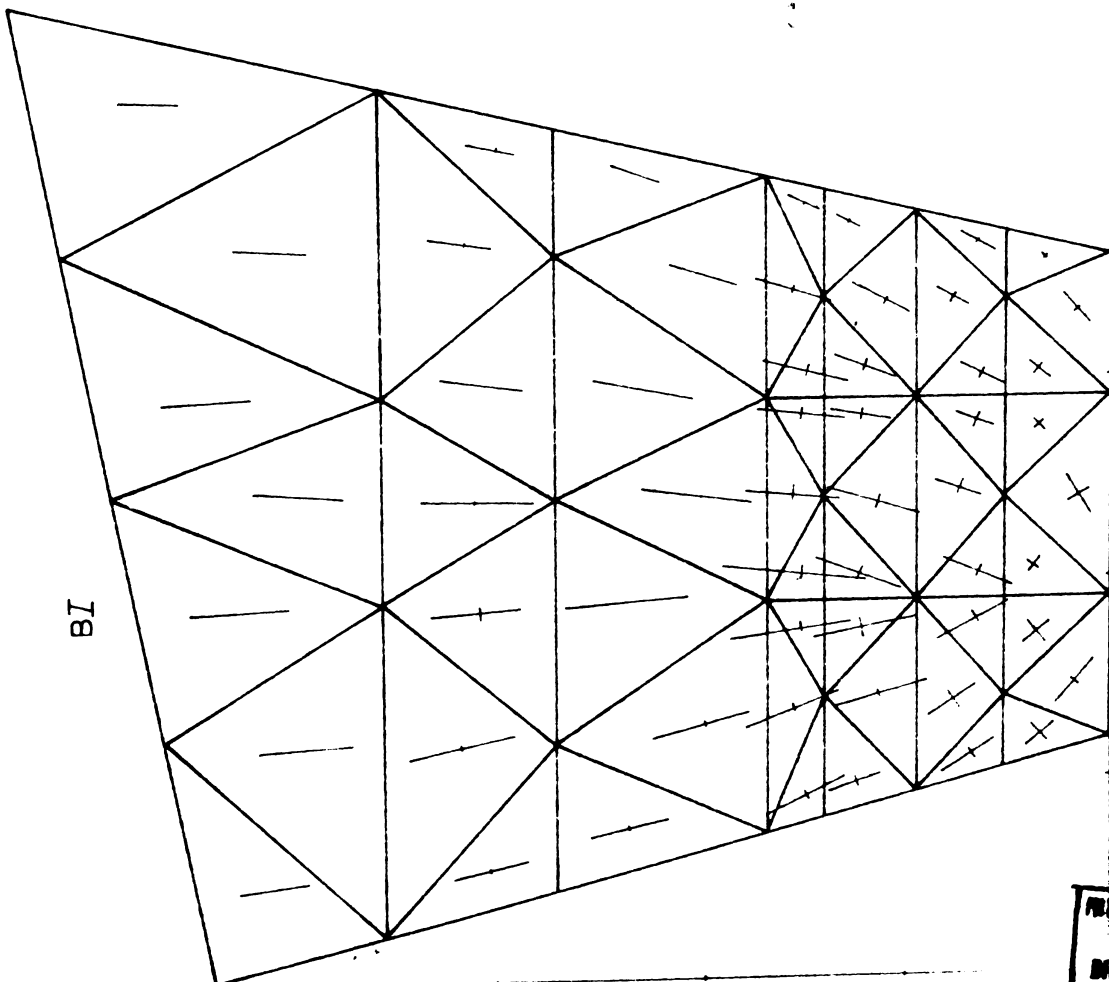


FIG. 327

INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMIȘOARA
BIBLIOTECA CENTRALĂ

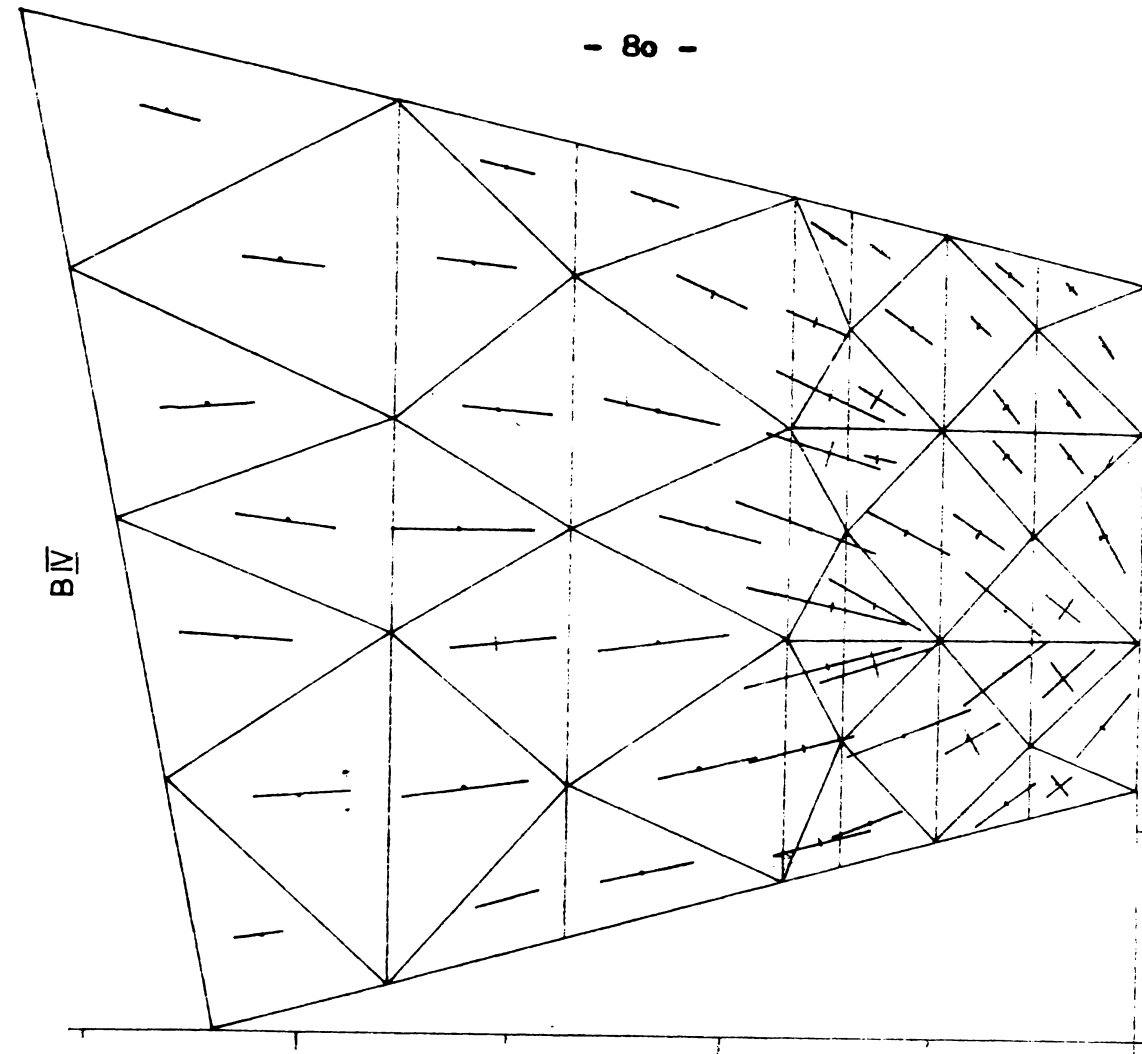


FIG. 330

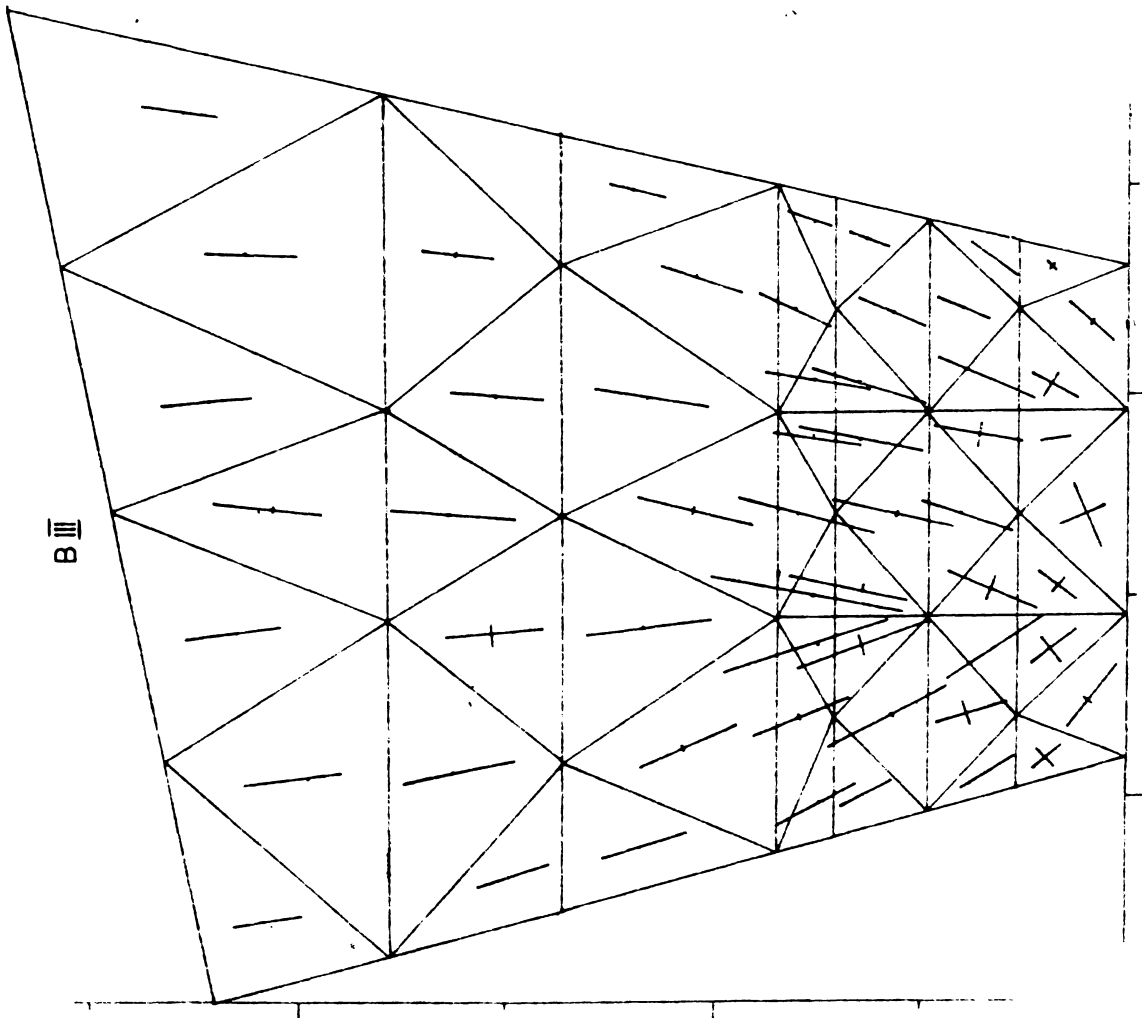


FIG. 329

3.1.3. Tipul de discretizare C

Așa cum rezultă din tabelul 2.1 și figura 3.3 acest tip de discretizare s-a utilizat tot pentru patru cazuri de încărcare distincte lungimea maximă a cordonului de sudură fiind 95 mm.

Se poate observa din figura 3.31 că împărțirea notată cu litera C urmărește traiectoriile ipotetice ale tensiunilor principale în guseu. Pe verticală rețeaua de elemente finite este gradată de la dimensiuni mici în zona inferioară de încărcare la mai mari în rest. Spre deosebire de cazurile anterior prezentate însă, dimensiunile elementelor finite atât în regiunea puțin solicitată cât și în domeniu de încărcare sînt mai mici. Cu puține excepții se păstrează o împărțire simetrică. S-a ajuns astfel la 102 elemente finite față de 57, cifră aferentă discretizărilor tip A și B.

Nici în această soluție de parcelare nu s-a putut respecta în totalitate recomandarea generală privind echilateralitatea triunghiurilor; de exemplu elementele finite 1, 18, 71, 74, 98, 99 nu sînt triunghiuri echilaterale.

Privitor la zonele de încărcare se remarcă existența triunghiurilor mici la intrare în guseu, în timp ce în lungul sudurii dimensiunile elementelor finite variază sub formă de evantai. Cele două puncte nodale 18 și 14 nu sînt aliniate în lungul îmbinării, dar se păstrează corespondența conexiunilor pe laturile cornierelor.

Identificînd valorile tensiunilor pentru toate patru cazuri de încărcare din anexele 19 ... 22 au rezultat reprezentări grafice similare situațiilor A și B.

Deoarece această variantă de discretizare este pasibilă de unele îmbunătățiri în figurile 3.32 - 3.35 s-au desenat tensiunile normale σ_y doar în secțiunea aferentă descărcării complete a montantului pe guseu și tensiunile tangențiale τ_{xy} în zonele de îmbinare.

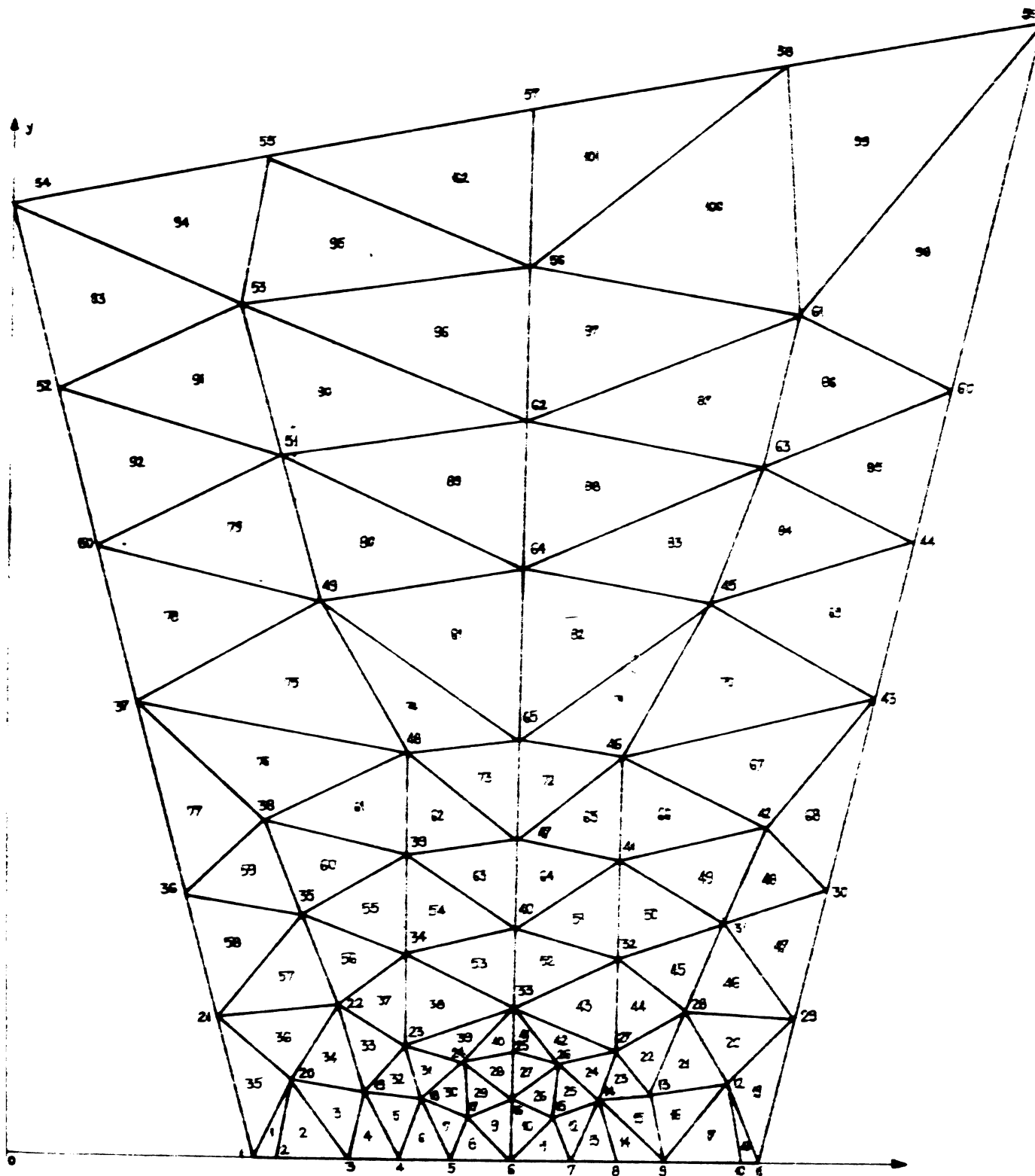


FIG. 331

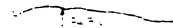
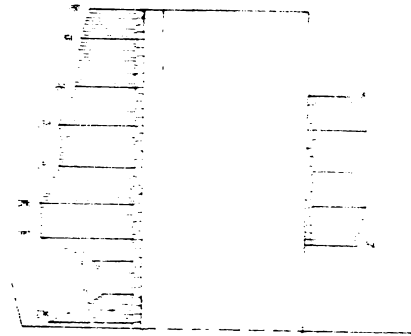
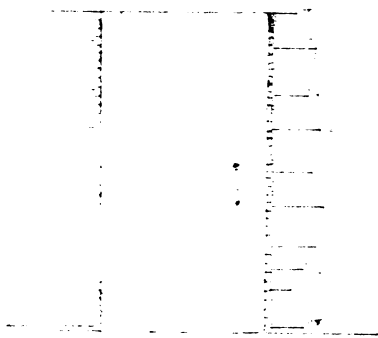


FIG. 333

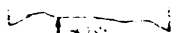
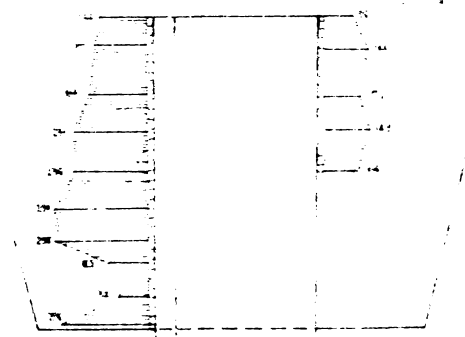
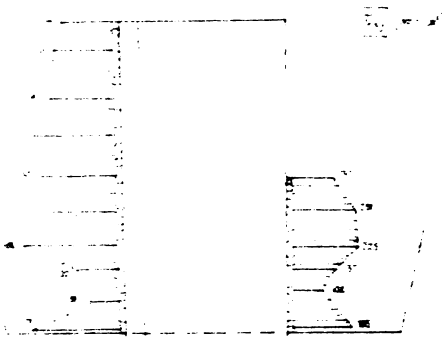
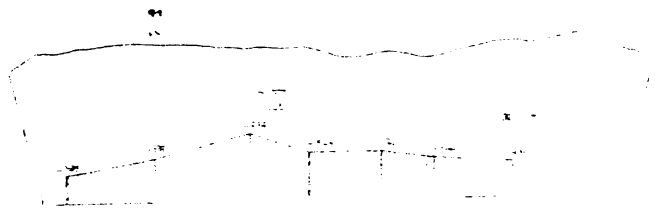
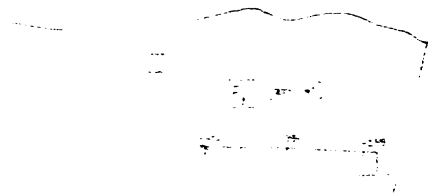


FIG. 334

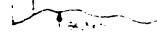


FIG. 335

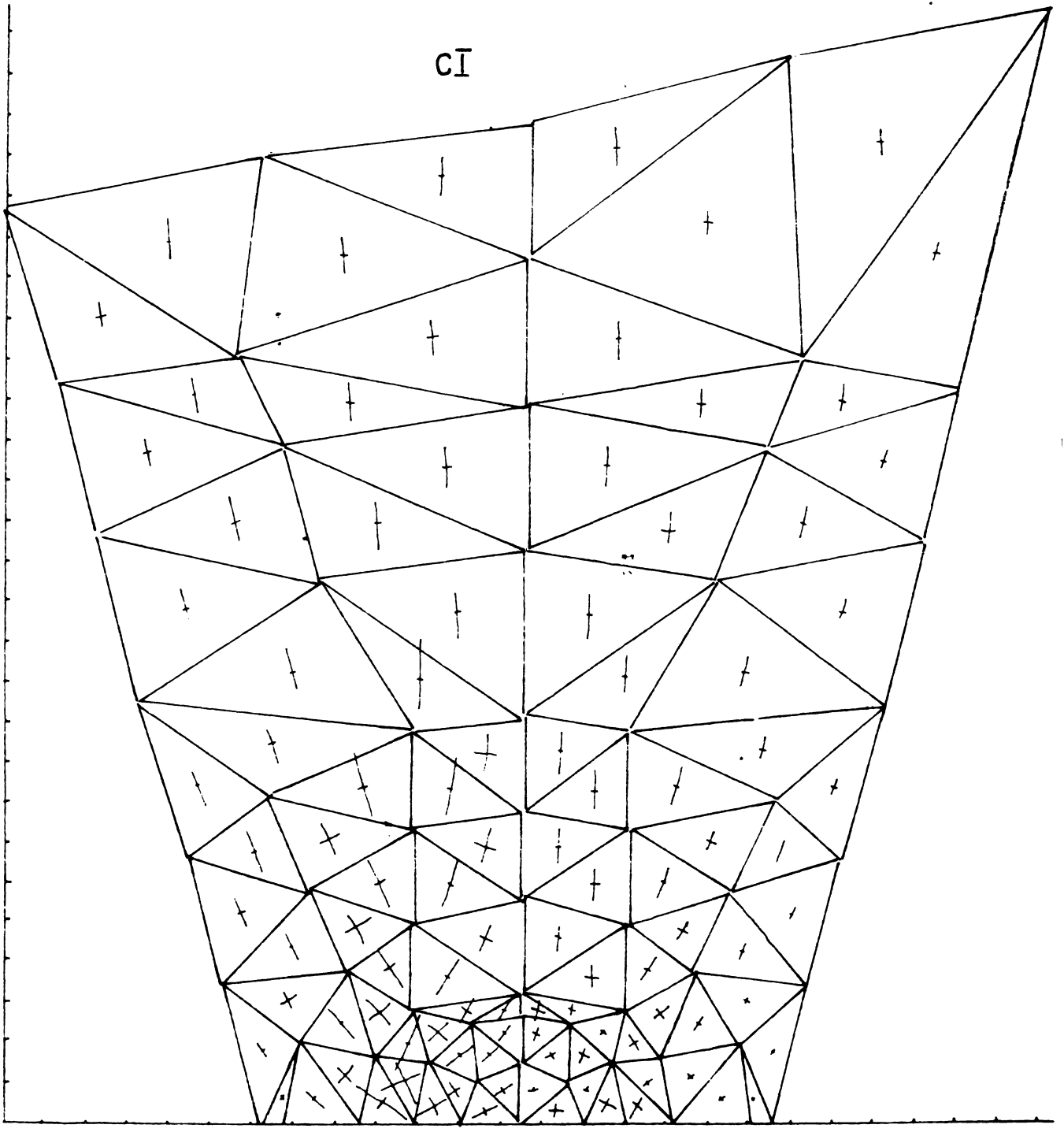


FIG.336

Ordinea figurilor corespunde cazurilor de încărcare de la I la IV, iar secțiunile efectuate sînt în concordanță cu cele de la tipul A și B de discretizare.

Tensiunile principale din figura 3.36 aparțin soluției de calcul C I, renunțîndu-se la reprezentările pentru celelalte încărcări. Interpretarea grafică s-a efectuat tot la echipamentul ploter utilizat pentru cazul de discretizare A I dar s-a renunțat la scrierea valorilor. Micile erori în coordonatele nodale nu sînt corectate în decursul trasării.

3.1.4 Tipul de discretizare D

Pentru a putea aborda cazurile de încărcare prezentate detaliat în figura 3.18 s-a modificat tipul de discretizare C prin introducerea punctului nodal numărul 48 care marchează lungimea maximă a cusăturii de 85 mm.

Se va vedea ulterior că această procedură nu este cea mai fericită soluționare, dar se menționează că ea devine utilă pentru studiile comparative ce s-au efectuat.

Tipul de împărțire rezultat notat D și prezentat în figura 3.37 aliniază conexiunile elementelor finite din zona îmbinării și elimină în acest fel inconvenientul semnalat la tipul anterior C.

În privința încărcărilor nodale, pentru toate cele patru cazuri studiate și menționate în fig. 3.18, ele s-au dedus conform celor prezentate în general în paragraful 2.51 și aplicativ în 3.1.1.1.

Aplicînd programul de calcul tensiunilor s-au obținut valorile lor semnificative intabelate în anexele 23 ... 26.

Pentru a putea găsi termeni de comparație între cazurile de încărcare și discretizare utilizate s-au reprezentat diagramele de tensiuni normale σ_y și de tensiuni tangențiale τ_{xy} în figurile 3.38 ... 3.41.

Indicarea tensiunilor normale σ_y în două secțiuni caracteristice a fost necesară din considerente de corespondență cu desenele anterioare.

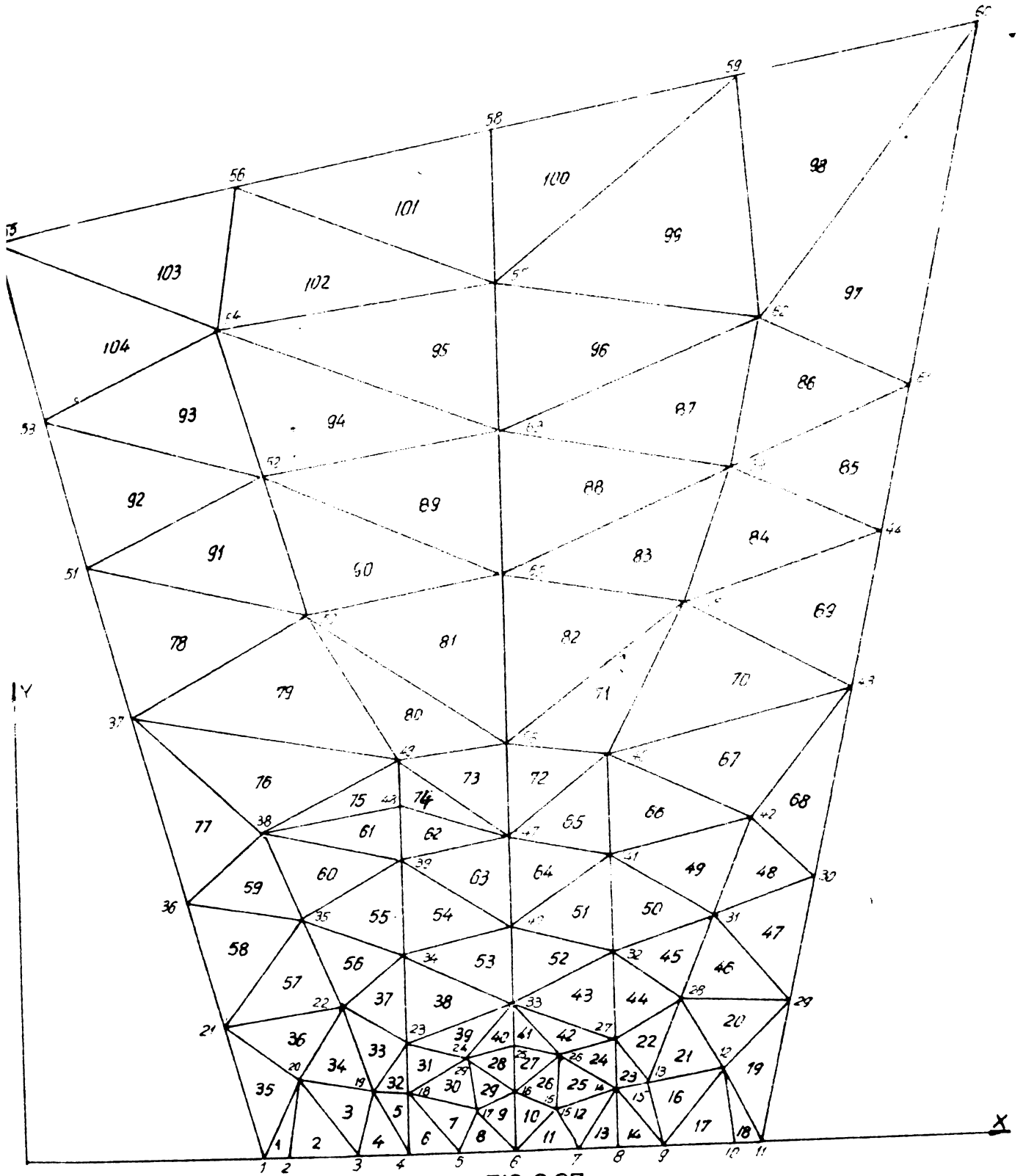


FIG. 3.37

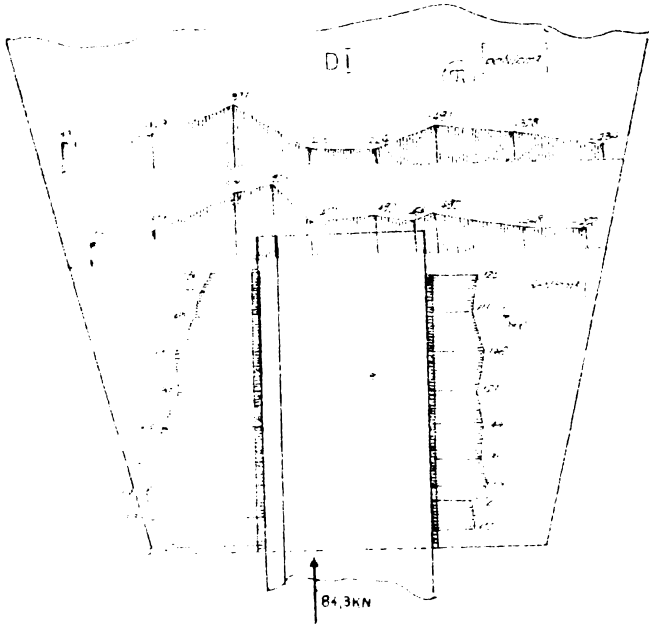


FIG 3 36

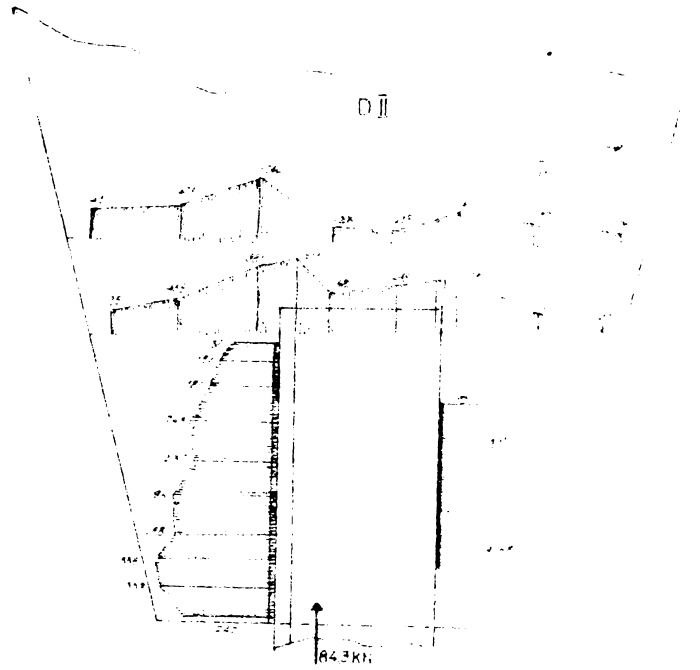


FIG 3 37

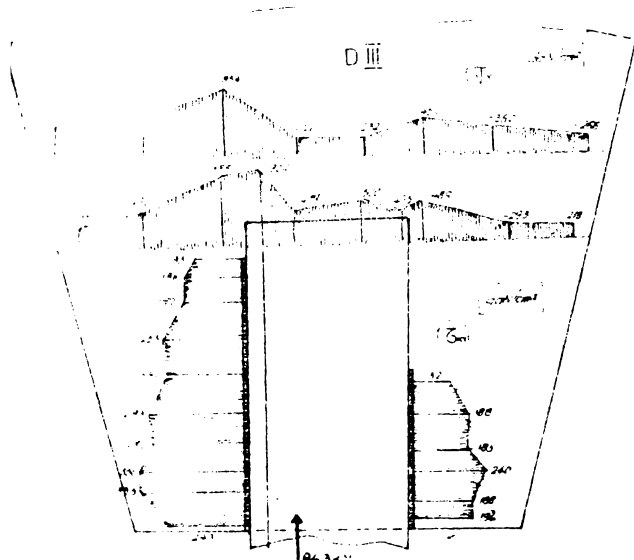


FIG 3 40

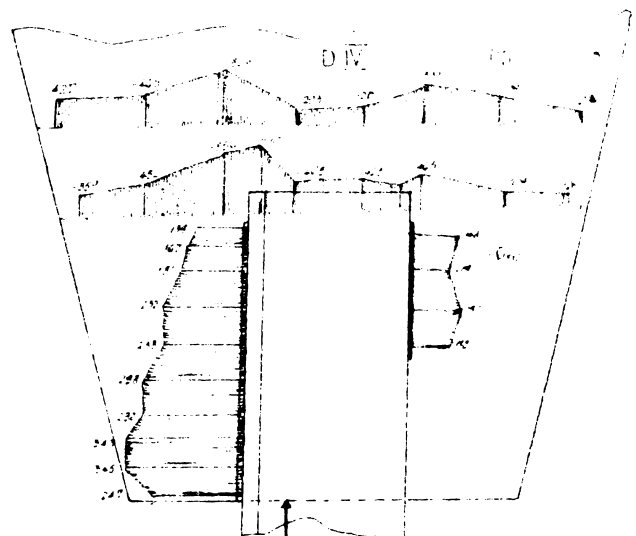


FIG 3 41

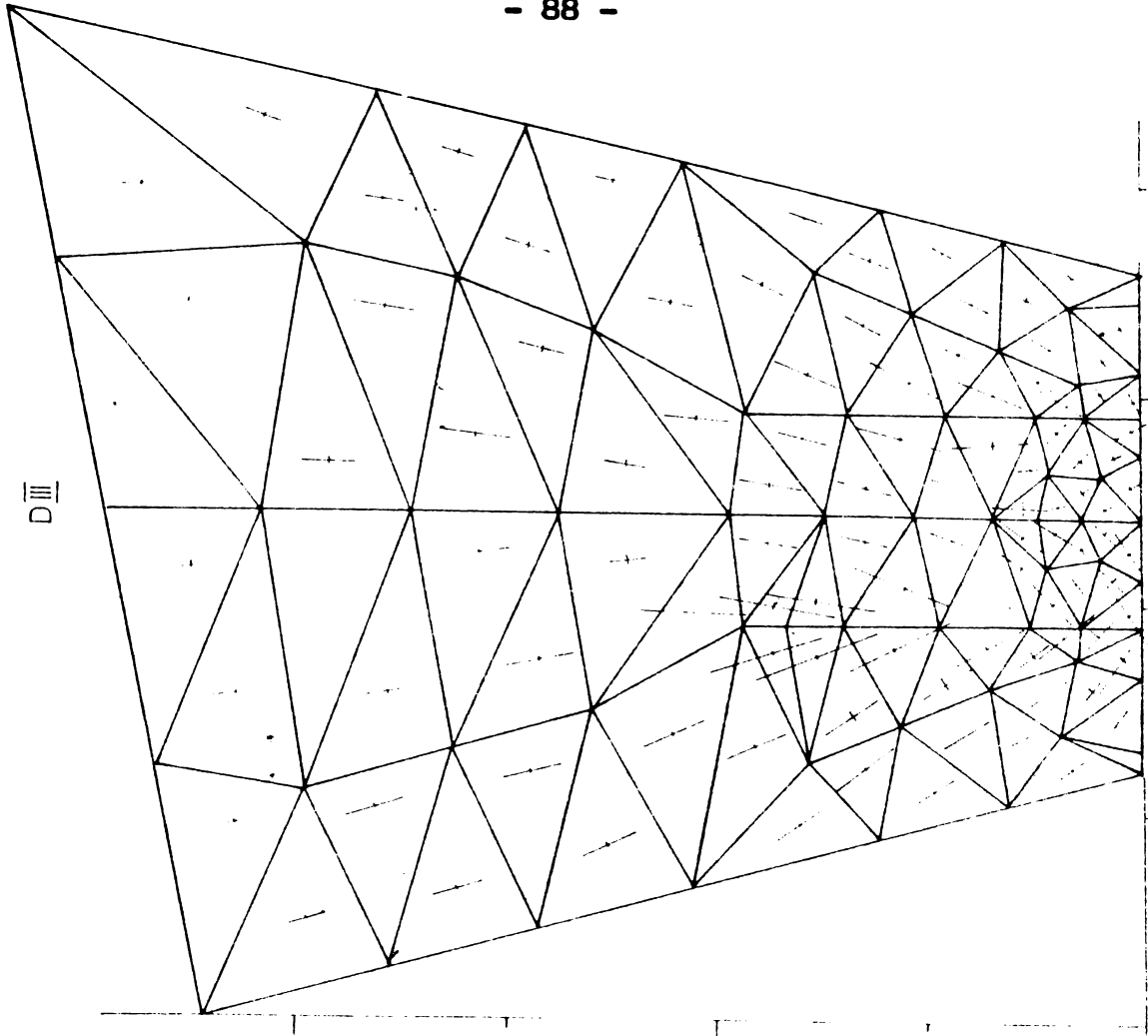


FIG. 3.43

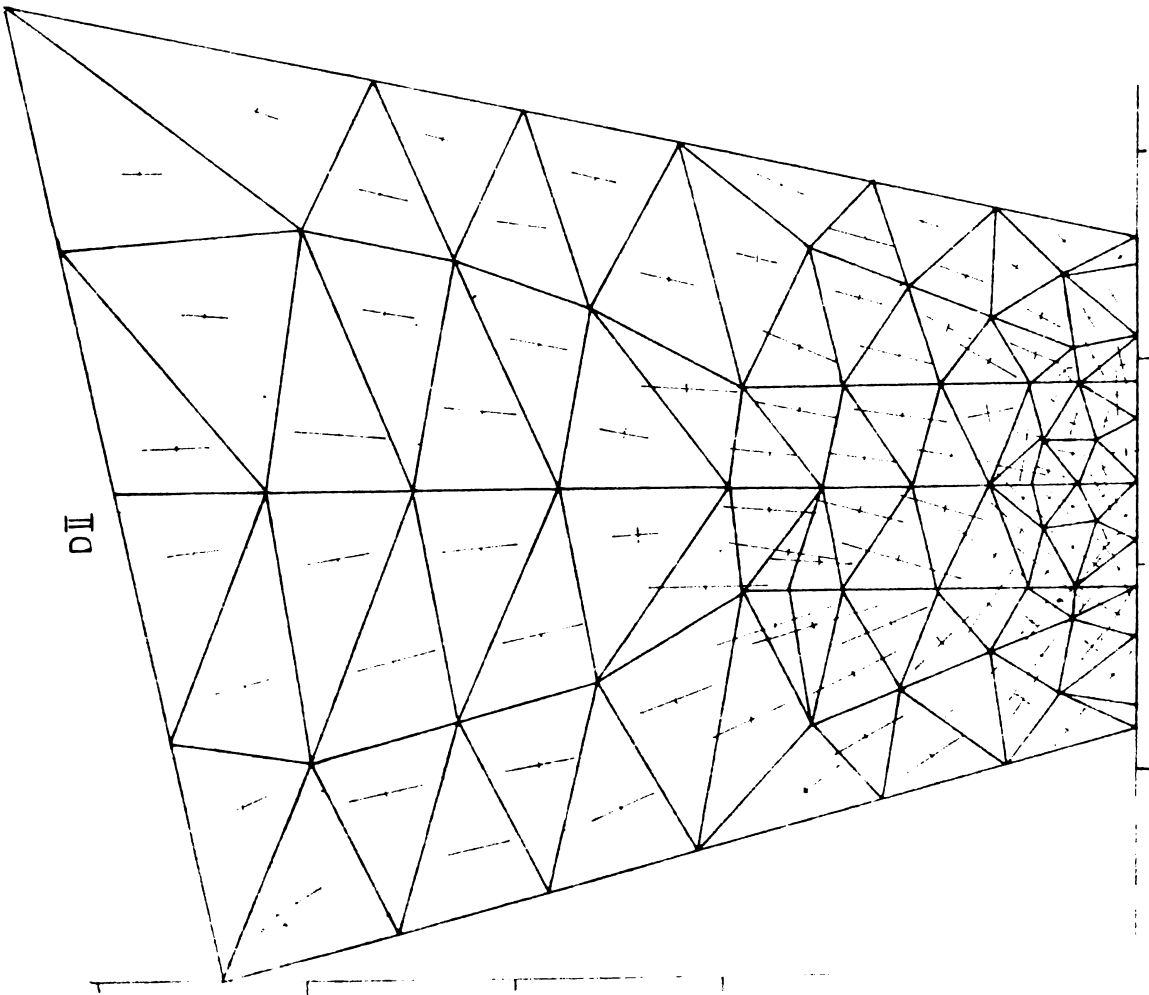


FIG. 3.42

Considerînd că traiectoriile tensiunilor principale pentru cazurile de încărcare II și III oferă suficiente date privitoare la acest caz de discretizare în elemente finite și avînd în vedere și timpul mai îndelungat de trasare, doar acestea s-au reprezentat în figurile 3.42 și 3.43

3.1.5 Tipul de discretizare E

Modelul de calcul E (fig.3.44) tinde să elimine inconvenientele existente în discretizările anterioare. Ținînd cont de geometria plăcii, de gradarea globală a rețelei funcție de introducerea încărcării la nivelul inferior al guseului și locală în zonele de îmbinare, de eliminarea craterelor finale introduse de cordoanele de sudură și de modul de scurgere al eforturilor se apreciază că acest tip de discretizare întrunește caracterul cel mai general de valabilitate.

Rețeaua utilizată are și alte avantaje printre care se menționează : posibilități diverse de încărcare ilustrate în figura 3.15, un număr de elemente finite nu exagerat de mare - 75 elemente finite, existența unor triunghiuri adiacente cu dimensiuni comparabile și în cea mai mare parte cu laturi egale, o împărțire cu caracter regulat care ușurează pregătirea setului de date de intrare în calcul.

Cu acest tip de împărțire s-au analizat pentru concordanță aceleași soluții de încărcare utilizate și pînă în prezent, lungimea maximă a îmbinării s-a considerat valoarea exactă (fig.3.18).

Al cincilea caz care intervine în discuție se va detalia separat.

3.1.5.1 Cazurile de încărcare I, II, III, IV

Procedînd similar ca și pentru discretizările anterioare, în funcție de cazurile de încărcare, în anexele 27 ... 30 se găsesc valorile listate de calculator privind starea de tensiune în guseu.

În secțiuni caracteristice s-au desenat diagramele tensiunilor normale σ_y în figurile 3.45 ... 3.48 și a celor tangențiale în figurile 3.49 ... 3.52. Interpretarea grafică a celor patru cazuri de

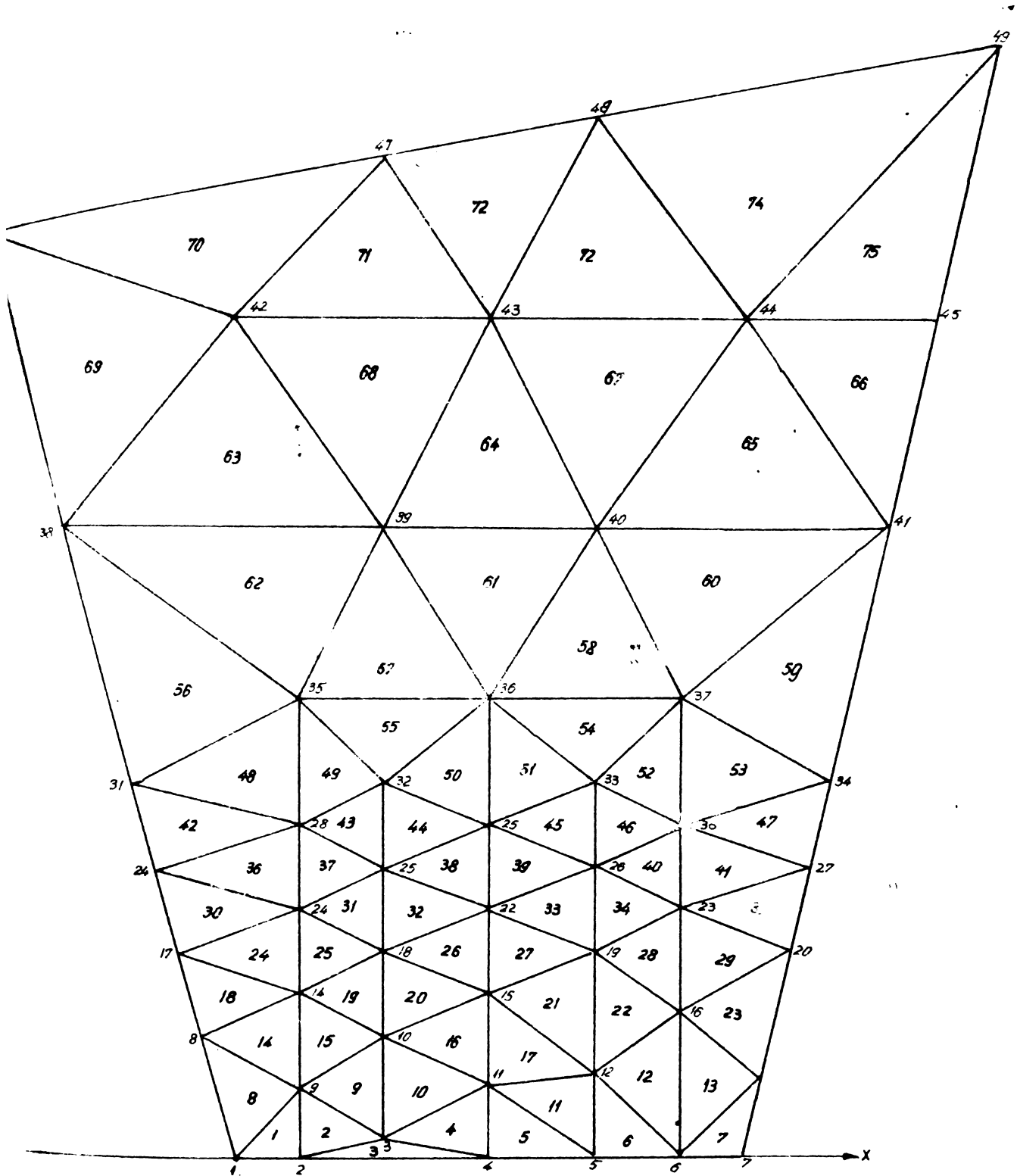


FIG. 3.44

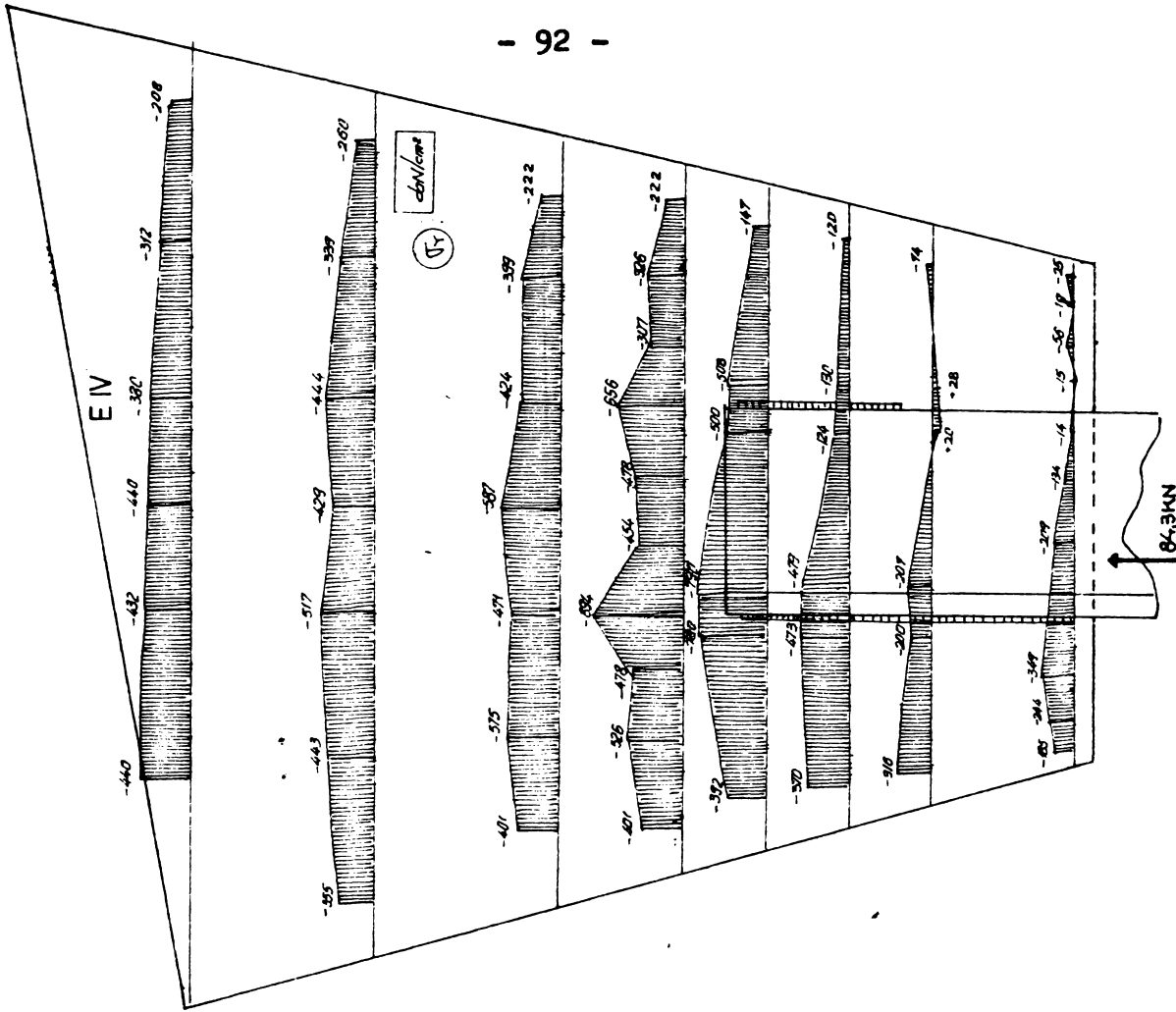


FIG. 3.48

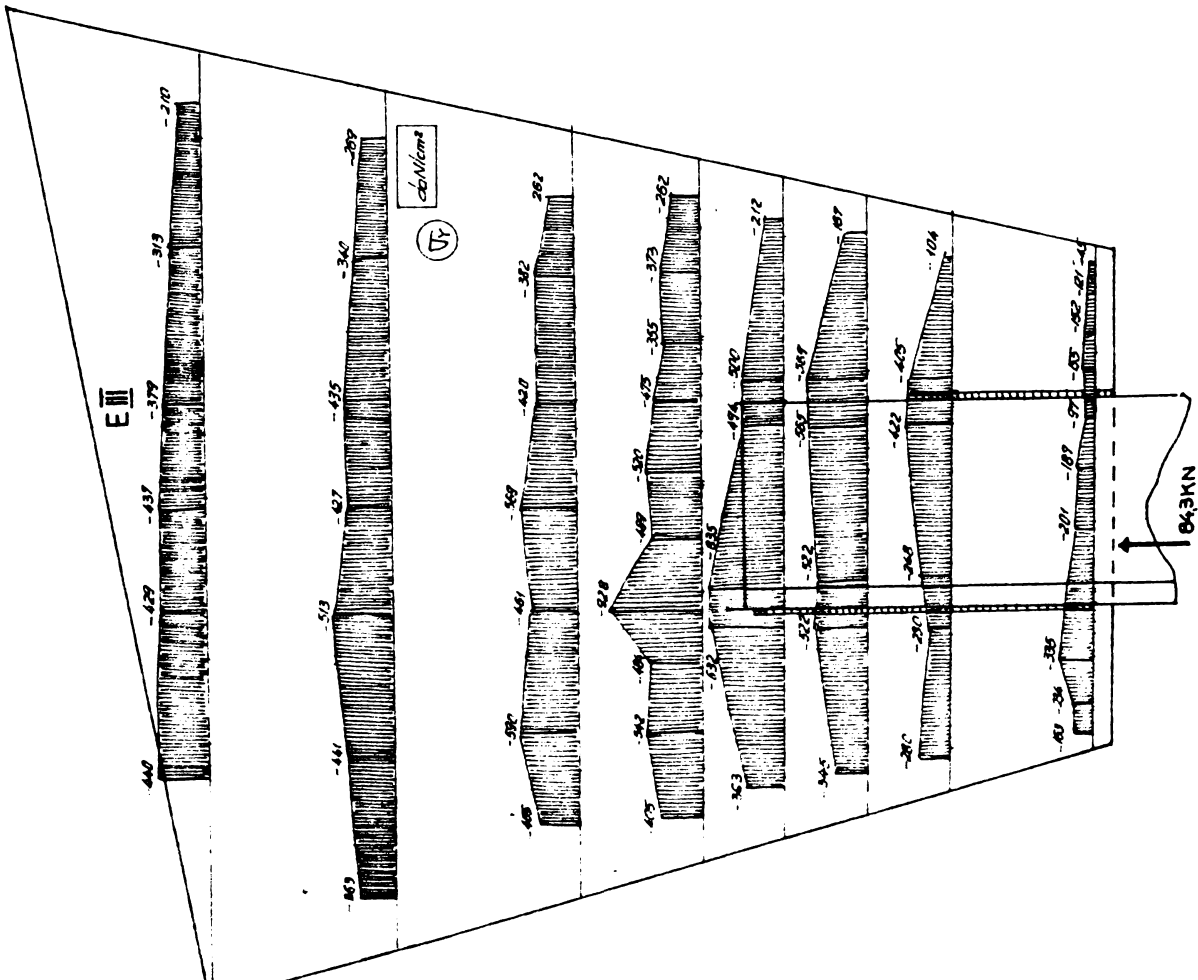


FIG. 3.47

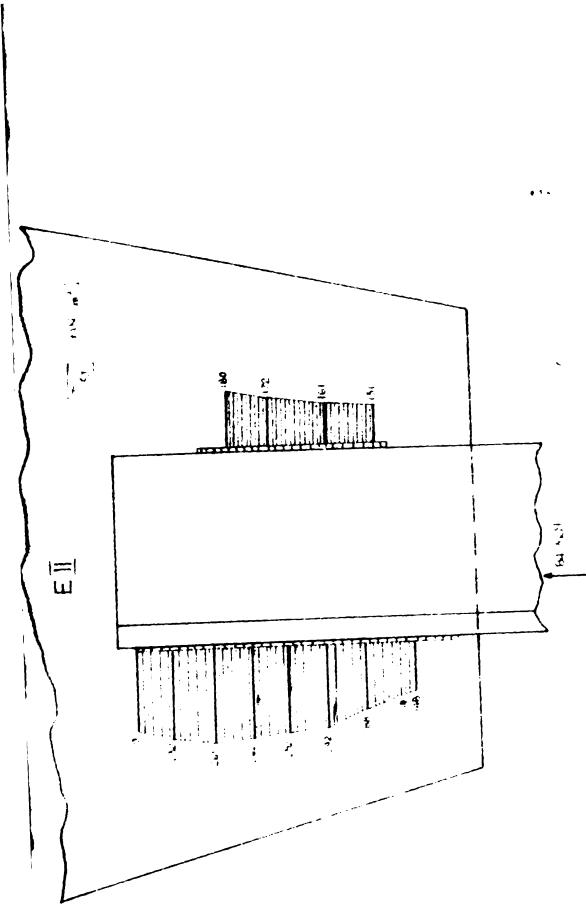


FIG. 3.50.

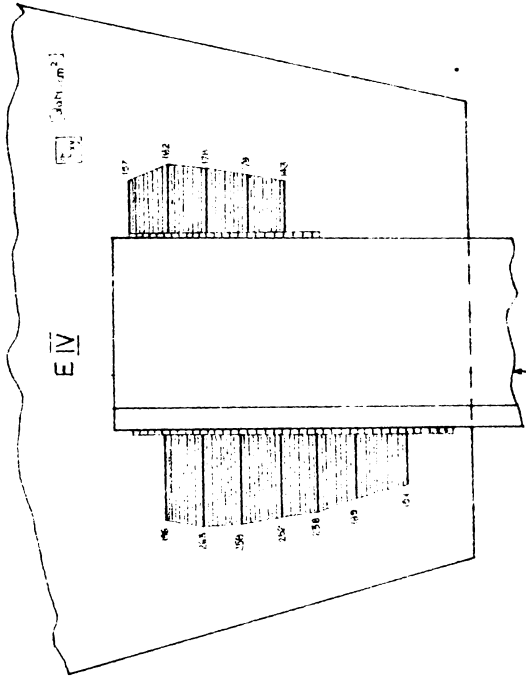


FIG. 3.52.

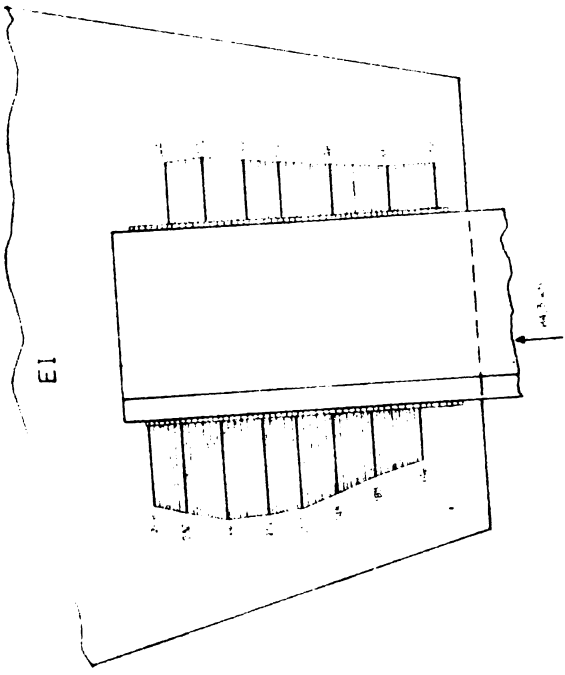


FIG. 3.49.

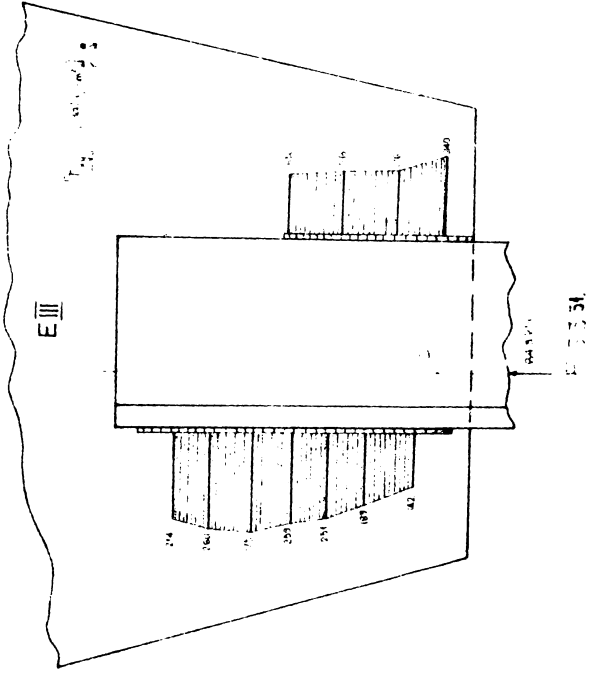
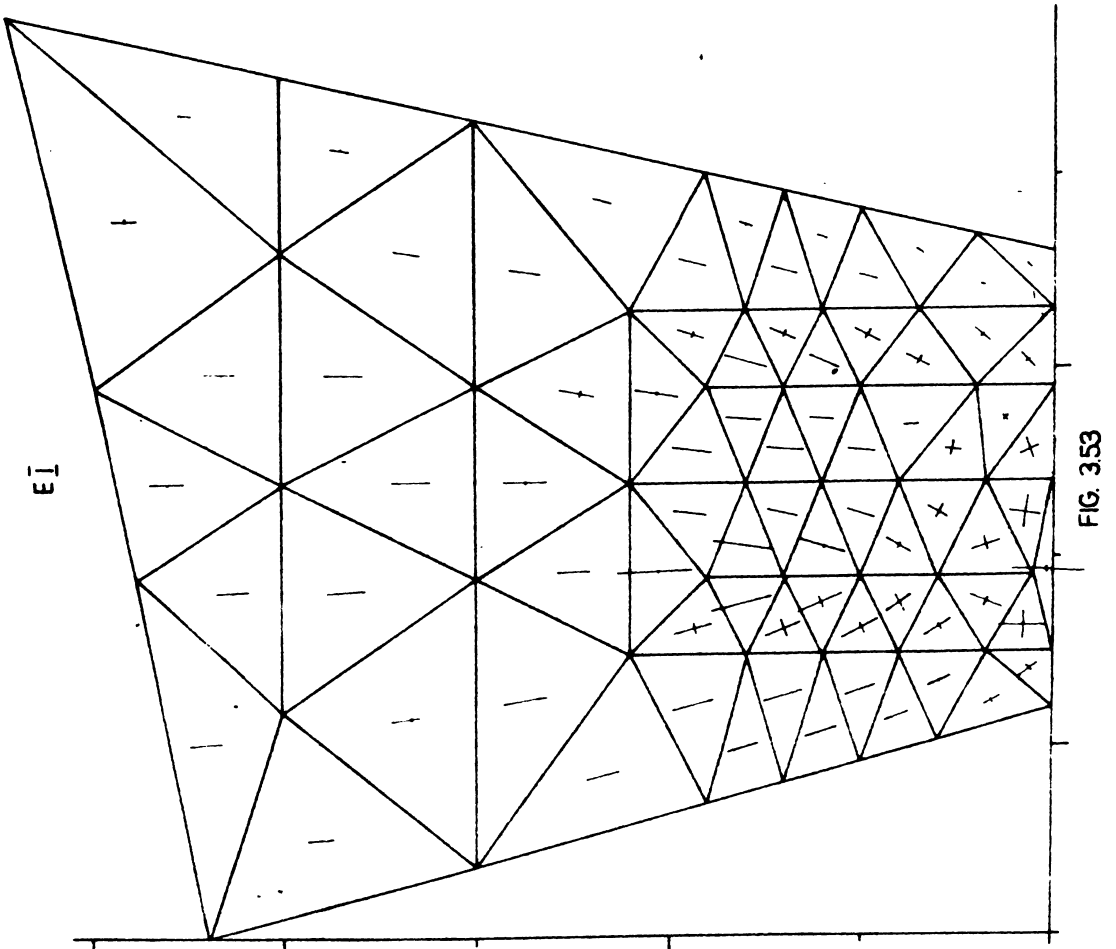
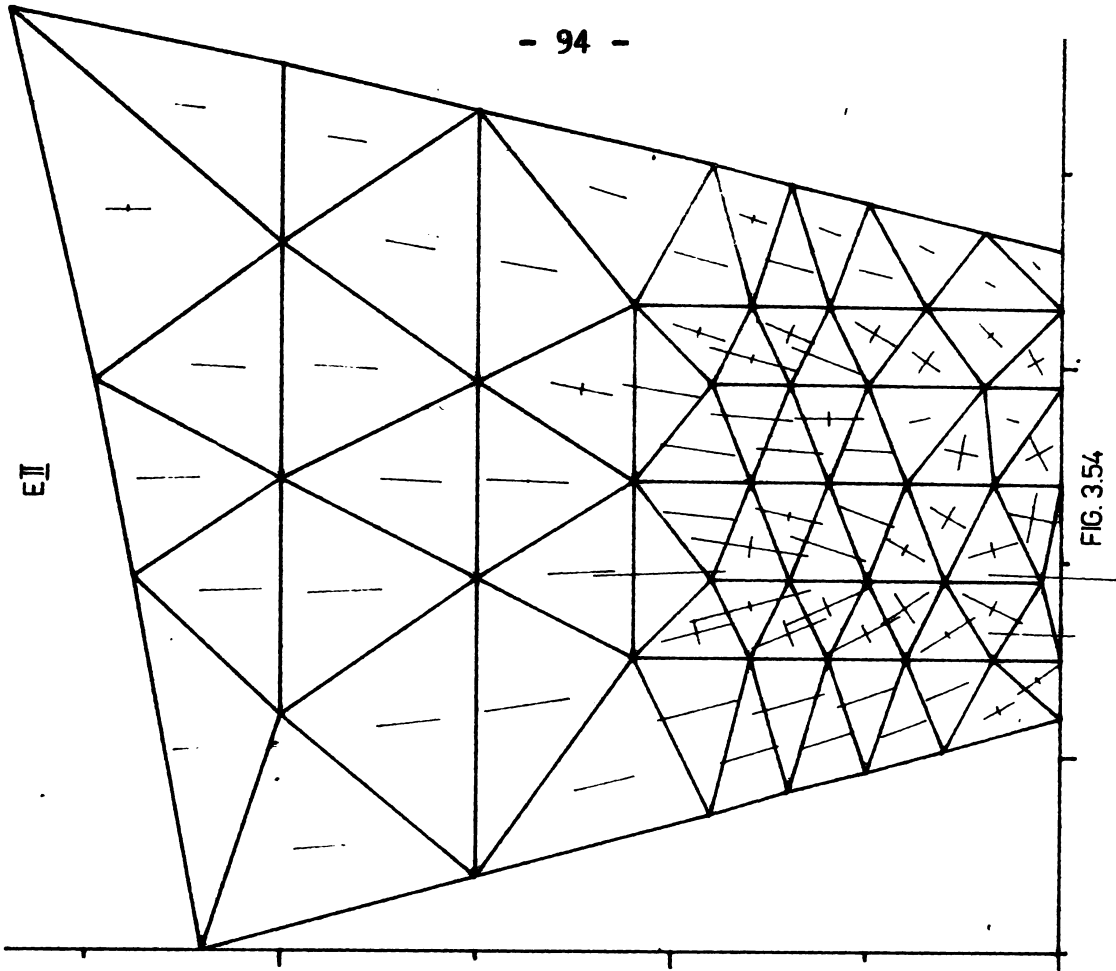


FIG. 3.51.



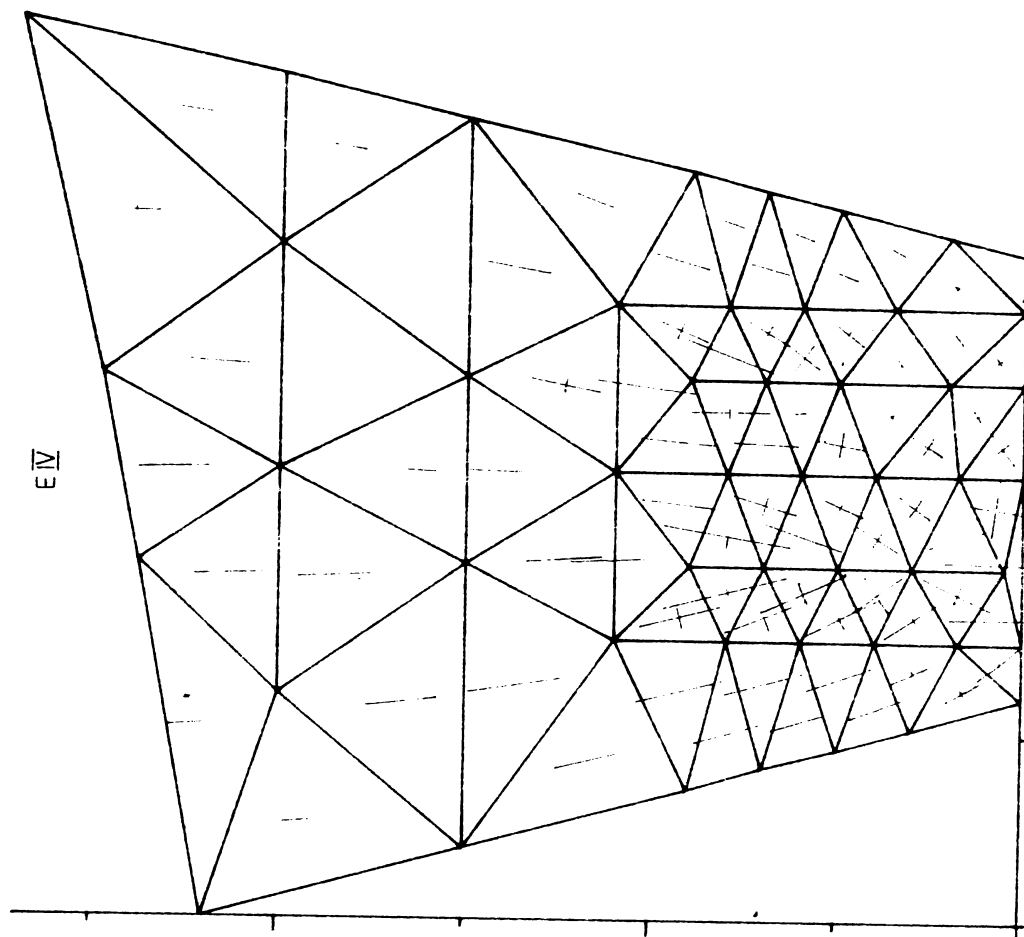


FIG 356

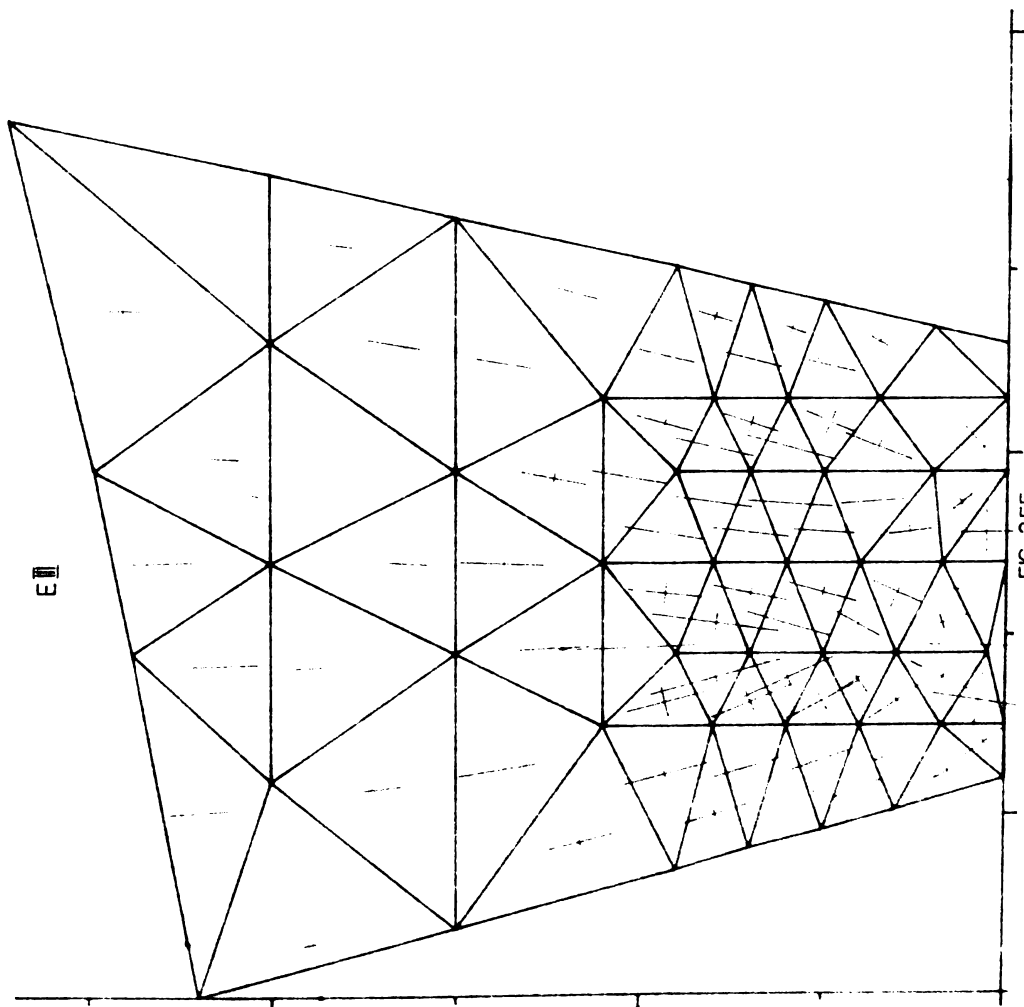


FIG 355

încărcare sub aspectul direcțiilor tensiunilor maxime și minime se află în figurile 3.53 ... 3.56.

3.1.5.2 Cazul de încărcare V

Toate cazurile de încărcare abordate pînă în prezent se bazează pe ipoteza simplificatoare a distribuției uniforme a tensiunii tangențiale în lungul cusăturilor laterale de sudură.

Cum însă, în realitate eforturile unitare nu sînt constante în lungul cordoanelor laterale s-a introdus în calcule și un caz particular de încărcare prin care se ține cont de faptul că efortul unitar tangențial în secțiunea longitudinală este dat de curba lăncișorului.

Astfel s-a calculat forța transmisă pe unitate de lungime a îmbinării (q_x) cu relația 2.43 care s-a concentrat în conexiunile semnificative sub formă de forțe nodale echivalente.

S-a ales ca poziționare a îmbinării cazul sudurilor centrate - cazul II - ca fiind modul teoretic de prindere a cornierelor de gusee.

Deoarece relațiile generale prezentate în 2.5.2 se referă la îmbinarea a două platbenzi, pentru aplicarea lor s-a considerat A_1 = aria cornierelor și A_2 = aria guseului de la partea inferioară pînă la terminarea îmbinării.

S-a verificat dacă introducerea acestor date este corectă prin calculul forțelor P_{1x} cu relația (2.42) pentru ambele cusături laterale. S-au obținut în zona de terminare a îmbinării valorile forțelor axiale calculate în relația (3.1), ceea ce atestă valabilitatea ipotezei considerate.

Cu datele :

- modulul de elasticitate al oțelului $E=2,1 \times 10^6$ daN/cm²
- secțiunile elementelor ce se îmbină $A_1=11,38$ cm² și
 $A_2=17,1$ cm²

- constantele elastice ale cusăturilor din tabelul 2.2

$$K_1 = 0,775 \times 10^6 \text{ daN/cm}^2 \quad K_2 = 0,715 \times 10^6 \text{ daN/cm}^2$$

- lungimile cusăturilor

$$l_1 = 85 \text{ mm} \quad l_2 = 50 \text{ mm}$$

- constantele din relația (2.39)

$$m_1 = 0,232 \quad m_2 = 0,223$$

forța q_x transmisă pe unitate de lungime de îmbinare se află în tabelul 3.1 pentru $l_1 = 85 \text{ mm}$ și în tabelul 3.2 pentru $l_2 = 50 \text{ mm}$ lungime de sudură. În aceste tabele sînt date și forțele nodale echivalente corespunzătoare. Tabelele conțin și valori intermediare utilizate pentru o concentrare mai exactă a încărcărilor în punctele nodale.

Notările sînt aferente bazelor teoretice de la punctul 2.5.2 și nu sistemului de coordonate global al guseului. Transformările inerente s-au operat în faza de introducerea datelor în calculator.

Tabelul 3.1 ..

Nod	x [cm]	ch mx	A ₂ ch mx	ch m(1-x)	A ₁ ch m(1-x)	q _x [$\frac{\text{daN}}{\text{cm}}$]	F [daN]
3	0	1,00	17,10	3,69	41,997	811,40	916,0
	1,25	1,0423	17,824	2,276	25,901	599,905	
10	2,5	1,173	20,06	2,132	24,261	608,53	1394
	3,5	1,355	23,178	1,752	19,934	591,934	
18	4,5	1,604	27,424	1,465	16,667	605,37	1235
	5,5	1,937	33,129	1,255	14,284	650,972	
25	6,5	2,373	40,579	1,108	12,605	730,22	1490
	7,5	2,936	50,212	1,027	11,682	849,8	
32	8,5	3,655	62,502	1,00	11,380	1014,4	938

Tabelul 3.2

Nod	x cm	ch mx	A ₂ ch mx	ch m(1-x)	A ₁ ch m(1-x)	q _x $\frac{\text{daN}}{\text{cm}}$	F daN
12	0	1,00	17,10	1,696	19,295	507,80	728,8
	1,5	1,058	18,098	1,320	15,021	463,00	
19	3	1,233	21,083	1,103	12,550	470,194	1186,7
	4	1,423	24,332	1,027	11,682	503,54	
26	5	1,699	28,994	1,00	11,380	564,43	534

Se remarcă că valorile încărcărilor nodale nu diferă esențial față de cele calculate pentru cazul II de încărcare și prezentate în anexa 28.

De asemenea între valorile tensiunilor normale prezente în figura 3.57 pentru șapte secțiuni și cele din figura 3.46 pentru cazul E II diferențele sînt aproape inexistente.

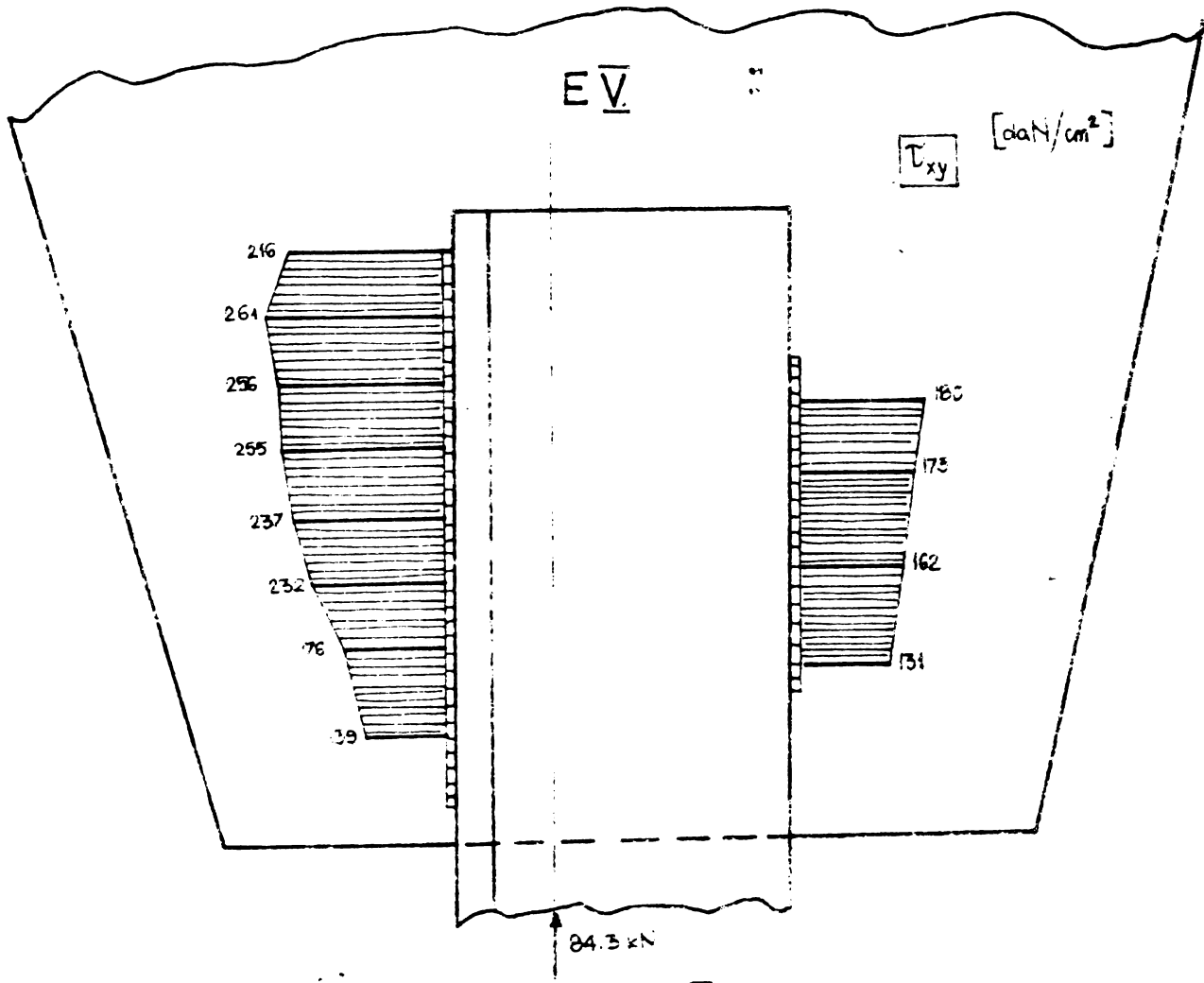
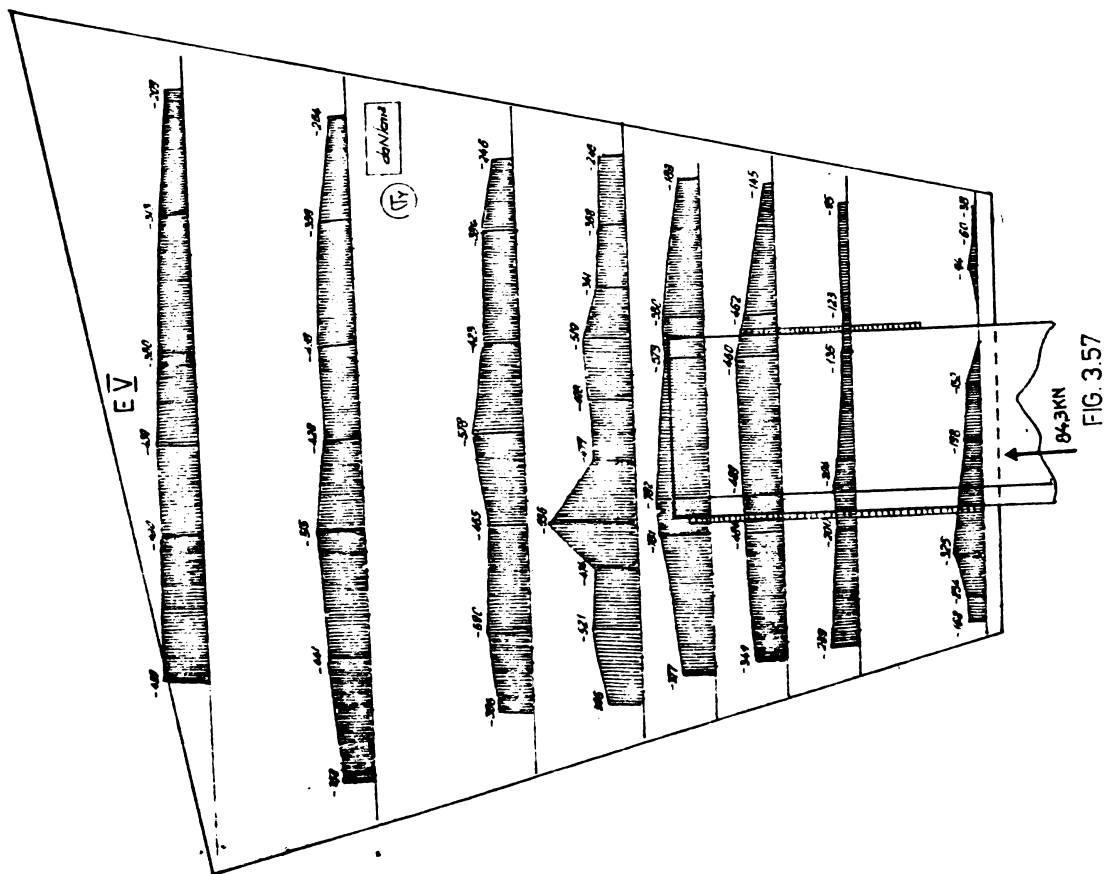
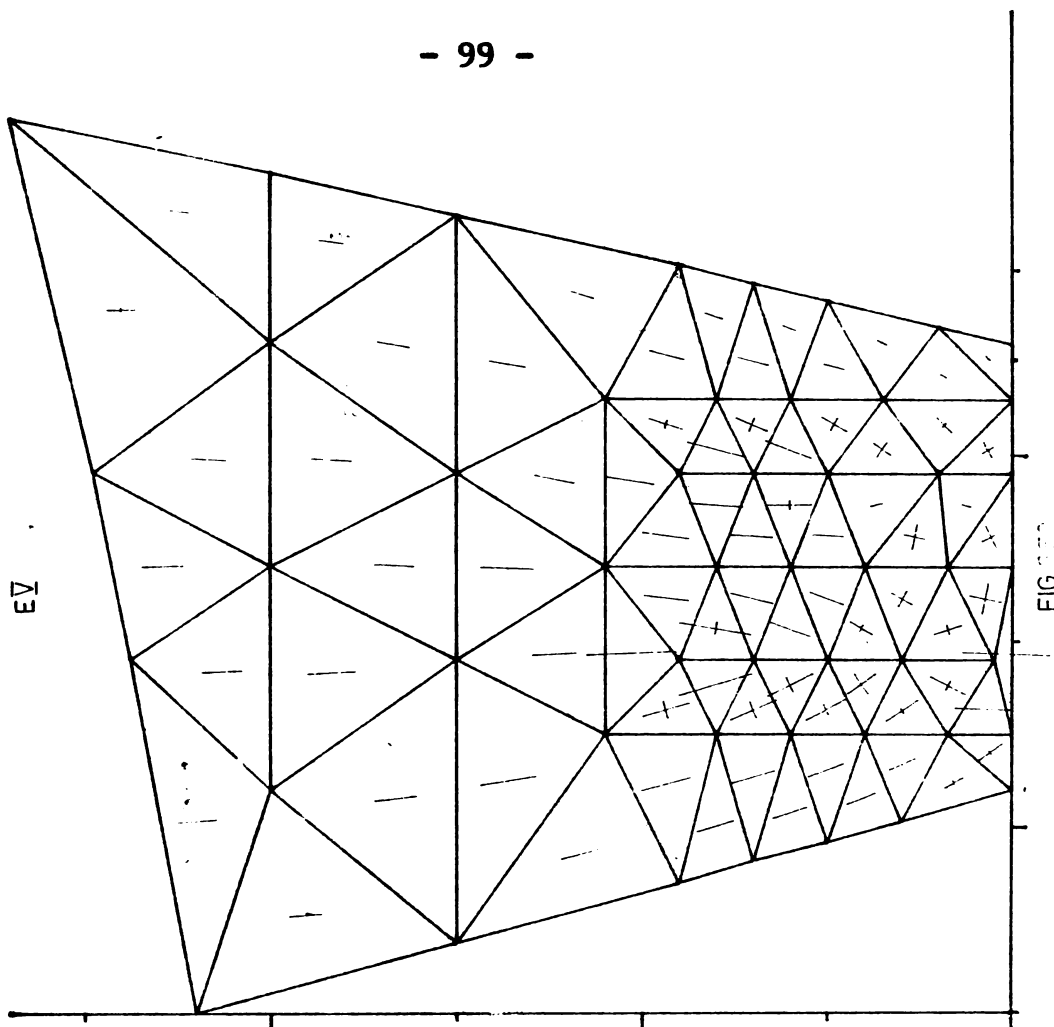


FIG. 3.58.



Tensiunile tangențiale (fig.3.58) în secțiunile longitudinale de îmbinare nu sînt mult mai exacte decît pentru încărcarea II și au aceeași alură.

Cum însă studiul se ocupă de starea generală de tensiune în guseu reprezentată prin tensiuni principale și nu de tensiuni în cordoane de sudură se apreciază că soluția de încărcare nodală a guseelor se poate face considerînd tensiunile tangențiale distribuite uniform pe lungimea cordoanelor laterale, și acest procedeu s-a aplicat în toate calculele ulterioare.

Valorile tensiunilor extreme din anexa 31 s-au plotat în figura 3.59.

3.1.6. Determinarea stării de tensiune cu ajutorul fotoelasticității

Asupra guseului nodului 4 reprezentat în detaliu în figura 3.1 s-a efectuat o cercetare fotoelastică.

Modelul realizat dintr-un material fotoelastic - araldit - la scară redusă de 2,5 ori și neîncărcat se găsește în figura 3.60. Din considerente legate de încărcare și prindere guseul model este întărit la capete. Cornierele sînt lipite de guseu tot cu araldit, pe toată lungimea de suprapunere a pieselor, modelîndu-se astfel cordoanele de sudură laterale, sudura extinzîndu-se și frontal.

Pentru etalonarea materialului fotoelastic s-a folosit epruveta din figura 3.61, cu lungimea 18,35 cm și dimensiunile secțiunii transversale 4,45 cm și 0,5 cm. Etalonarea la încovoiere pură a condus la determinarea valorii constantei fotoelastice $G_0 = 4,223 \text{ daN/cm}^2 \cdot \text{franjo}$. Datorită tehnicii de fotografiere izocromatele din figura 3.61 apar sub formă de benzi luminoase. Aceiași observație este valabilă și pentru celelalte figuri.

Intrucît solicitarea modelului la întindere este mai ușor de realizat practic, s-a încercat guseul la tracțiune și s-au fotografiat izocromatele corespunzătoare. Analogia cu cazul guseului comprimat din

figura 3.1 este evidentă.

Deși prin încercarea fotoelastică nu s-a avut în vedere determinarea cantitativă a elementelor stării de tensiune în guseu, ci doar aspectul calitativ al problemei, în tabelul 3.3 sînt înserise rezultatele parțiale ale experimentului.

În cazul solicitării la întindere modelul s-a încărcat cu o forță maximă de $P_m = 170$ daN.

Izocromatele înregistrate într-un polariscop cu lumină monocromatică pentru ordinele de bandă $k = 3$ și $k = 4$ se află în figurile 3.62 și 3.63.

Tabelul 3.3

Ordin bandă k	Incărcare model P_m	Incărcare reală P_r	Factor de scară $\alpha = \beta = \lambda = l_m / l_r$	Factor de încărcare $\gamma = P_r / P_m$	Tensiunea în model $\sigma_m = k \sigma_0$	Tensiunea reală $\sigma_r = \sigma_m \gamma \lambda^2$
-	daN	daN	-	-	daN/cm ²	daN/cm ²
1	81,54			103,3	4,223	69,8
2	94,41			89,29	8,446	120,67
3	119,2	8430	0,16	70,72	12,67	143,4
4	144,48			58,35	16,89	157,7
5	154			54,74	21,12	185
6	169,75			49,66	25,34	201,3

Se știe că în cazul unui contur neîncărcat diferența tensiunilor principale ($\sigma_1 - \sigma_2$) pe acest contur este egală cu tensiunea principală σ_1 , orientată după direcția tangentei la contur. Dacă un punct i de pe contur este intersectat de izocromata de ordinul k , tensiune în acel punct are valoarea $(\sigma_{11})_0 = k \sigma_0$ unde σ_0 este constanta fotoelastică a modelului.

În acest sens s-a apreciat că izocromata de ordinul trei (fig. 3.63) intersectează elementul finit 37 din figura 3.2 aparținînd oazului de discretizare A. Tensiunea principală minim pe acest element finit așa cum rezultă din anexa 11 este de 251 daN/cm².

Tinând cont de faptul că modelul este solicitat la întindere și nu la compresiune, valoarea experimentală într-un punct al conturului apreciat în dreptul elementului finit numărul 37, este cea minimă. Valoarea găsită, așa cum rezultă din tabelul 3.3 transferată pentru placa reală este mai mică decât în teoria elementului finit cu cca. 30%.

Rezultatele experimentale sînt însă mai puțin exacte și în acest caz sînt influențate valoric și de lipirea frontală a cornierelor modelului de guseu, de eventuale inexactități privind introducerea încărcărilor și de rezemarea la nivelul superior mai rigidă decât în realitate.

Așa cum s-a subliniat scopul încercării experimentale a fost stabilirea unei corespondențe calitative între calcul și metoda experimentală și se consideră că el a fost atins.



FIG. 360

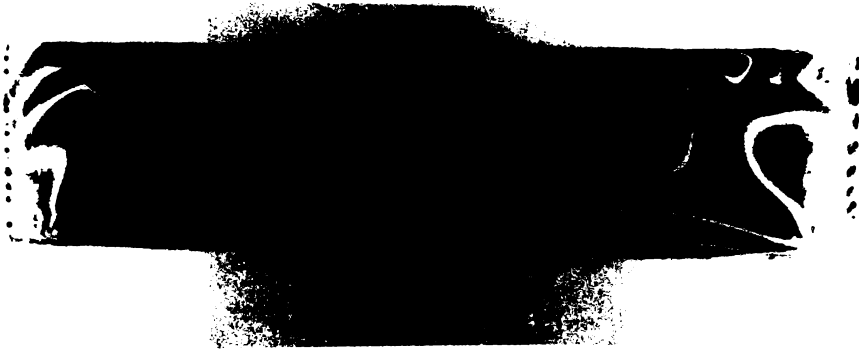


FIG. 3.61



FIG. 3.62

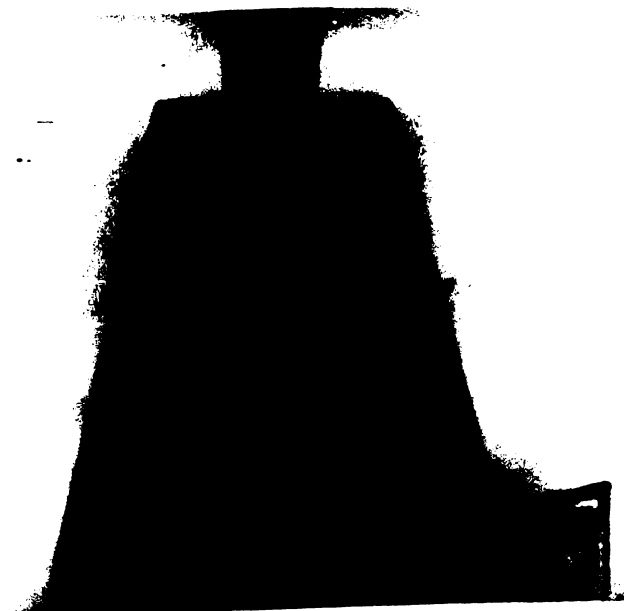


FIG. 3.63

3.2. GUSEU DE TALPA SUPERIOARA CU DOUA DIAGONALE (NODUL 2)

Nodul 2, reprezentat în figura 3.64 aparține tălpii superioare a fermei din fig.1.7. În nod concură trei bare - două diagonale și talpa superioară - îmbinarea barelor fiind realizată prin intermediul guseului TG 12x300-780. Secțiunile transversale ale barelor, caracteristicile geometrice ale sudurilor, forțele axiale din bare și detaliu de tăiere a guseului sînt indicate.

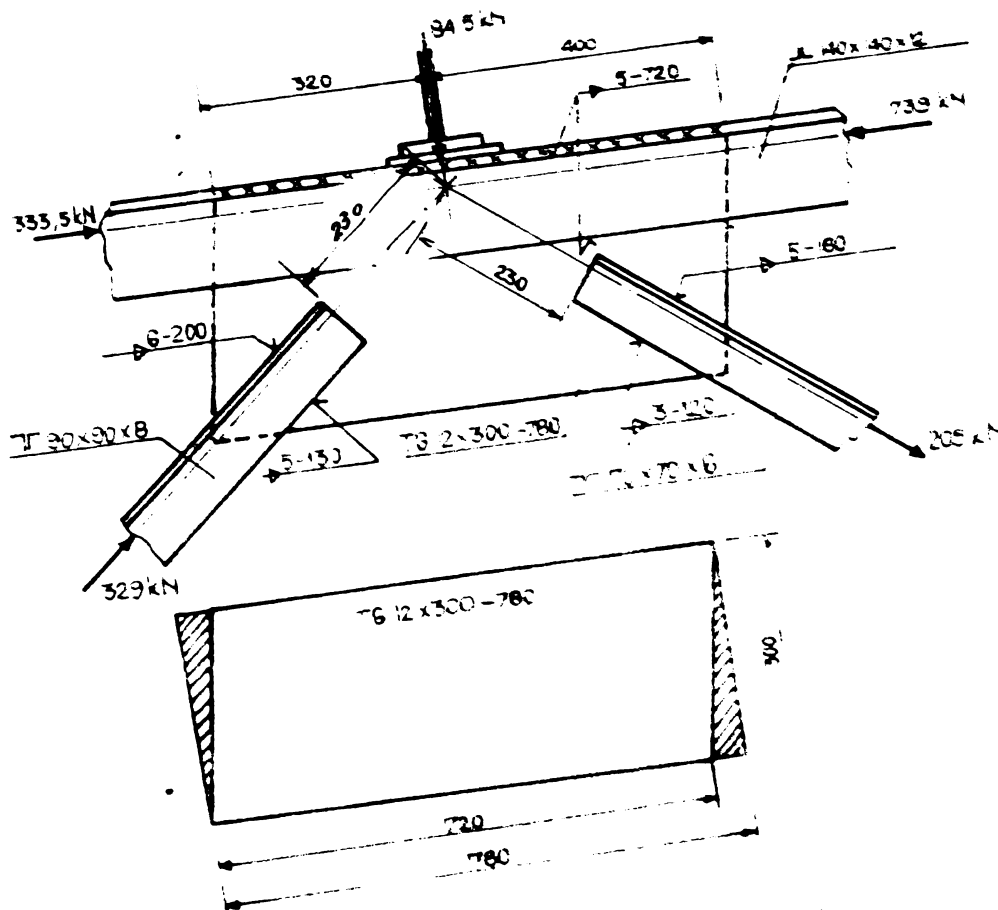


FIG. 3.64

Cu observațiile anterioare privitoare la alegerea modelului de calcul s-a utilizat împărțirea din figura 3.65 care conține 150 elemente finite și 92 puncte nodale.

S-a avut în vedere îndesirea rețelei în zonele de transmiterea forțelor exterioare, în speță, în lungul cordoanelor de sudură.

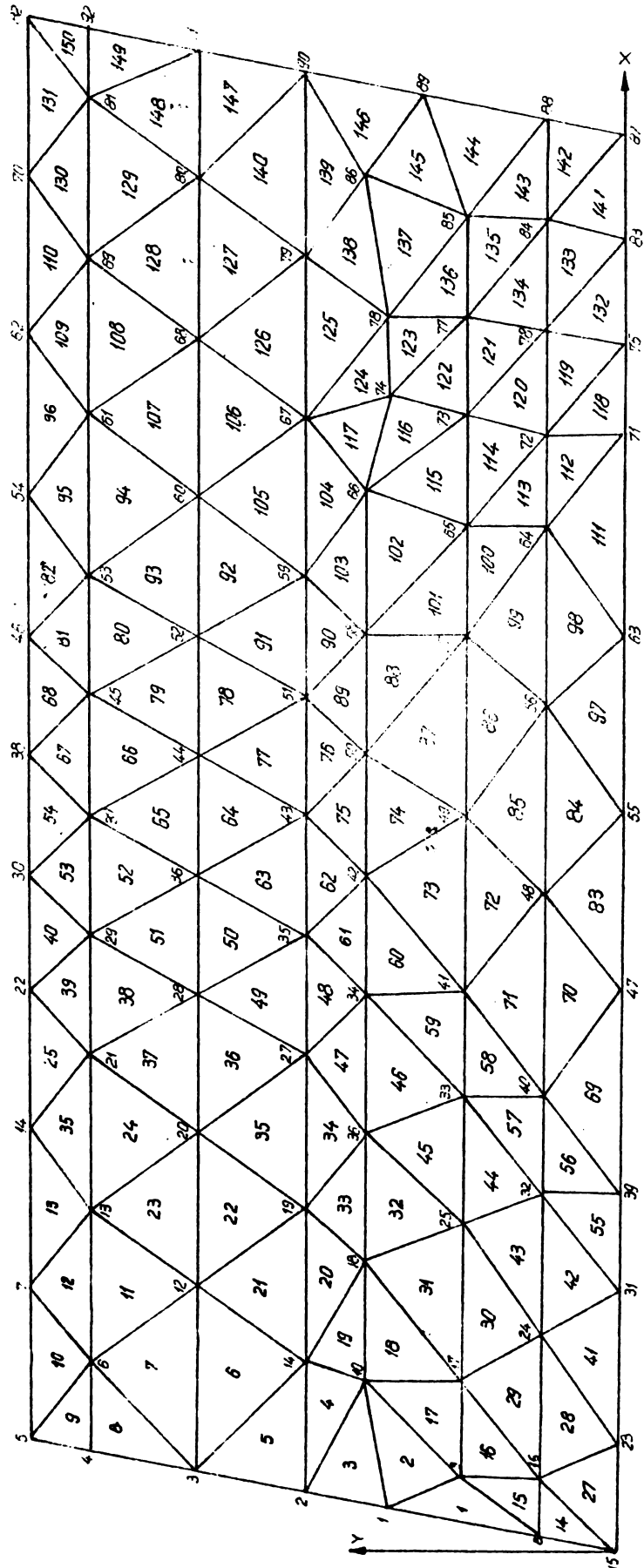


FIG. 365

Sub acțiunea încărcărilor exterioare placa este în echilibru, deci nu se impun condiții de margine.

Cele patru încărcări care mențin guseul în stare de echilibru sînt: forțele axiale din diagonale, compresiunea din talpa superioară și forța concentrată adusă de pană.

Centrarea îmbinării la diagonale și cordonul continuu de la talpa superioară exclud posibilitățile de studiu în mai multe variante de încărcare.

Tensiunile normale σ_x, σ_y în guseul nodului 2 sînt reprezentate în figura 3.66. Secțiunile considerate sînt semnificative pentru a ilustra modul de preluare a încărcărilor de către guseu. Valorile mari ale eforturilor unitare σ_y din stînga diagonalei comprimate - 1184 daN/cm^2 - se datorează lățimii mici de guseu pe care acestea se repartizează. Ele se diminuează cu creșterea lățimii guseului. Aceiași observație este valabilă și pentru tensiunile σ_x din vecinătatea diagonalei întinse. Efectul panii tradus prin cele două tensiuni normale este local.

Aspectul diagramelor tensiunilor tangențiale din figura 3.67 este apropiat de ce teoretic și în strînsă legătură cu modul de descărcare al barelor pe guseu prin intermediul sudurilor de colț. Nu sînt indicate cordoanele de sudură iar scara de reprezentare a tensiunilor tangențiale este diferită de cea utilizată în figura 3.66

Intrucît guseul prezintă o stare de tensiuni complicată, cu datele aferente din anexa 32 s-au interpretat automat direcțiile tensiunilor extreme raportate la fiecare element finit în figura 3.68. În acest mod trasarea traiectoriilor tensiunilor principale este mult ușurată.

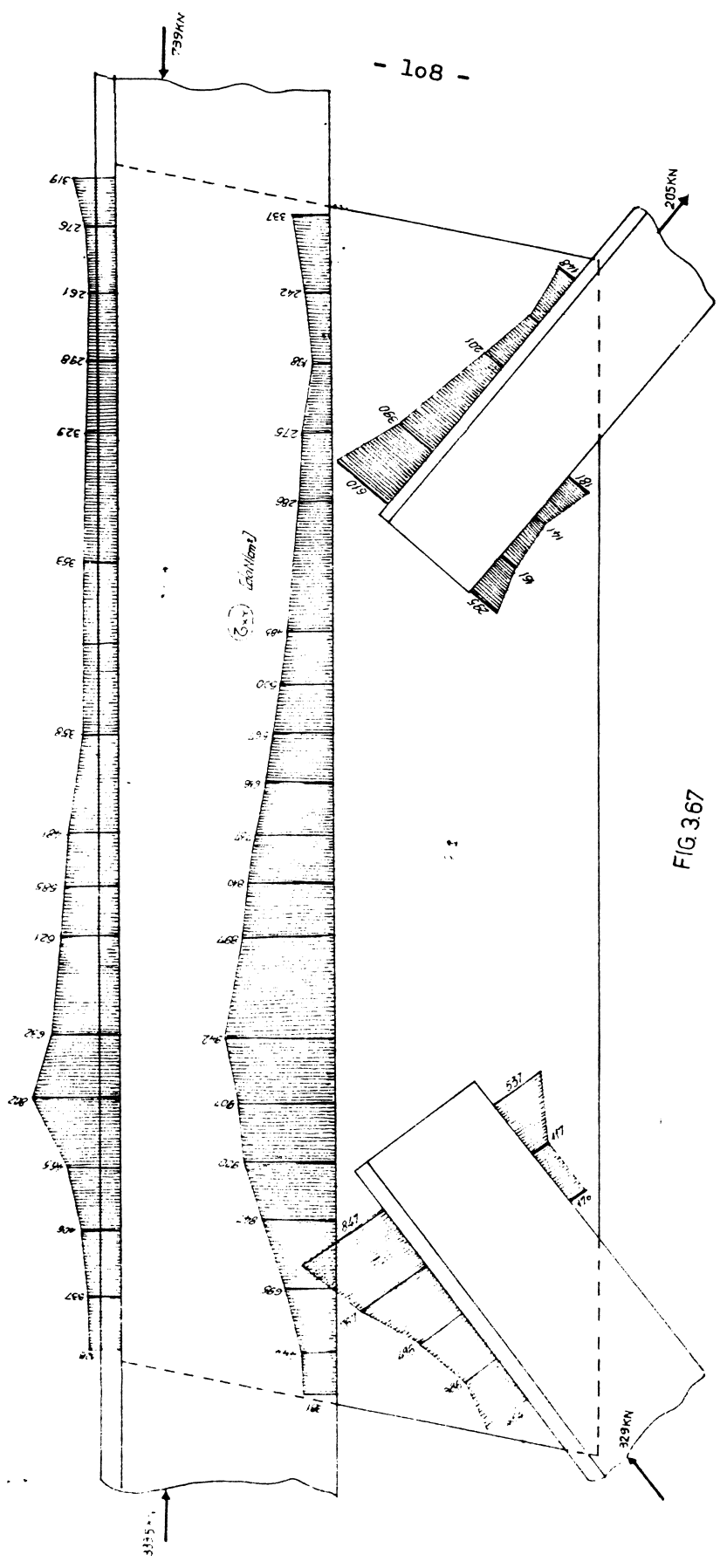


FIG 3.67

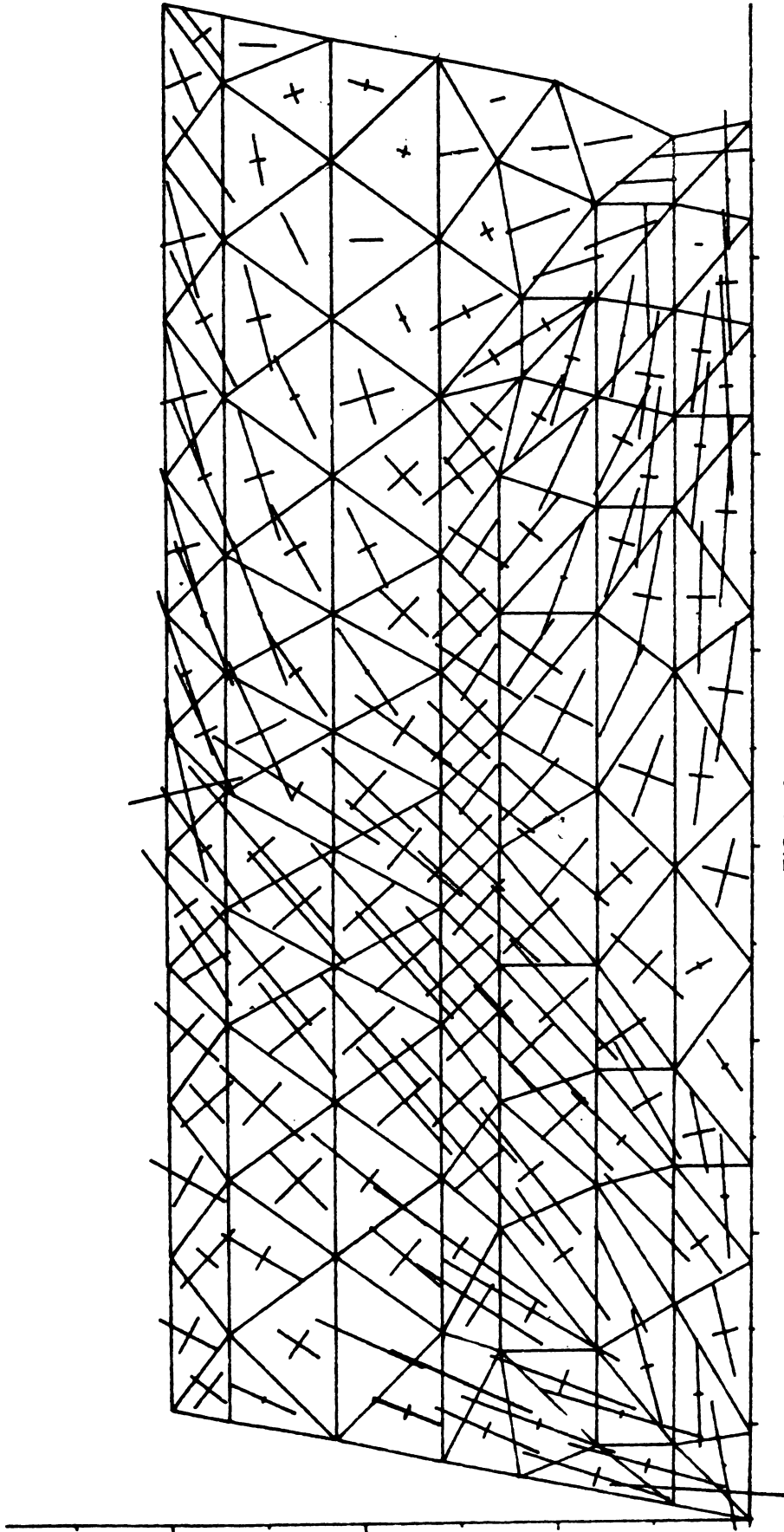


FIG 3.68

3.3. GUSEU NESIMETRIC DE TALPA INFERIOARA CU DOUA DIAGONALE
SI MONTANT (NODUL 3)

Guseul TG 12x335-860 din figura 3.69 folosește îmbinării a trei bare la talpa inferioară a unei grinzi cu zăbrele. Dintre guseele calculate, acesta are lungimea cea mai mare, fiind și nesimetric.

Barele, concurente în nodul teoretic au secțiunile transversale, încărcările și caracteristicile de îmbinare conform desenului.

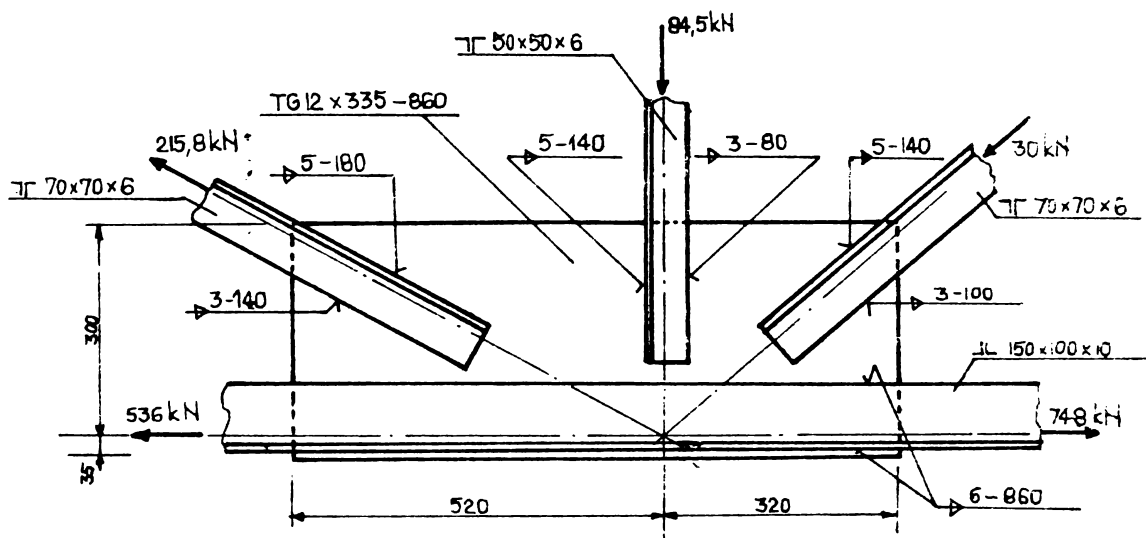


FIG. 3.69

Urmărind geometria nodului și introducerea încărcărilor rezultat modelul de calcul din figura 3.70 care cuprinde 146 elemente finite și 89 puncte nodale.

Încărcările sînt transmise prin îmbinările sudate iar condiții de margine nu se impun, placa fiind în echilibru.

Pentru realizarea studiului stării de tensiuni din anexa 33 în figurile 3.71, 3.72 și 3.73 sînt trasate diagramele de eforturi σ_y , σ_x , τ_{xy} și tensiunile extreme.

Tensiunile normale σ_x au legi de variație liniare; în primele patru secțiuni considerate valorile acestora sînt de semne contrare iar în secțiunea din stînga montantului de același semn. Cea mai mare valoare a tensiunii normale σ_x este de 534 daN/cm² și rezultă în

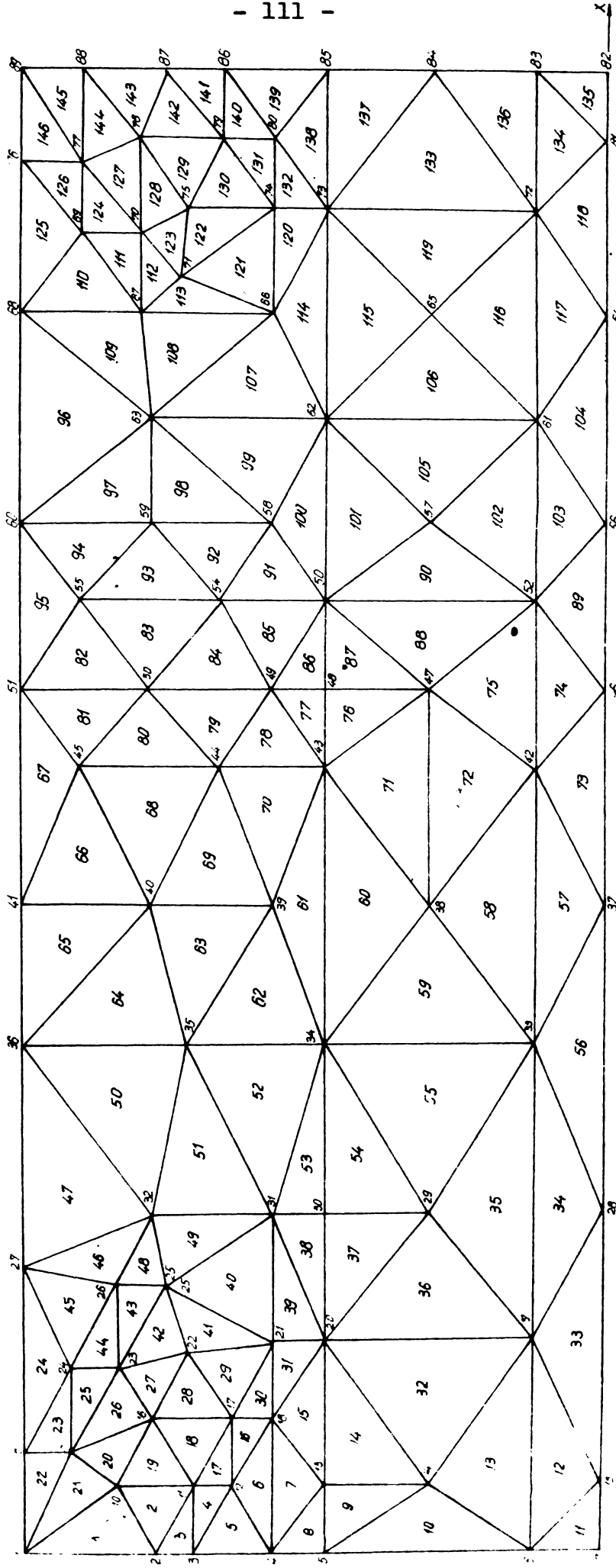


FIG. 3.70

secțiunea din dreptul montantului, în zona inferioară a guseului.

Tensiunile normale σ_y ilustrează preluarea încărcărilor de către guseu în patru secțiuni semnificative. În prima secțiune de la nivelul de jos al guseului aceste tensiuni sînt de același semn. Influența forței axiale de întindere din diagonală poate fi urmărită în cele două secțiuni longitudinale din vecinătatea barei, prin tensiunile σ_y cu valori de 544 daN/cm^2 respectiv 523 daN/cm^2 .

Tensiunile tangențiale sînt reprezentate în dreptul sudurilor de colț pentru diagonale, montant, și talpă inferioară. Legile de variație a acestor tensiuni concordă cu cele teoretice. Valorile obținute pentru îmbinarea zăbrelelor sînt în concordanță cu mărimea încărcărilor transmise de cele patru cordoane de sudură care fixează secțiunea barelor de guseu.

Prin secțiunile longitudinale aferente cusăturii continue de la talpa inferioară a grinzii cu zăbrele se ilustrează modul de lucru al guseului la diferența de efort axial din talpă sub aspectul tensiunilor tangențiale.

Scara de reprezentare a tensiunilor tangențiale este diferită de cea utilizată în figura 3.71 iar cordoanele de sudură nu sînt indicate.

Direcțiile tensiunilor principale raportate la centrul de greutate al fiecărui element finit s-au trasat automat la scara convenabilă.

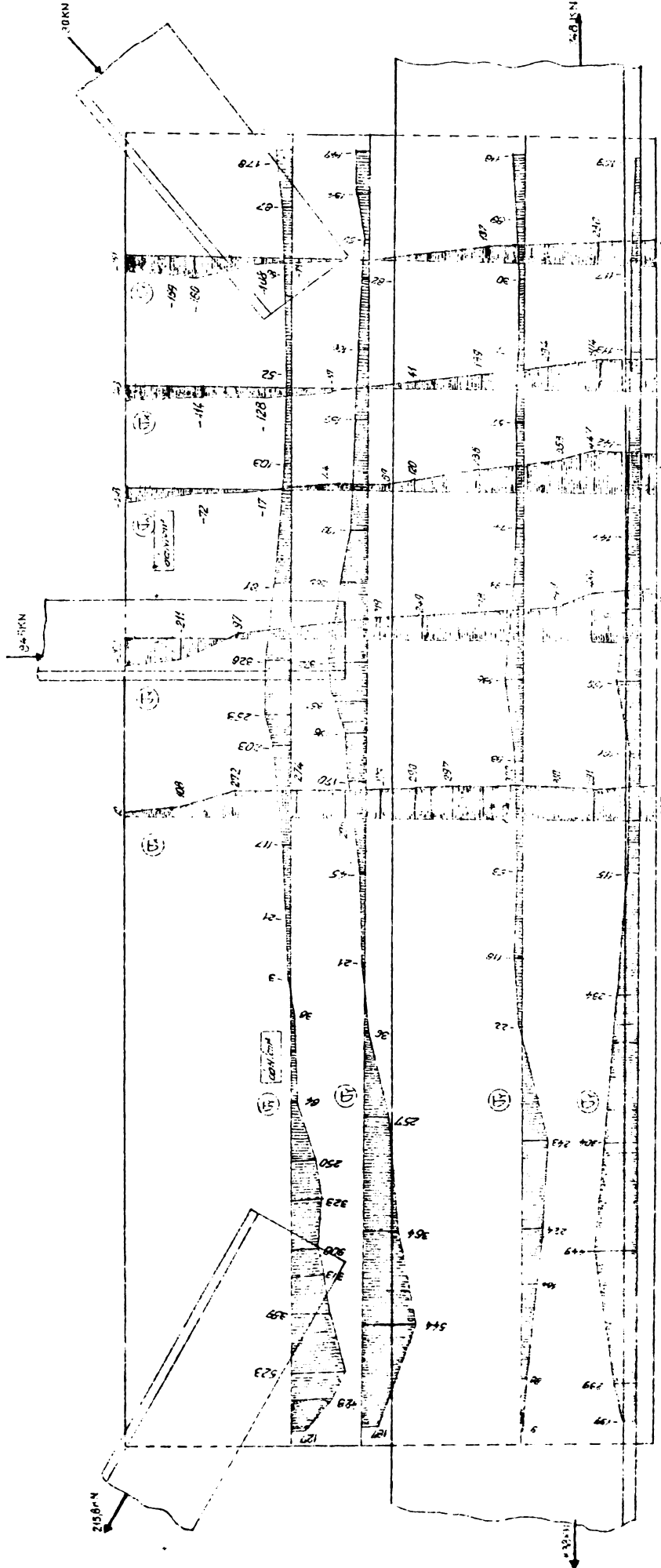


FIG. 3.71

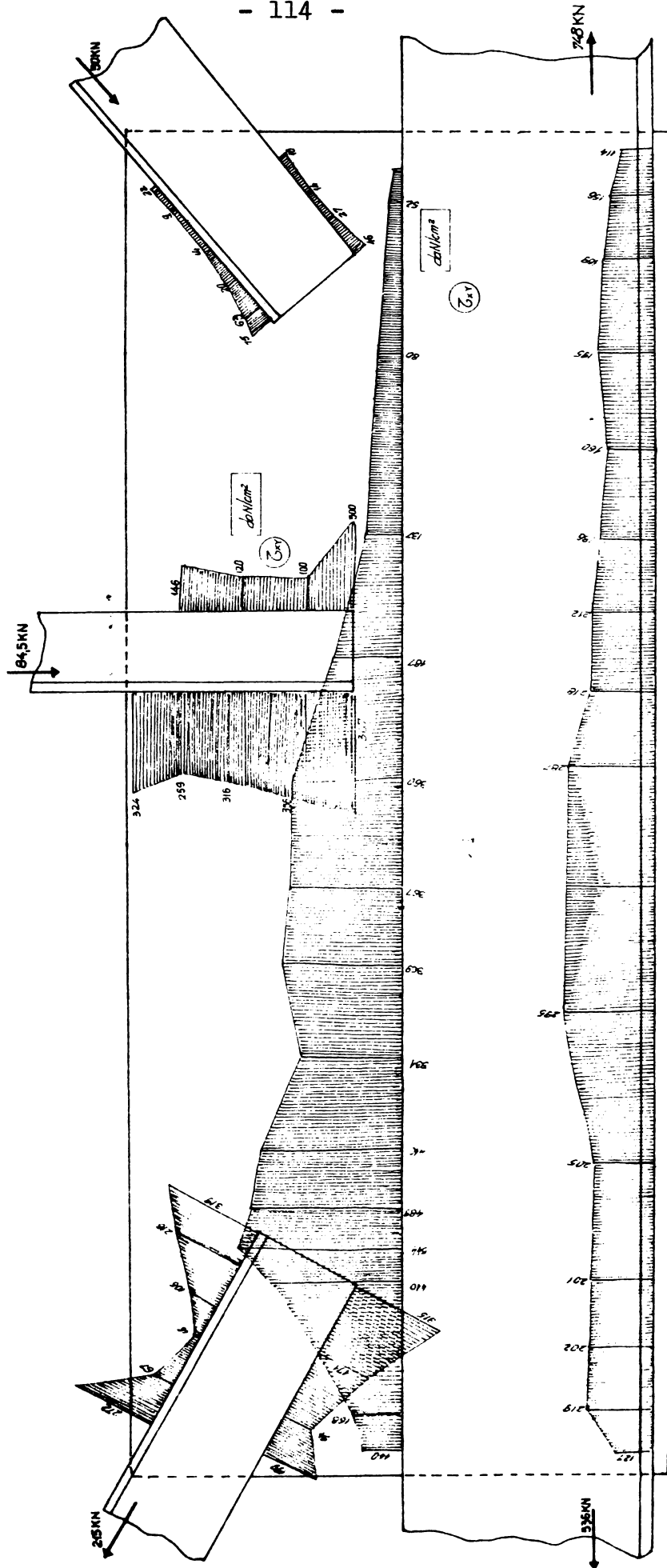


FIG. 3.72

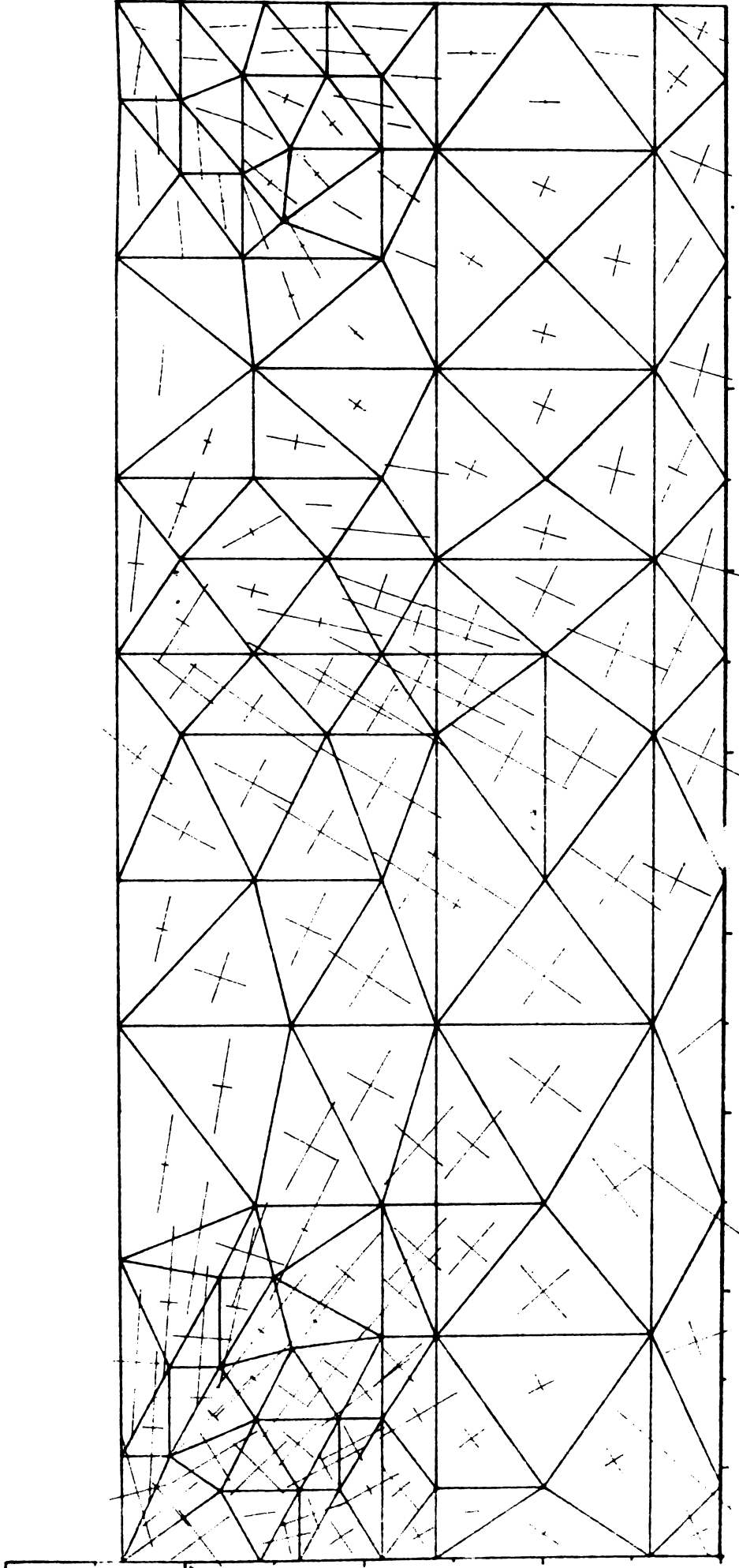


FIG 3.73

3.4 GUSEU SIMETRIC DE TALPA INFERIOARA

Studiul stării de tensiune s-a efectuat pentru guseul nodului din figura 3.74.

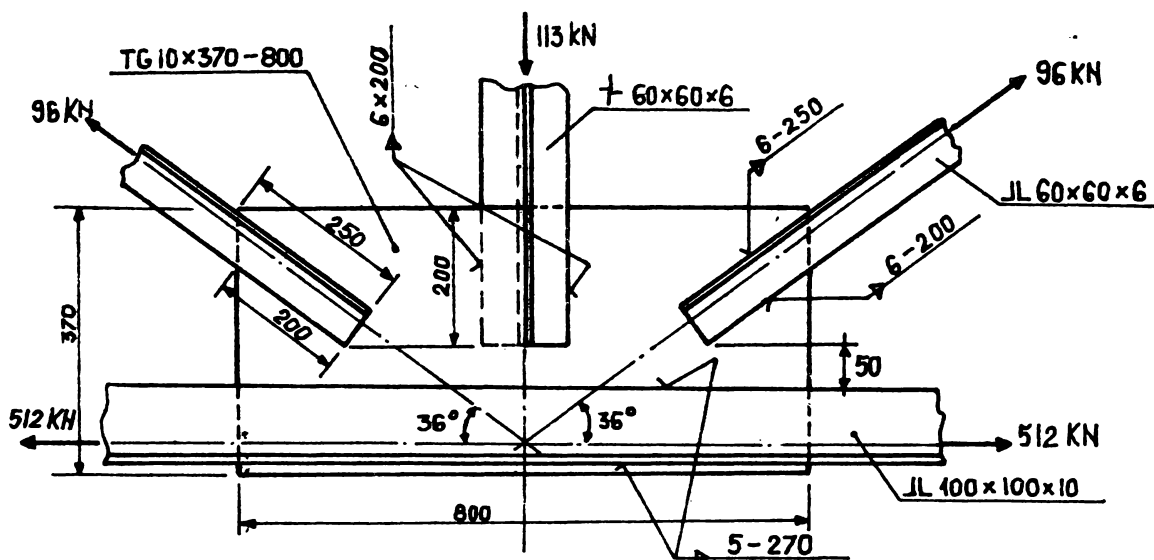


FIG. 3.74

În urma discretizării s-au obținut 278 elemente finite și 160 puncte nodale, deci numărul maxim al acestora; modelul de calcul se găsește în figura 3.75.

Deoarece calculul s-a aplicat întregului guseu chiar în condiții de simetrie a acestuia și împărțirea interioară respectă integral simetria geometrică.

Aplicând programul FEM s-au determinat elementele ce caracterizează starea de tensiune în guseu. Acestea se găsesc în anexa 3.4. Conform datelor de calcul introduse la scara înjumătățită față de cea reală și tensiunile listate sînt de două ori mai mici decît în realitate.

În diagramele de tensiuni sînt reprezentate valorile reale.

În desenul din figura 3.76 s-au trasat diagramele tensiunilor normale și tangențiale în zone caracteristice. Cele trei secțiuni considerate pentru figurarea tensiunilor normale σ_x ilustrează

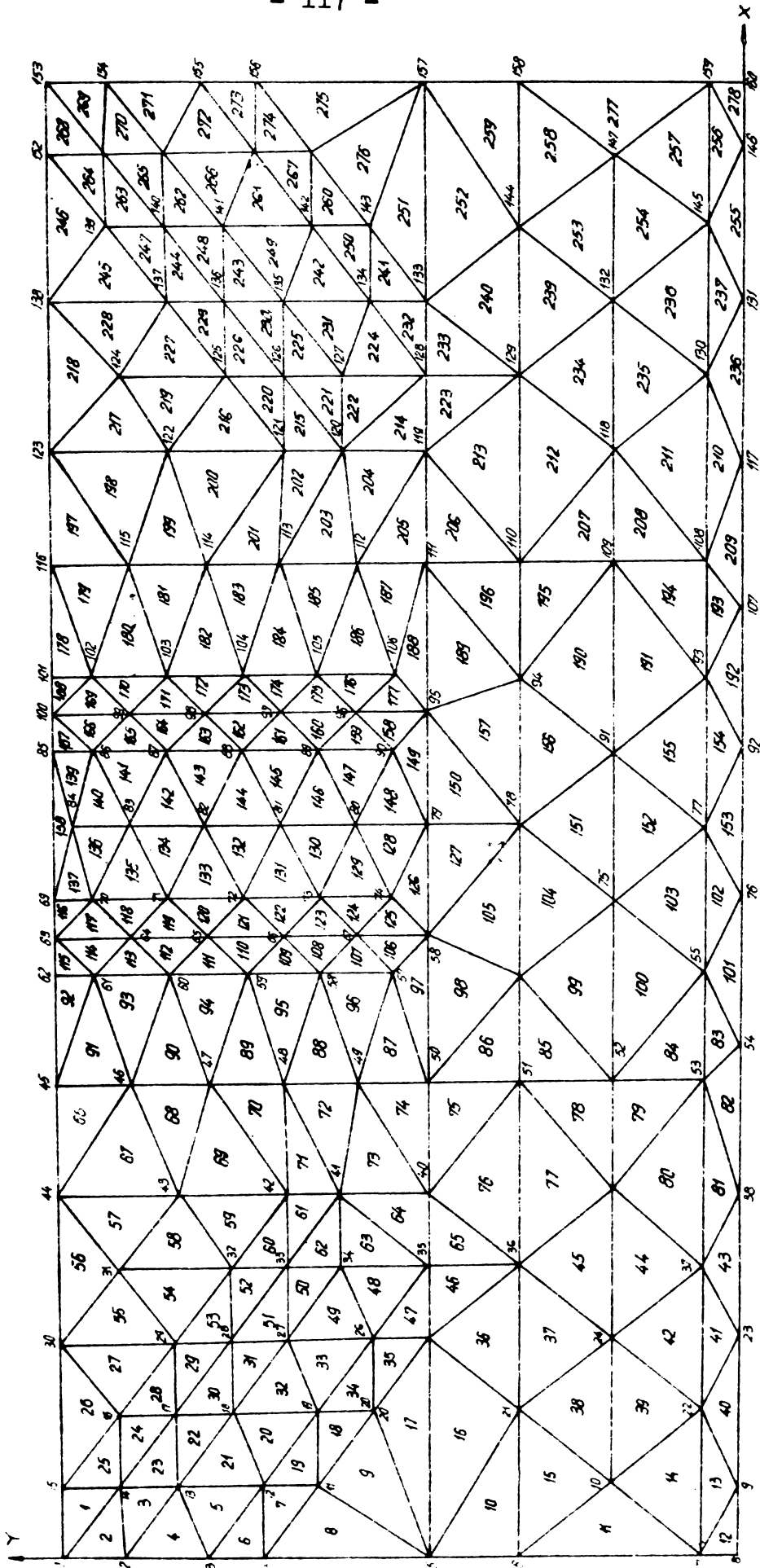


FIG. 3.75

modul de lucru al guseului din punctul de vedere al acestei tensiuni în zona montantului, în zona de acțiune a forței axiale din diagonală și spațiu dintre cele două bare. Diagrama tensiunii normale σ_y s-a trasat în secțiunea de sub montant pe toată lungimea guseului pentru a verifica identitatea valorilor din considerente de simetrie. Pe lățimea montantului tensiunile normale σ_y din guseu iau valori în jurul cifrei de 500 daN/cm².

Cealaltă secțiune longitudinală s-a practicat pe jumătate lungime de guseu; efectul forței de întindere parțiale din diagonală se pot urmări prin diagrama σ_y în zona vecină acesteia.

Diagramele tensiunilor tangențiale în dreptul îmbinărilor prin sudură a zăbrelelor urmăresc aspectul teoretic al acestor tensiuni.

Direcțiile tensiunilor principale și valorile acestora raportate la centrul de greutate al elementului finit sînt indicate în figura 3.77 cu ajutorul echipamentului plotter.

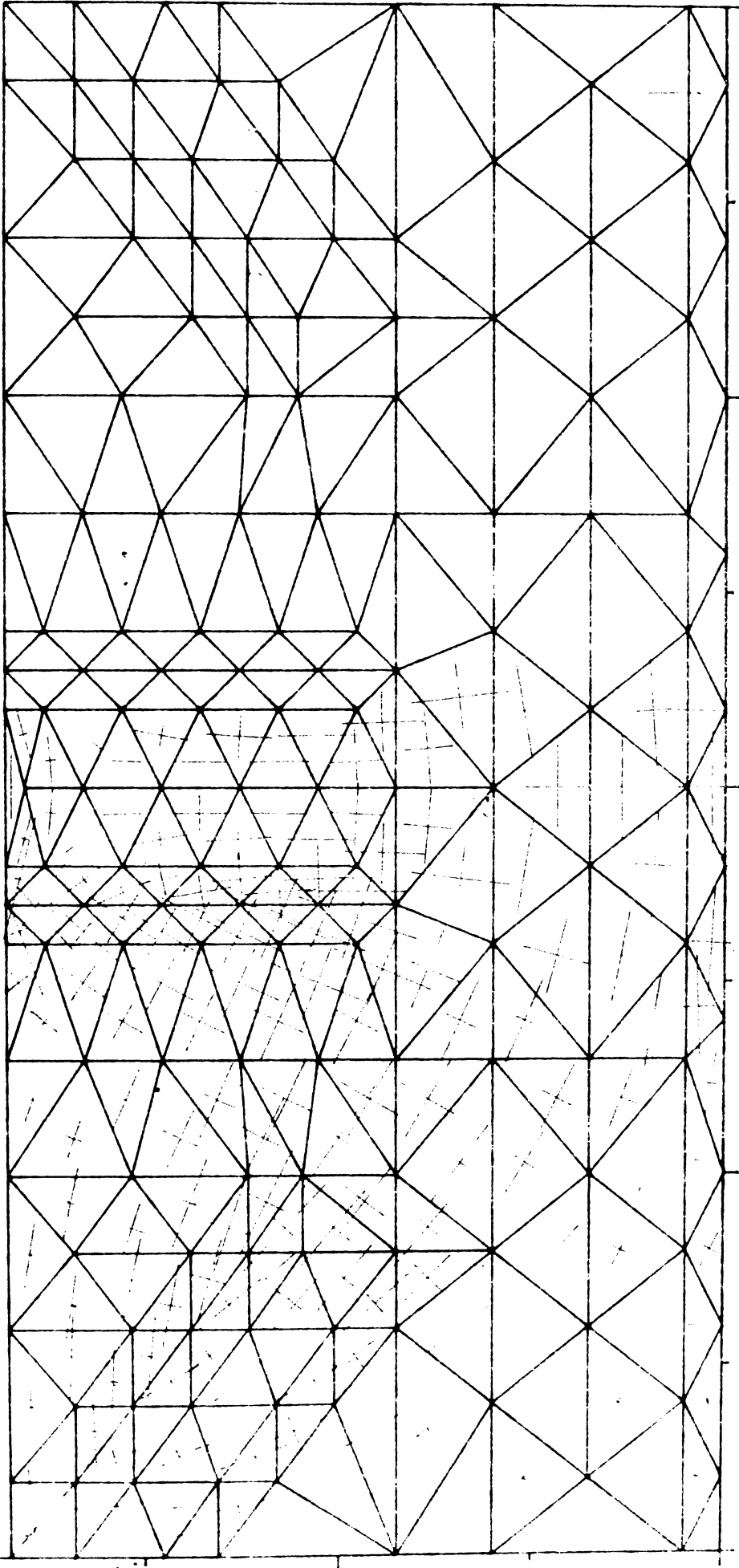


FIG 377

3.5. GUSEUL NODULUI DE REAZEM (NOD 0)

Grinda cu zăbrele din fig. 1.7 este proiectată în soluția de prindere articulată de stâlpi. Nodul de reazem este alcătuit conform figurii 3.78. Încărcările pe care le preia guseul provin din cele două zăbrele, din pană și din reacțiunea grinzii cu zăbrele. Din considerente de geometrie și încărcare a rezultat modelul de calcul din

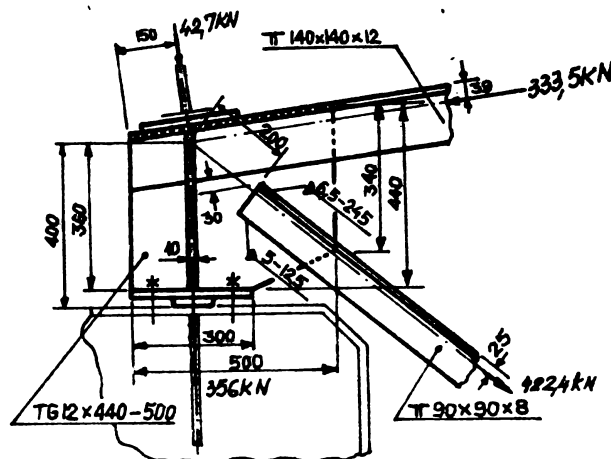


FIG.3.78

figura 3.79 cu un număr de 160 elemente finite și 95 conexiuni nodale. Starea de tensiune din guseul de reazem s-a studiat în două variante de alcătuire: fără rigidizare și cu rigidizare.

3.5.1. Guseu de reazem fără rigidizare

Lipsa rigidizării conduce automat la predarea întregii reacțiuni a grinzii cu zăbrele nodului 20, celelalte încărcări se concentrează în lungul îmbinărilor prin sudură, iar acțiunea panii revine sub formă de forță concentrată nodului 28.

Cu datele din anexa 35 s-au putut stabili diagramele tensiunilor normale σ_y - figura 3.80 - în patru secțiuni.

Efectul reacțiunii de 356 kN se regăsește în diagramele eforturilor unitare σ_y prin valorile mari ale acestora atât la baza guseului 4100 daN/cm^2 cât și pe înălțimea guseului. Din considerente

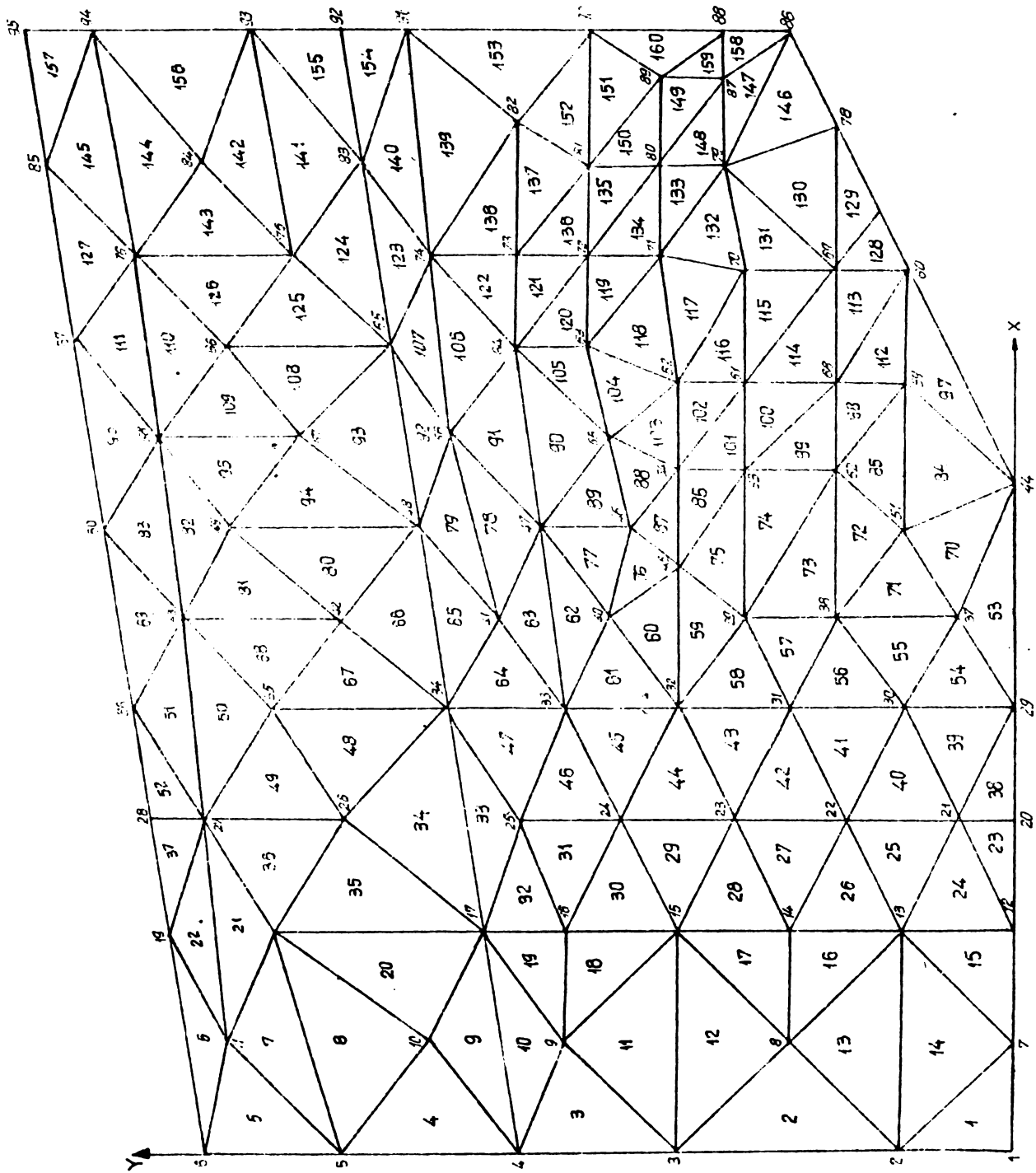


FIG. 3.79

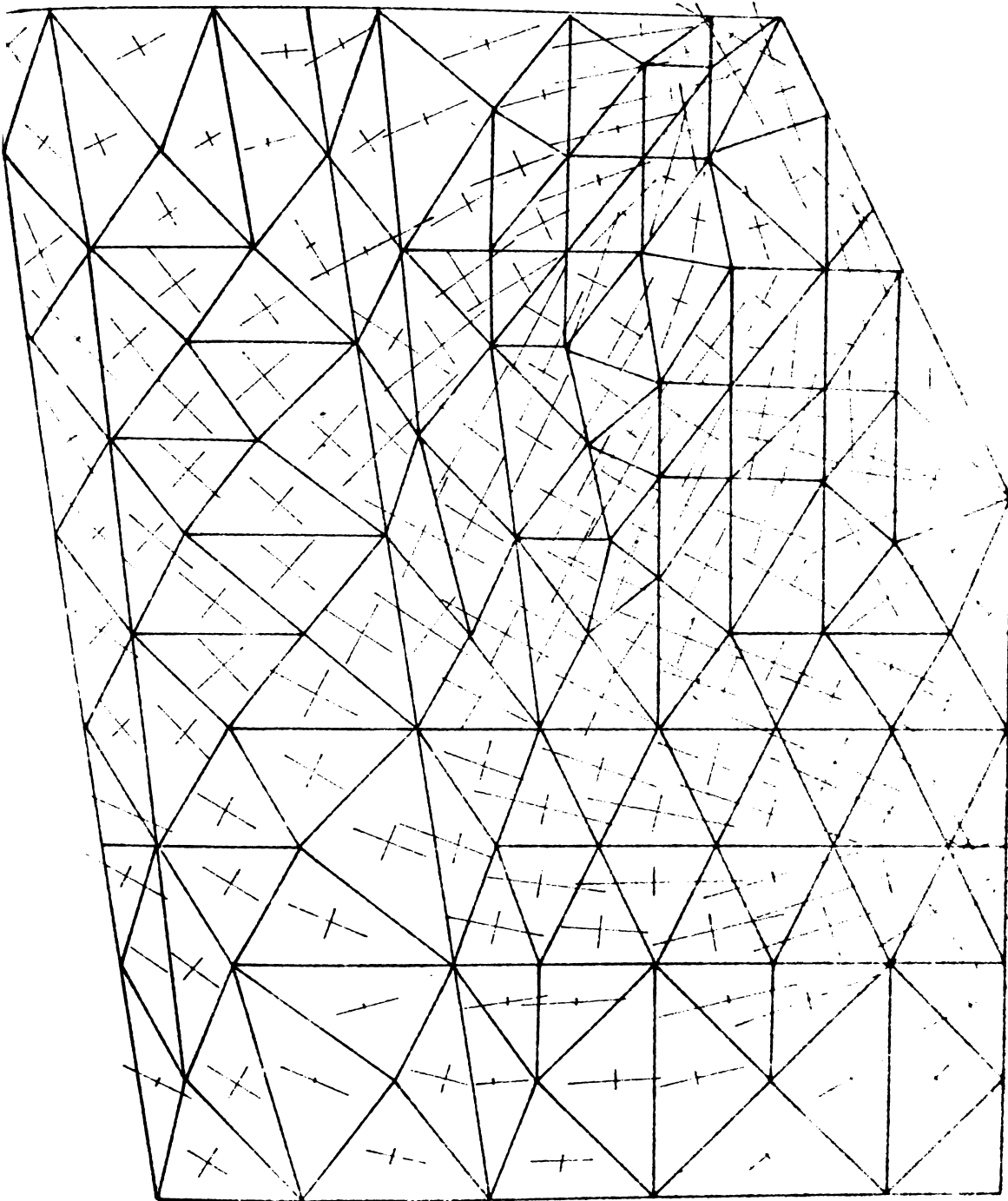


FIG 3.81

de lățime activă de σ mică, tensiunile normale σ_y cresc la 1500 daN/cm^2 în zona din imediata vecinătate a introducerii forței din diagonală. Nu s-au prezentat celelalte tensiuni ca fiind ne semnificative.

Interpretarea automată a direcțiilor tensiunilor principale se află în figura 3.81.

3.5.2. Guseu de reazem cu rigidizare

Introducerea în calcul a rigidizării face posibilă repartizarea reacțiunii mari a grinzii în lungul sudurii care fixează rigidizarea de guseu. Celelalte încărcări rămân nemodificate ca valoare și punct de acțiune.

Starea de tensiune calculată se găsește în anexa 36. Intre diagramele tensiunilor normale σ_y din figura 3.82 în soluția de rigidizare a guseului și cele anterioare există o corespondență a legii de variație a efortului unitar. Valorile σ_y la care lucrează guseul în zona rigidizată sînt însă esențial diferite, mult mai mici și mai uniforme ca valoare față de cazul anterior. Cifra de 1521 daN/cm^2 este fictivă și se datorează unei deficiente de discretizare a zonei respective.

Rigidizarea împiedică și pierderea stabilității locale a guseului. Diagramele tensiunilor σ_x reprezentate în fig. 3.82 sînt ne semnificative, mici perturbații în liniaritatea lor apar în dreptul cordoanelor de sudură mai puțin încărcate ale tălpilor.

Tensiunile extreme la aceeași scară ca și în varianta fără rigidizare pentru fiecare element finit sînt notate în figura 3.83.

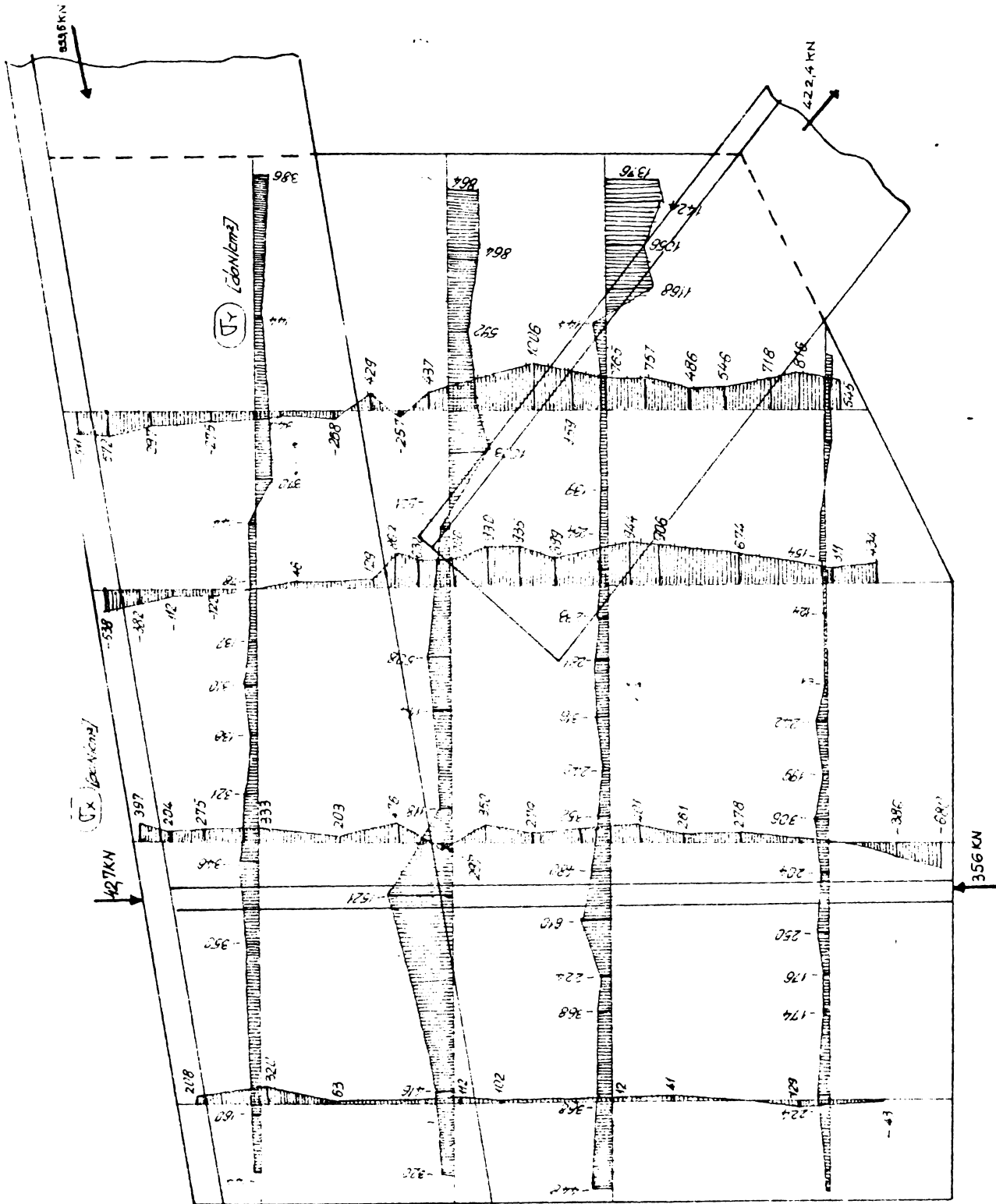


FIG. 382

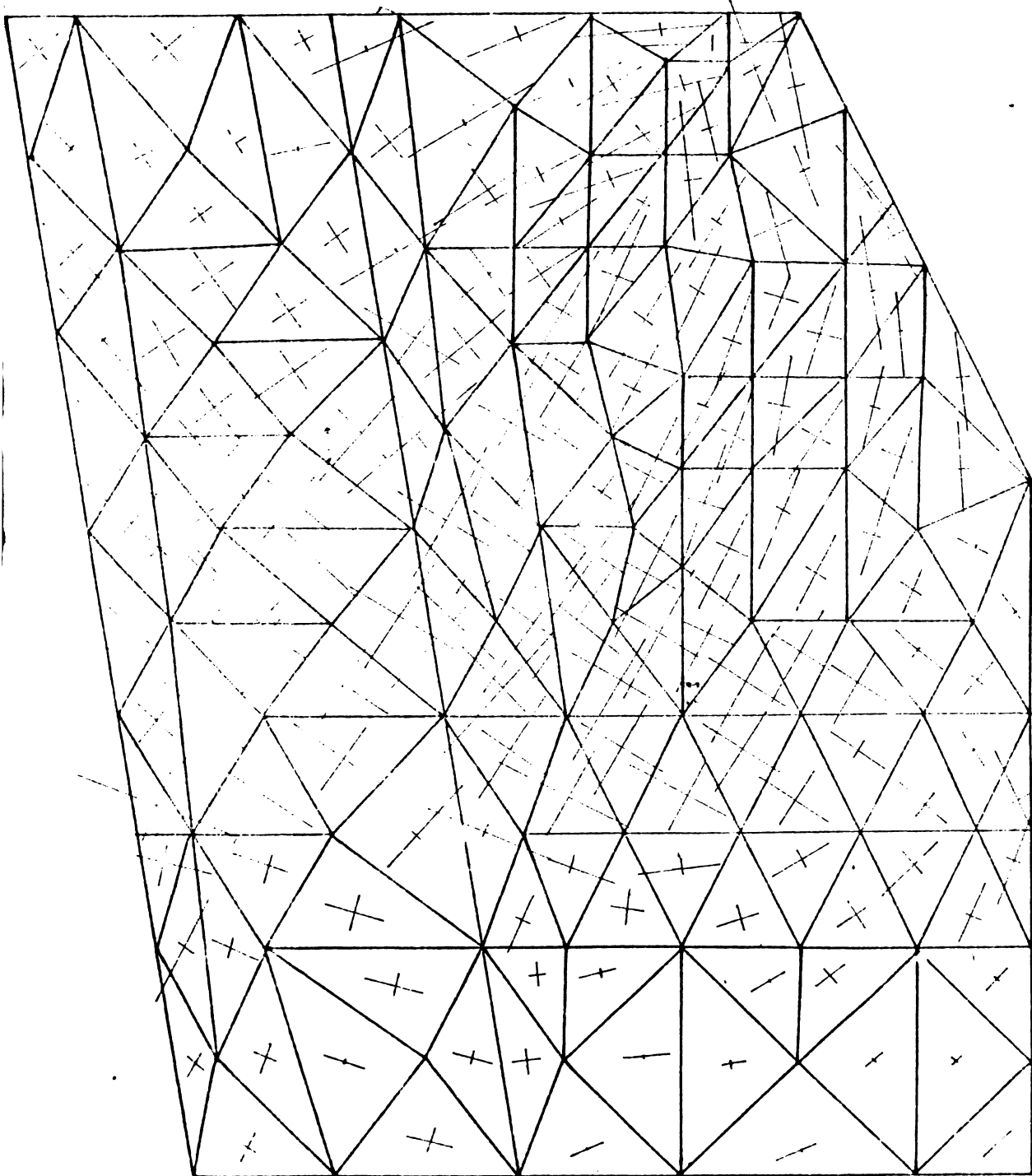


FIG 383

3.6. GUSEU IN ZONA DE IMBINARE A TALPII INFERIOARE
A UNEI GRINZI CU ZABRELE

Așa cum rezultă din subcapitolul 1.4 nodul din figura 3.84 a fost cercetat experimental și prin metode numerice.

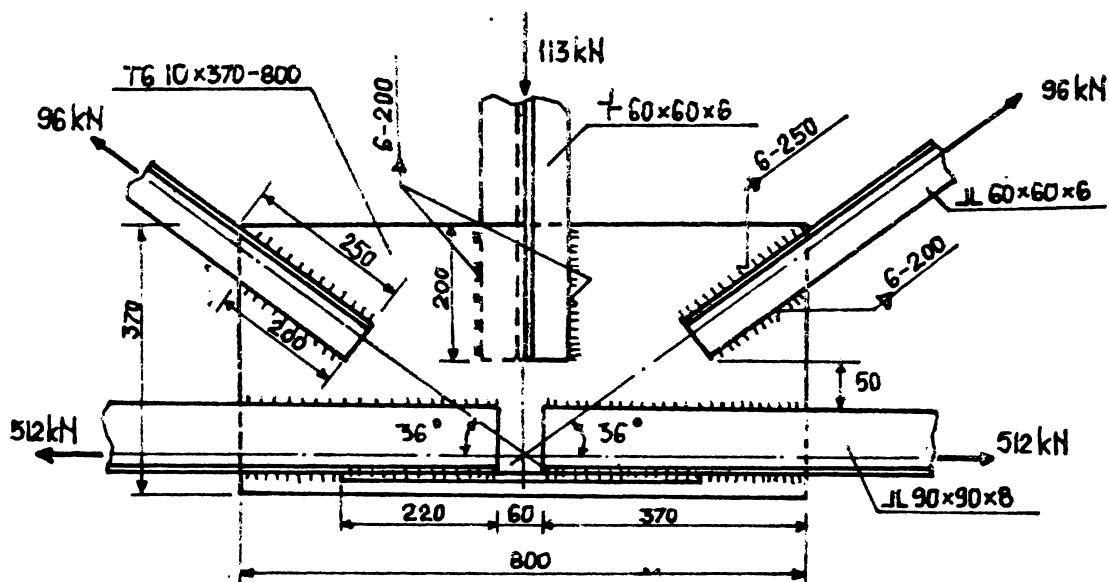


FIG. 384

Determinarea tensiunilor din acest guseu, cu metoda elementelor finite se poate face în două variante:

- un calcul exact în care guseul se încarcă pe rînd cu forțe unitare în lungul cordoanelor de sudură aferente eclisei și cornierelor. Se determină apoi forțele din cordoanele de sudură utilizînd ecuațiile teoriei elasticității. Starea de tensiune în guseu rezultă din suprapunerea cazurilor de încărcare. În urma acestui calcul se poate verifica în ansamblu metoda de calcul expusă în lucrarea [35];

- un calcul în care se menține ipoteza distribuției părților de forță guseu - eclisă conform propunerii din [35] și se compară cele două metode de calcul metoda elementelor finite și metoda diferențelor finite.

S-a luat în considerare al doilea procedeu încărcînd guseul în dreptul ecliselor cu 53% din valoarea forței ce se transmite prin sudura de colț. Celelalte procente din forța de lunecare sînt preluate de eclise.

Din motive de simetrie mecanică și geometrică discretizarea s-a extins pînă în dreptul axei de simetrie, totalizînd un număr de 106 noduri și 176 elemente finite. Anularea gradelor de libertate de corp rigid și simetria deformației în ansamblul guseului au impus direcțiile blocajelor nodurilor pe axa de simetrie; figura 3.85.

Rezultatele obținute în urma calculului sînt întabelate în anexa 37.

În figura 3.86 s-a reprezentat distribuția tensiunilor normale σ_x în patru secțiuni transversale dintre care trei sînt în corespondență cu cele din fig. 1.20.

Valorile numerice înscrise în diagrame reprezintă valoarea tensiunilor normale aferente elementelor finite tăiate de respectivele secțiuni.

Eforturile unitare normale σ_x au legi de variație liniare, în trei secțiuni crescînd de la valori negative mici în partea superioară a guseului la valori pozitive mari în fibra inferioară.

Secțiunea din dreptul montantului coincide și cu predarea completă a forței axiale din talpa inferioară guseului, de unde rezultă și valori mari ale tensiunii σ_x în această zonă.

Grafic, direcțiile tensiunilor principale pentru fiecare element finit al discretizării sînt interpretate în fig. 3.87.

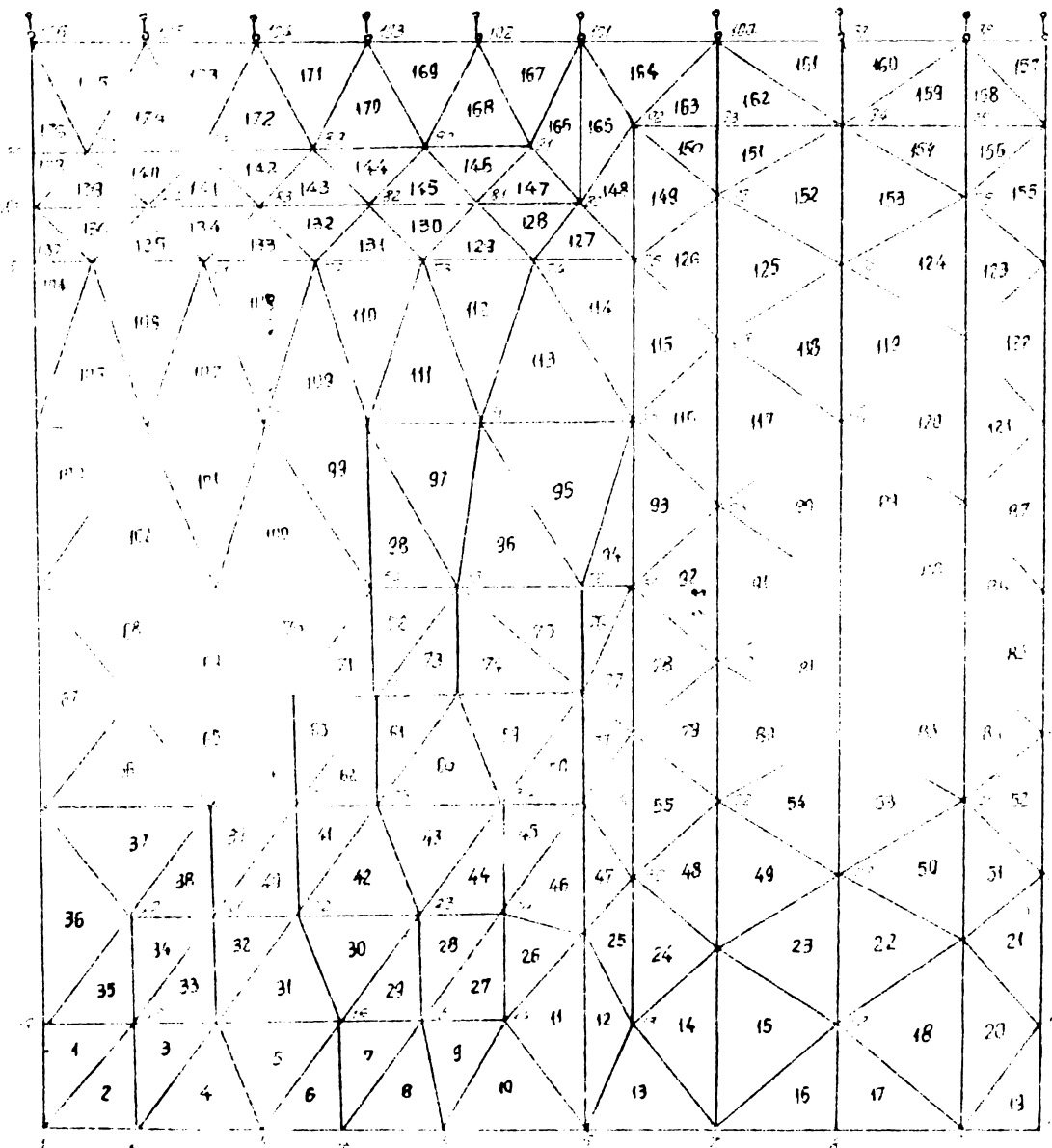


FIG. 335

INSTITUT POLITEKNIK
SILANGANG
JALAN SATEKA DEPAKALI

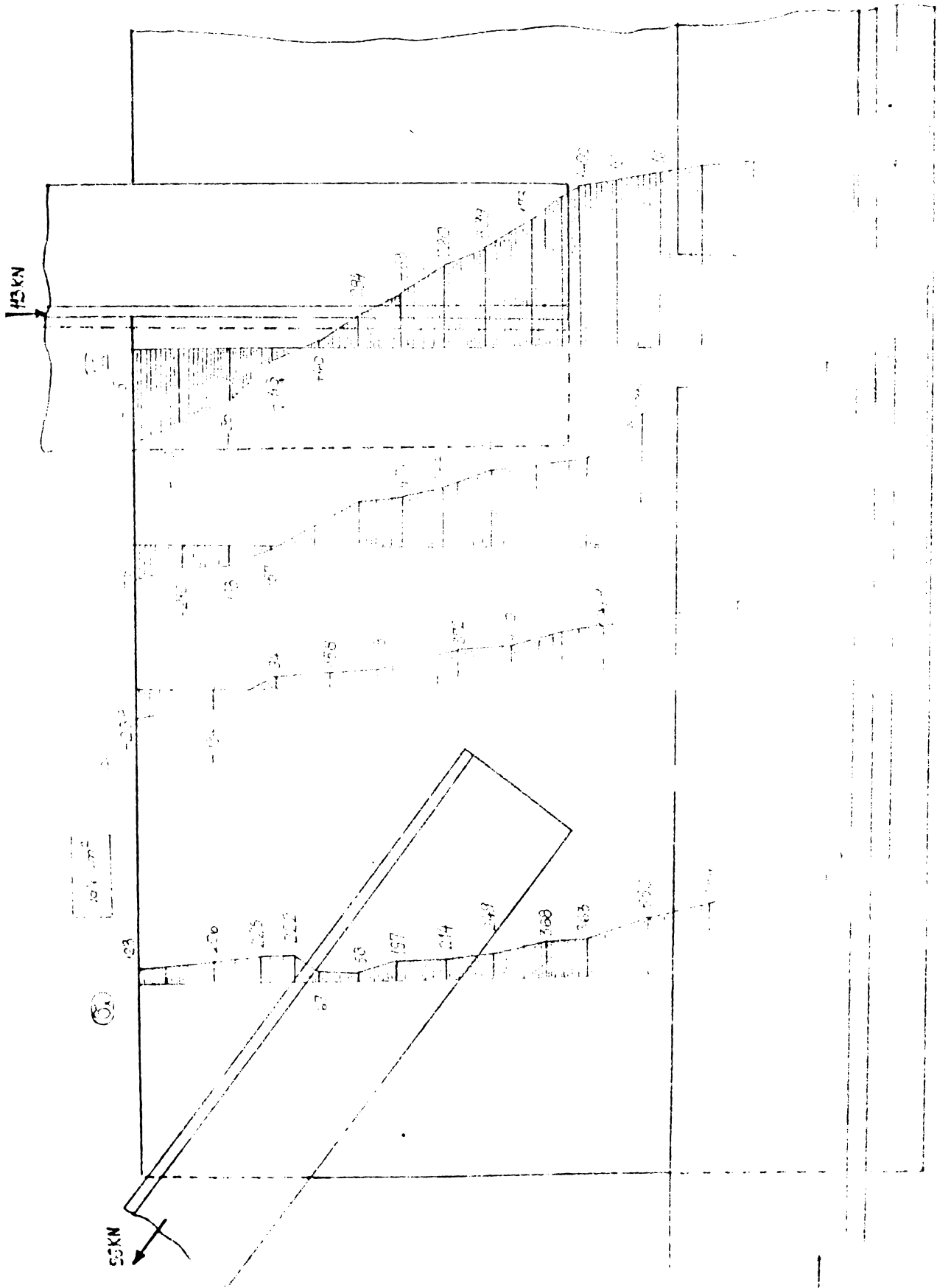


FIG. 9.15

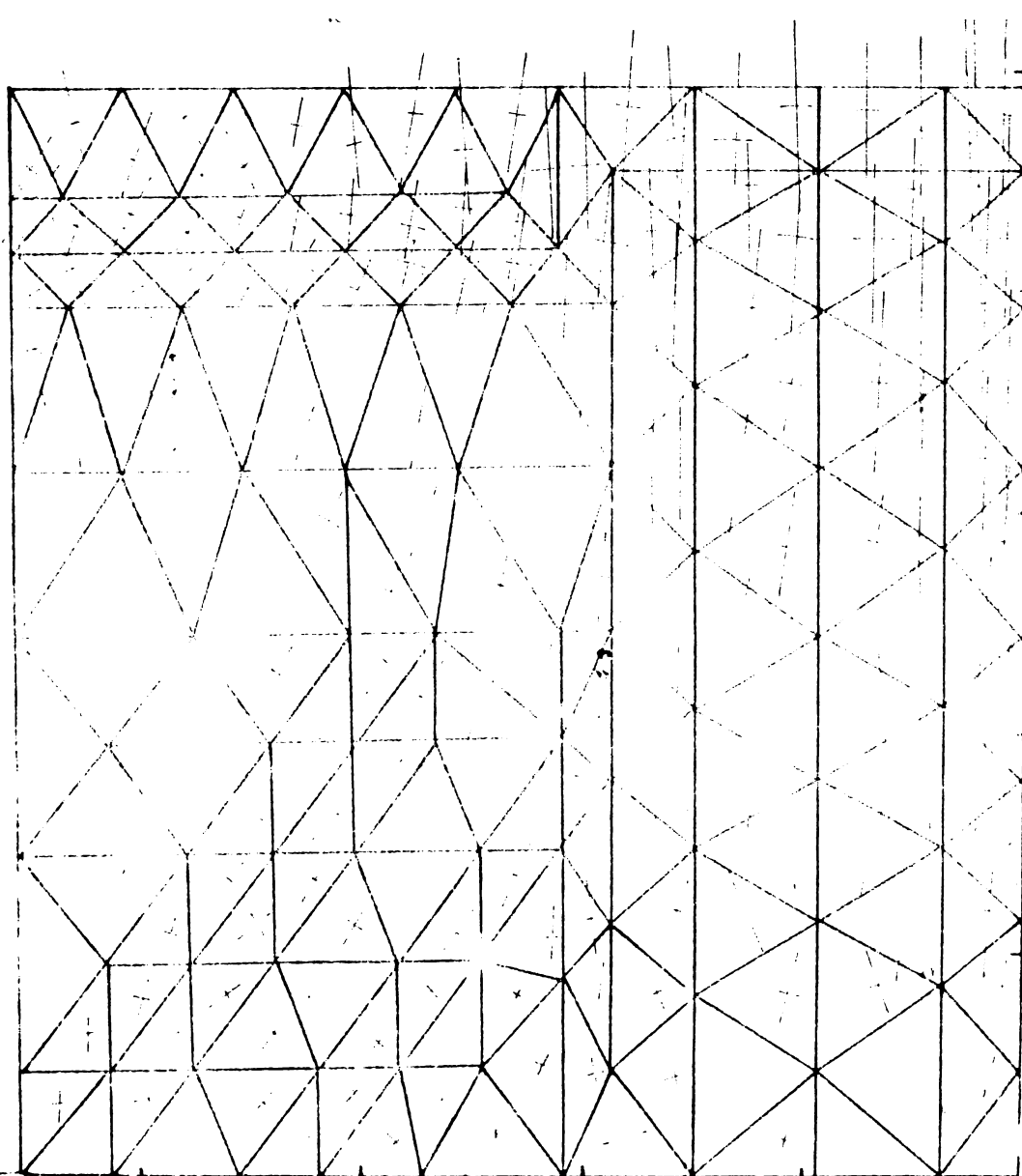


FIG. 3.87

CAPITOLUL IV

SINTEZA SI CONCLUZII

4.1. Concluzii privitoare la modul de aplicare a metodei elementelor finite la calculul stării de tensiune în guseele grinzilor cu zăbrele și la modul de lucru real al guseelor.

4.1.1. În literatura de specialitate există foarte puține date în legătură cu cercetarea amănunțită a guseelor grinzilor cu zăbrele. Câteva date privitoare la starea de tensiune existentă în aceste elemente s-au obținut utilizând metode experimentale-fotoelasticitate [70] sau tensometrie electrică rezistivă [36]. Ca metodă numerică de rezolvarea acestei probleme s-a aplicat [35] metoda diferențelor finite.

Apariția metodei elementelor finite în mecanica structurilor a permis o cercetare profundă și amănunțită a tensiunilor care apar în aceste plăci plane. Nodurile studiate în lucrare au îmbinările curenți întâlnite în practica de proiectare.

4.1.2. Întrucât modul de aplicare a metodei elementelor finite în calculul guseelor nu este tratat în bibliografia studiată, s-au făcut mai multe încercări privitoare la: modul de discretizare al guseului și modul de încărcare al acestuia.

Studiul s-a condus pentru guseul nodului aparținând tălpii superioare a grinzii cu zăbrele figurat în 3.1. Acest guseu are o formă geometrică simplă, fiind încărcat prin intermediul cordoanelor de sudură laterale care asigură prinderea cornierelor montantului de guseu.

4.1.3. Deoarece rezultatele care se obțin cu metoda elementelor finite sînt dependente de soluția de discretizare aleasă această operație trebuie făcută cu atenție.

Alegerea mai multor modele de calcul pentru guseul din figura 3.1 a condus la stabilirea rețelei de elemente finite convenabile pentru determinarea stării de tensiune în orice tip de guseu studiat în lucrare.

Urmărind geometria nodului, modul de încărcare și presupusa

stare de tensiuni în guseu au rezultat cinci discretizări pentru același guseu, dintre care trei tipuri distincte. Ca notație, acestea s-au denumit tipul A (fig.2.2) tipul B (fig.2.3) tipul C (fig.2.4) tipul D (fig.2.5) și tipul E (fig.2.6).

Notarea în acest mod este strâns legată și de încărcarea ce-i revine guseului prin intermediul cordoanelor de sudură laterale. Lungimea totală de suprapunere a cornierelor montantului peste guseu este de 95 mm. Îmbinarea laterală de lungime maximă este prevăzută de 85 mm. În consecință au rezultat discretizările A și C care iau în considerare cordonul de sudură de lungime 95 mm lungimea totală de suprapunere - și discretizările B, D și E care consideră lungimea de îmbinare 85 mm. Astfel, cazurile B și D provin din particularizarea rețelelor de tip A și C la o lungime mai mică de îmbinare. Se menționează că discretizările distincte sînt cazurile notate cu literele A, C și E. Prezentarea sintetică a notării rețelelor în strînsă legătură cu modul de considerare al încărcărilor prin intermediul îmbinării se poate urmări în tabelul 2.1.

Dimensiunile elementelor finite s-au ales mai mici în zona de introducerea eforturilor, adică la partea inferioară a guseului, în toate cazurile.

Deoarece predarea forței axiale de la bară la guseu e un fenomen continuu în lungul cordoanelor de sudură iar lățimile disponibile ale guseului cresc, nu apare un concentrator de tensiuni clasic. Ca urmare este suficientă îndesarea rețelei de elemente finite în lungul cordoanelor de sudură, renunțîndu-se la transfoalizări. Această ultimă soluție de discretizare nu s-a utilizat și datorită faptului că încărcările sînt de natură statică și nu s-a avut în vedere determinarea stării de tensiune în zone mici. Soluția de a marca zona de îmbinare prin utilizarea elementelor finite de dimensiuni mai mici pe toată lungimea cusăturii este evidentă în cazul E.

În cadrul aceleiași discretizări s-a avut în vedere și introducerea încărcărilor sub formă de forțe nodale echivalente în lungul

sudurii, prin amplasarea nodurilor rețelei pe lungimea îmbinării. O mică eroare de discretizare în acest sens este vizibilă în cazul C, și are repercursiuni parțiale asupra diagramelor tensiunilor tangențiale din secțiunea îmbinării (figura 4.5). Intrucât pe un tip de rețea s-au studiat diverse situații de poziționare a cordoanelor de sudură nodurile aferente celor două îmbinări laterale s-au plasat în consecință.

În cazurile de discretizare C și D s-au urmărit traiectoriile ipotetice ale tensiunilor principale. Numărul mare de elemente finite utilizate nu este însă avantajos și nici modul de aranjare al elementelor finite în lungul îmbinării.

Eliminarea craterelor finale ale cordonului de sudură s-a luat în considerare în cadrul tipului E de rețea.

Gradul cel mai înalt de generalitate îl întrunește cazul de discretizare E care urmărește în același timp toate punctele de vedere enumerate. În consecință toate guseele studiate ulterior au modelul de calcul alcătuit conform celor expuse.

4.1.4. În privința concentrării forțelor predate guseului prin sudură s-au avut în vedere mai multe scheme de încărcare și anume:

- în funcție de lungimea de suprapunere a montantului peste guseu și lungimea proiectată de sudură au rezultat două cazuri de încărcare: îmbinare pe lungime de 95 mm și de 85 mm. Acestea le sînt aferente discretizările precizate la punctul 4.1.3;

- în funcție de modul în care poate fi amplasat cordonul de sudură care predă forță axială mai mică guseului. Astfel în cadrul fiecărui model de calcul s-au studiat patru poziții posibile ale acestui cordon notate cu cifre romane de la I la IV. În primul caz de încărcare cordonul scurt se extinde pe o lungime egală cu a sudurilor mai încărcate. Încărcarea a doua se aplică unei îmbinări centrate a cordonului scurt.

Cazul III consideră îmbinarea scurtă la începutul cornierelor iar cazul IV în zona de capăt a acestora;

- în funcție de modul în care se poate considera în calcule distribuția tensiunilor tangențiale în lungul cusăturii. Acest aspect s-a studiat în cadrul discretizării de tip E cazul de încărcare II, când îmbinarea prin sudură este centrată și are lungimile specificate de proiectant - 85 mm și 50 mm.

Forțele nodale echivalente s-au obținut în prima variantă considerînd distribuția uniformă a tensiunilor tangențiale în lungul sudurii iar în a doua soluție distribuția tensiunilor tangențiale după curba lăntișor.

Variantele privitoare la încărcări sînt prezentate sintetic în tabelul 2.1 și în detaliu în figurile 3.3 respectiv 3.18.

4.15. Intrucît discretizarea și încărcarea guseului sînt elemente inseparabile s-a interpretat starea de tensiune în guseu pentru toate variantele.

Un prim aspect este legat de variația tensiunilor normale σ_y în lungul guseului prezentarea sintetică a rezultatelor fiind ilustrată în figurile 4.1, 4.2, 4.3, 4.4.

Pentru discretizarea tip D, tensiunile σ_y s-au reprezentat într-o singură secțiune caracteristică predării totale a forței axiale de la bară la guseu, iar cazul C nu prezintă interes din punctul de vedere al tensiunilor normale, datorită erorii de discretizare.

Alura diagramelor tensiunilor normale este similară pentru toate rețelele studiate indiferent de lungimea introdusă în calcule a cordonului lung și de poziția cordonului de sudură mai scurt. Din punct de vedere numeric valorile tensiunilor normale se modifică în funcție de tipul distinct de discretizare utilizat în calcule și sînt apropiate pentru două rețele care derivă una din cealaltă în funcție de lungimea sudurii mai solicitată.

În cadrul aceleiași discretizări, valorile eforturilor unitare de compresiune în secțiunea de regim a guseului sînt influențate doar local și neesențial de poziția și lungimea cordonului de sudură mai puțin solicitat.

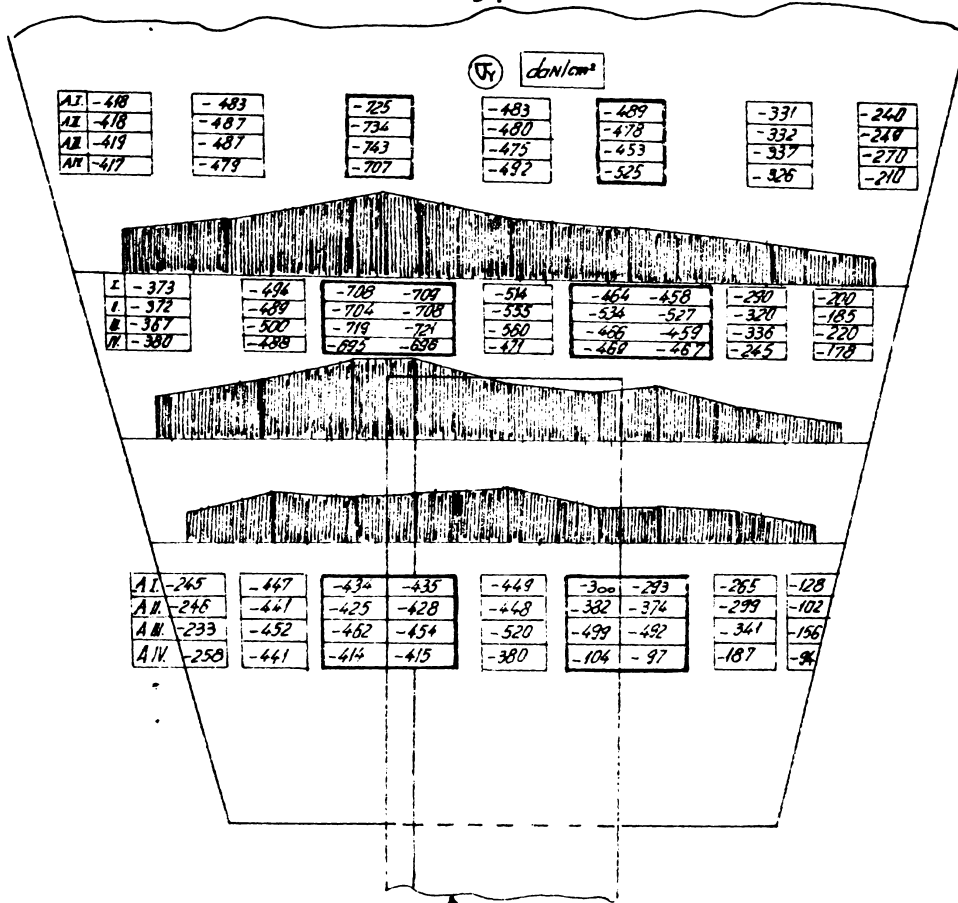


FIG. 4.1

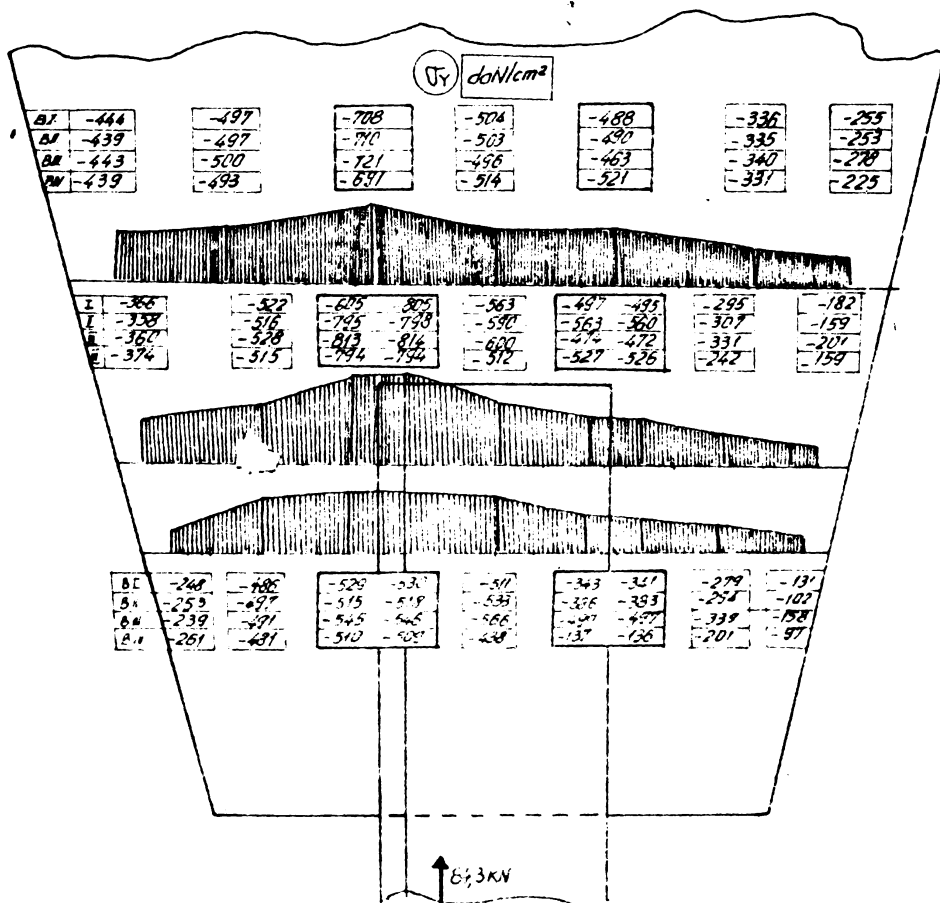
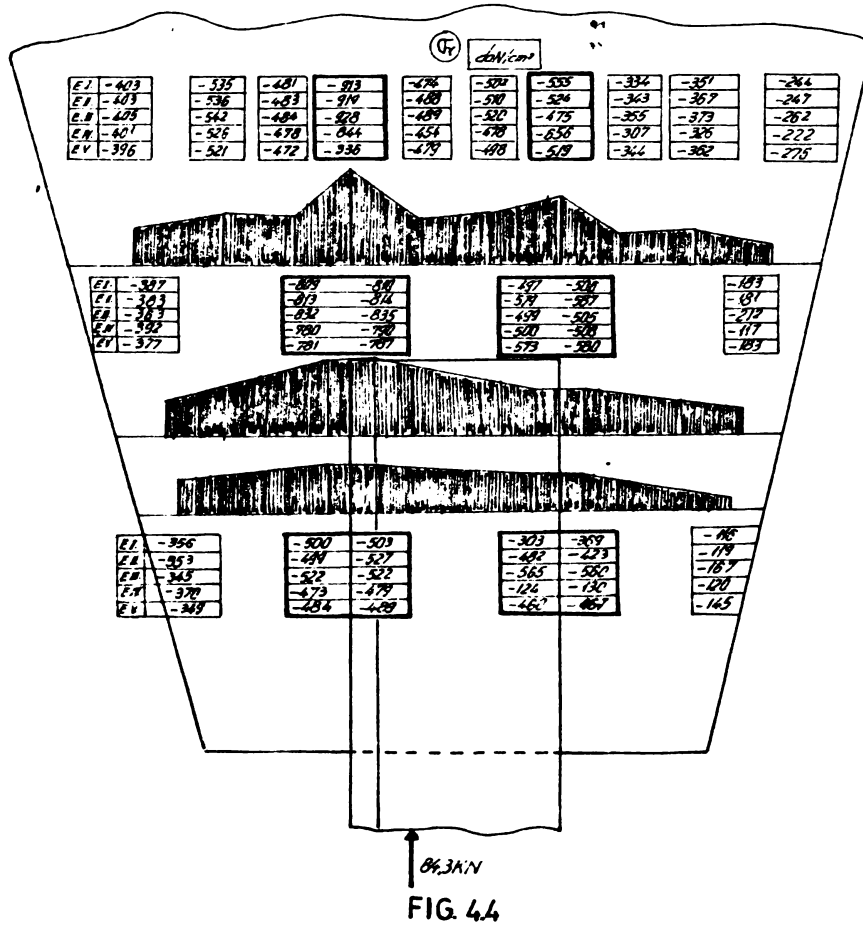
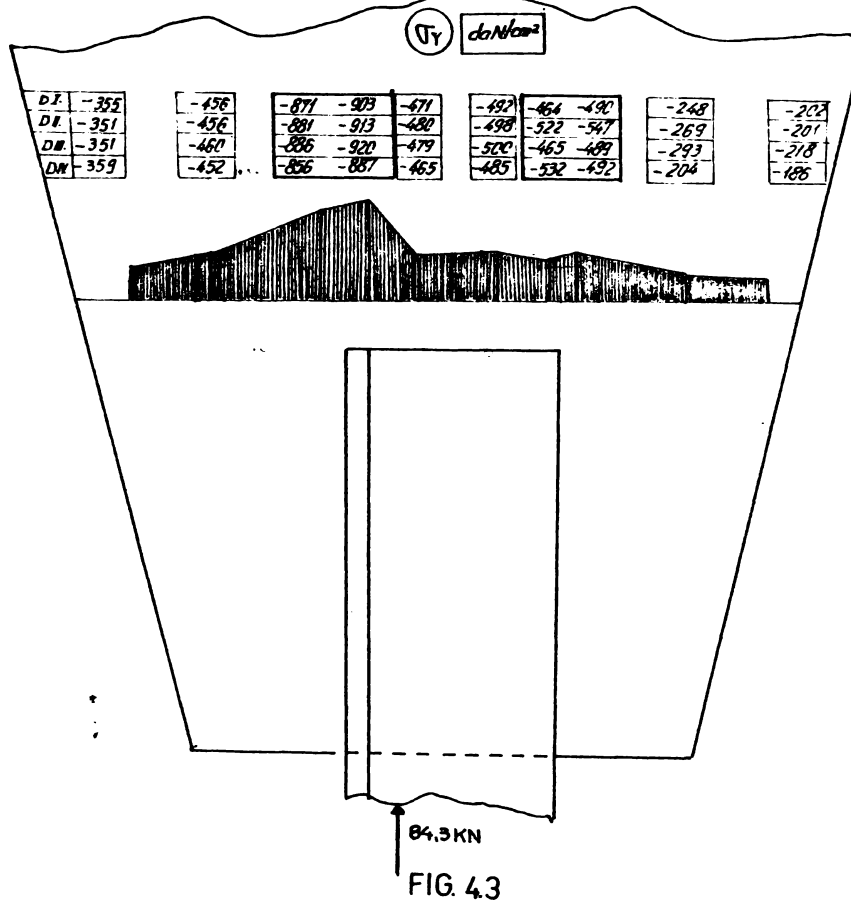


FIG. 4.2



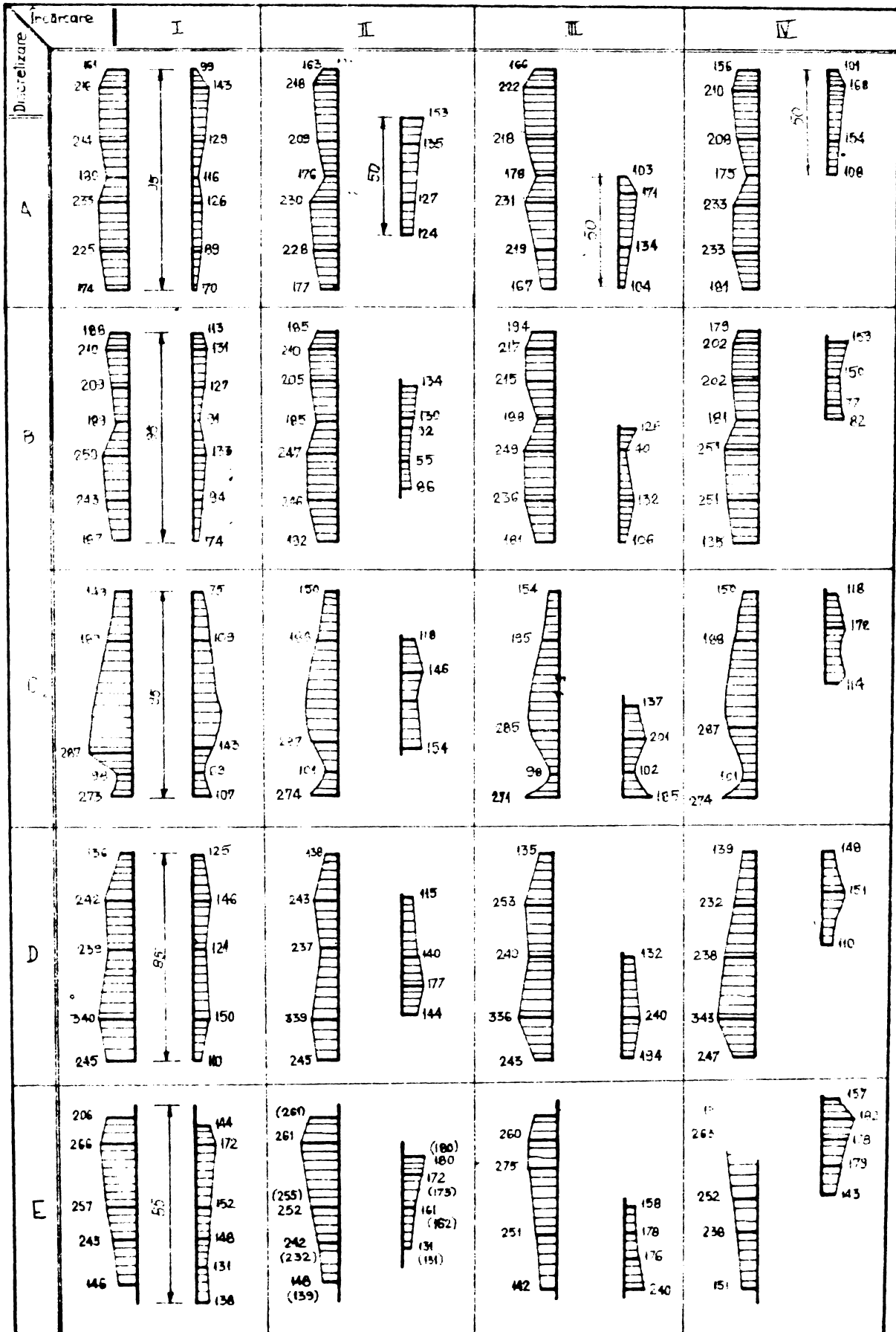


FIG.4.5.

Pentru tipul de discretizare E tensiunile normale σ_y calculate în cele două variante privitoare la distribuția tensiunilor tangențiale pe lungimea sudurii nu diferă. Calculul exact este notat în fig. 4.4 cu E V.

Tensiunile tangențiale din secțiunile parțiale de îmbinare prin sudură prezentate sintetic în fig. 4.5 diferă ca diagrame și valori pentru împărțirile interioare distincte. Diagramele care se apropie cel mai mult de alura teoretică a tensiunilor tangențiale sînt cele din cadrul discretizării tip E. Acest lucru se explică în special prin faptul că elementele finite din modulul E au dimensiuni mai mici în lungul sudurii iar gradarea rețelei în general, este mai bună decît pentru celelalte modele.

Tensiunile tangențiale ce rezultă din calculele aferente discretizărilor C și D au legea de variație cea mai puțin exactă, iar ca valori sînt de asemenea deficitare. Distribuția în evantai a elementelor finite în lungul zonelor de introducerea încărcărilor este deci necorespunzătoare, în deosebi cînd se preconizează un studiu complet al stării de tensiune în guseu.

În cadrul aceleiași discretizări valorile tensiunilor tangențiale pe lungimea mai încărcată nu depind de poziția și lungimea cordonului de sudură mai puțin solicitat. Mai mult, în cazurile de încărcare II, III și IV valorile tensiunilor tangențiale pentru sudura scurtă își găsesc corespondent în diagrama pentru încărcarea I.

Cifrele trecute în paranteză pentru discretizarea E cu îmbinare centrată, rezultă în urma introducerii în calcule a legii de distribuție reale a tensiunilor tangențiale în îmbinări sudate. Ele nu diferă de mărimile stabilite prin încărcarea guseului cu forțe echivalente pentru ipoteza distribuției uniforme a tensiunii tangențiale pe lungimea cordoanelor de sudură.

Pentru a completa imaginea modului în care este solicitat guseul, pe baza direcțiilor tensiunilor extreme plotate, s-au trasat traiectoriile tensiunilor principale pentru fiecare tip de discretizare și

încărcare prezentate în lucrare (cazul C s-a neglijat).

Aceste traiectorii se află în desenele 4.6, 4.7, 4.8, 4.9 pentru tipul de discretizare A cu cele patru soluții de încărcare prin figurile 4.10, 4.11, 4.12, 4.13 pentru modelul notat B. În cazul de discretizare D traiectoriile aparțin pozițiilor de încărcare II și III - fig. 4.14 și 4.15.

Cele cinci posibilități studiate pe modelul E sînt ilustrate în figurile 4.16, 4.17, 4.18, 4.19 sub aspectul traiectoriilor eforturilor unitare extreme. În figura 4.17 cifrele notate în paranteză aparțin variației reale de considerare a distribuției tensiunilor tangențiale în lungul sudurilor în relief.

Din interpretarea aspectului de ansamblu al traiectoriilor tensiunilor principale se observă că acestea sînt în principiu similare pentru toate cazurile.

Sub aspect valoric rezultatele diferă pentru fiecare caz de discretizare abordat, aducerea cordonului de sudură mai încărcat la lungimea de 85 mm influențînd evident și rezultatele.

În cadrul aceleiași discretizări, cifrele semnificative ale tensiunilor maxime și minime în vecinătatea îmbinării mai lungi nu sînt influențate de poziția ocupată de sudura scurtă. Se apreciază că așezarea în practică a îmbinării mici nu produce decît modificări locale ale valorilor eforturilor unitare maxime și minime. În secțiune de predare integrală a încărcărilor din suduri cifrele semnificative ale acestor eforturi în guseu nu sînt esențial perturbate de așezarea îmbinării mai puțin solicitată. Ele sînt prezentate sintetic în tabelul 4.1 pentru o secțiune curbilinie.

Din figura 4.17 și tabelul 4.1 reiese că elementele principale ale stării de tensiune în guseu se pot calcula considerînd simplificat tensiunile tangențiale repartizate uniform în lungul îmbinării. Eroarea medie a rezultatelor față de cazul unei distribuții corecte este de 4%.

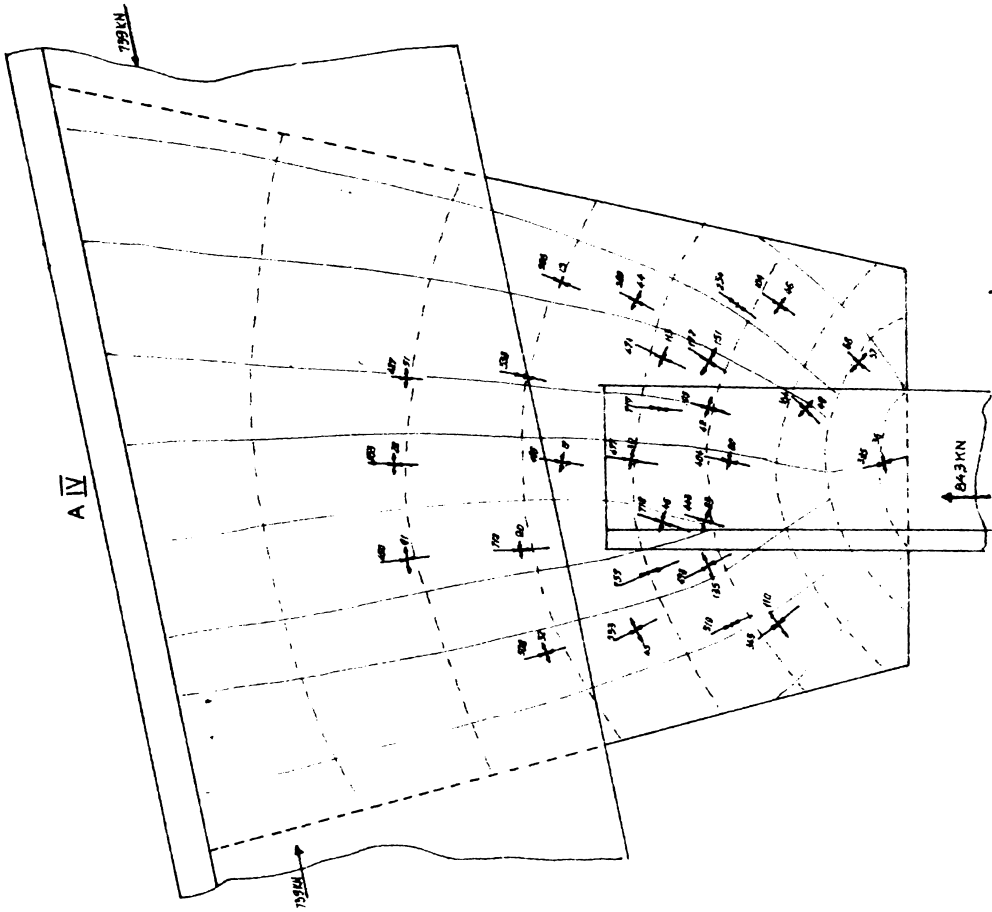


FIG. 4.9

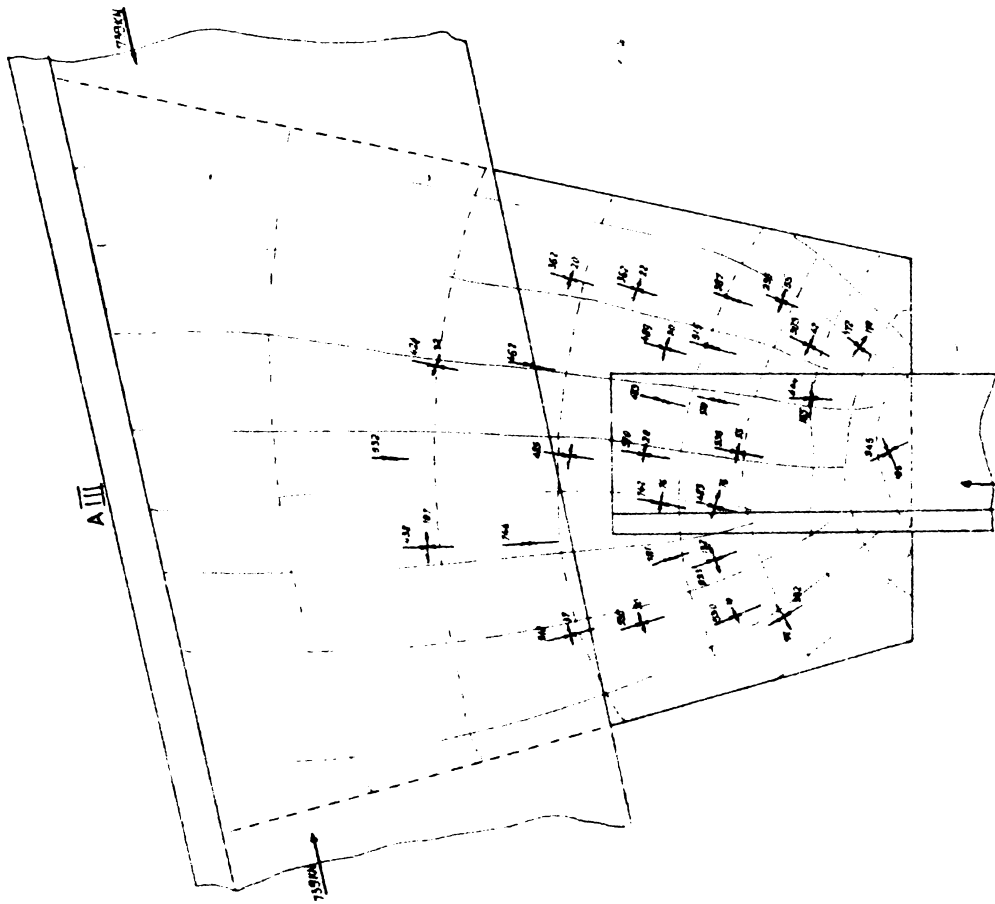
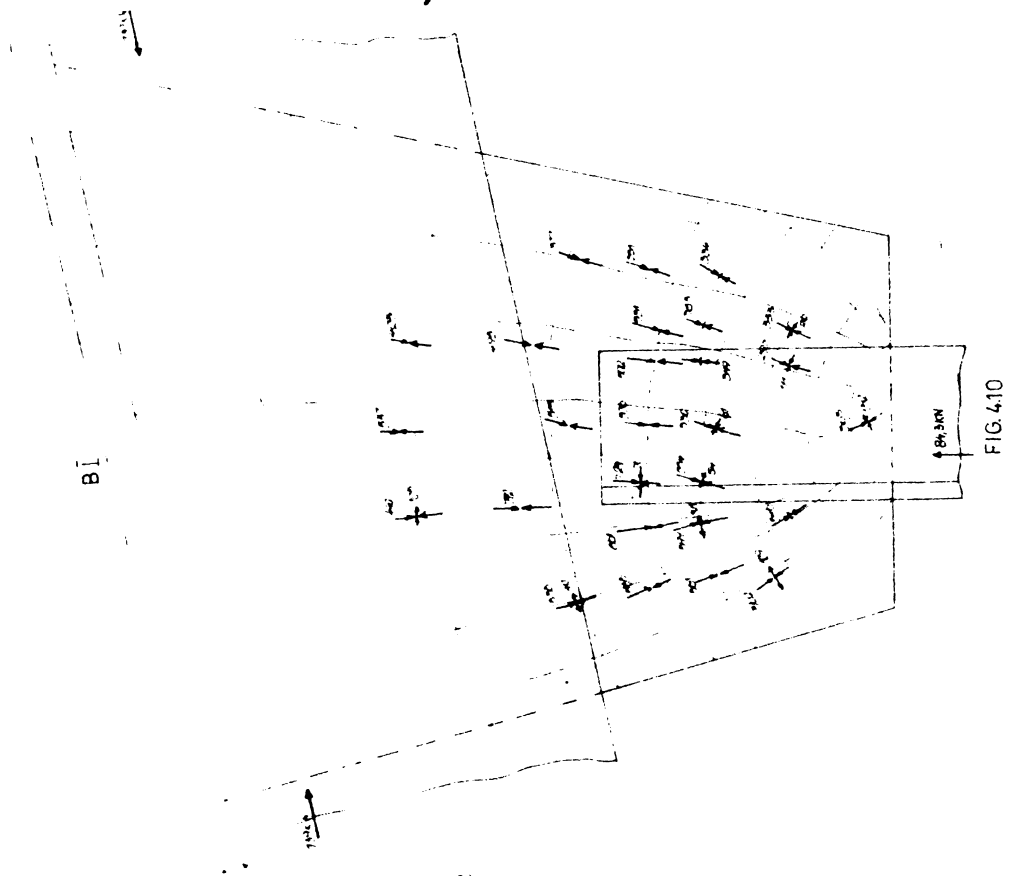
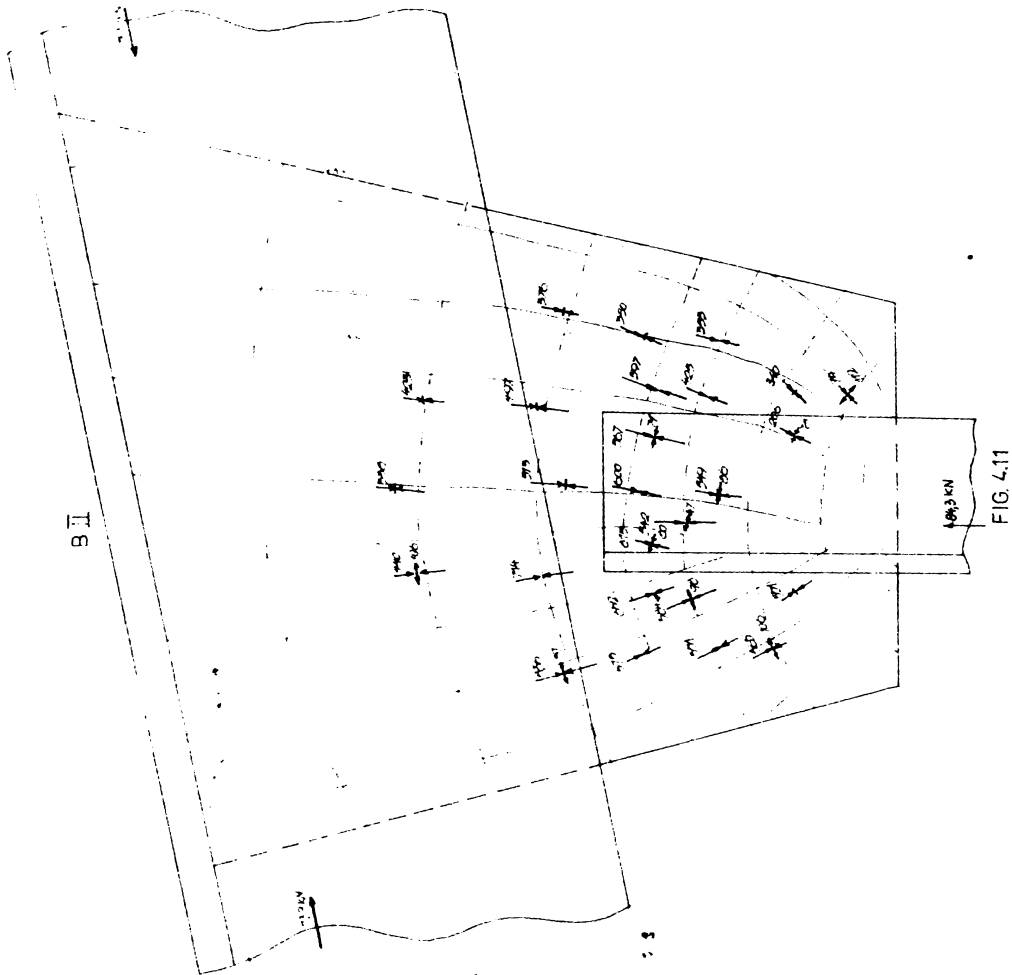
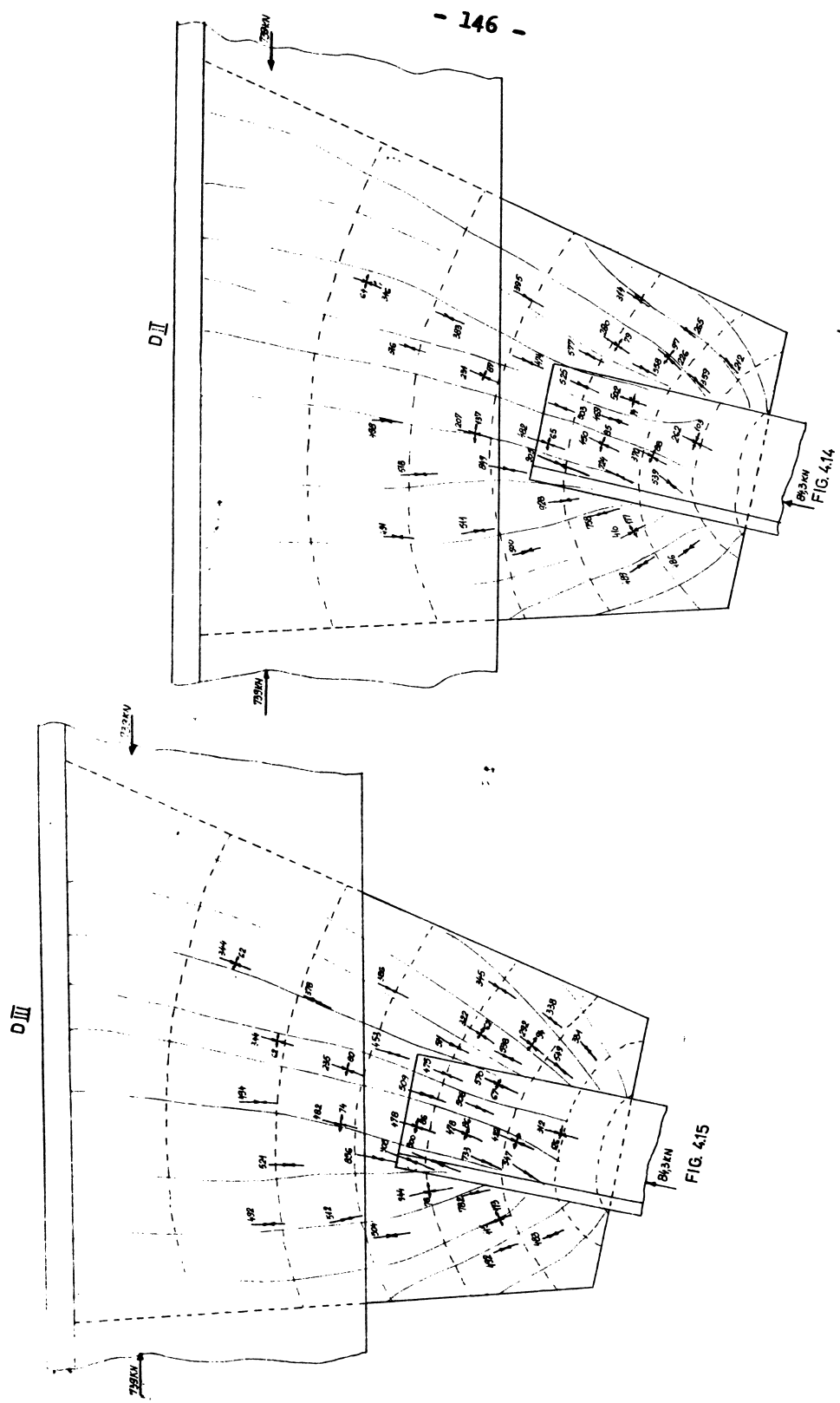
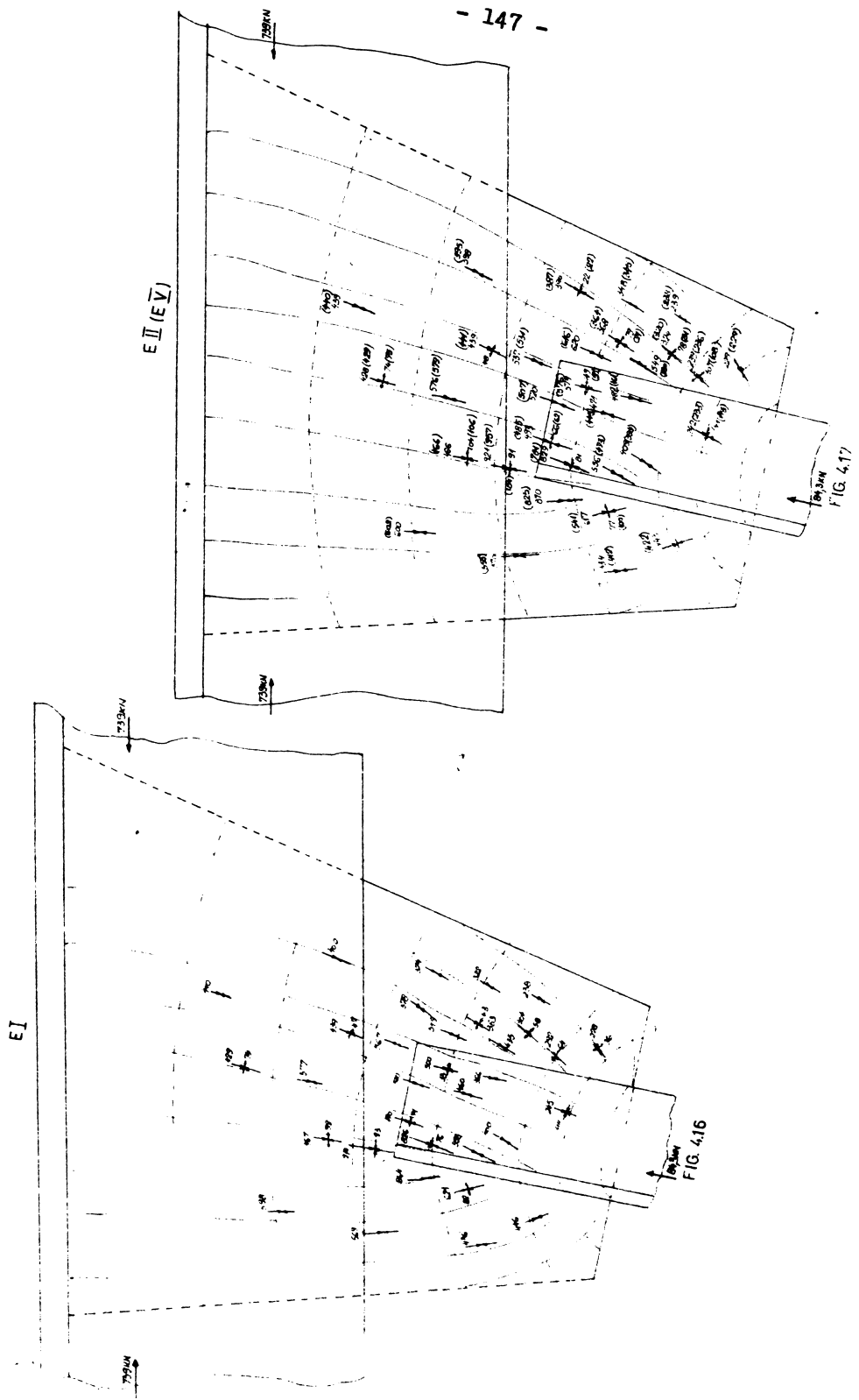
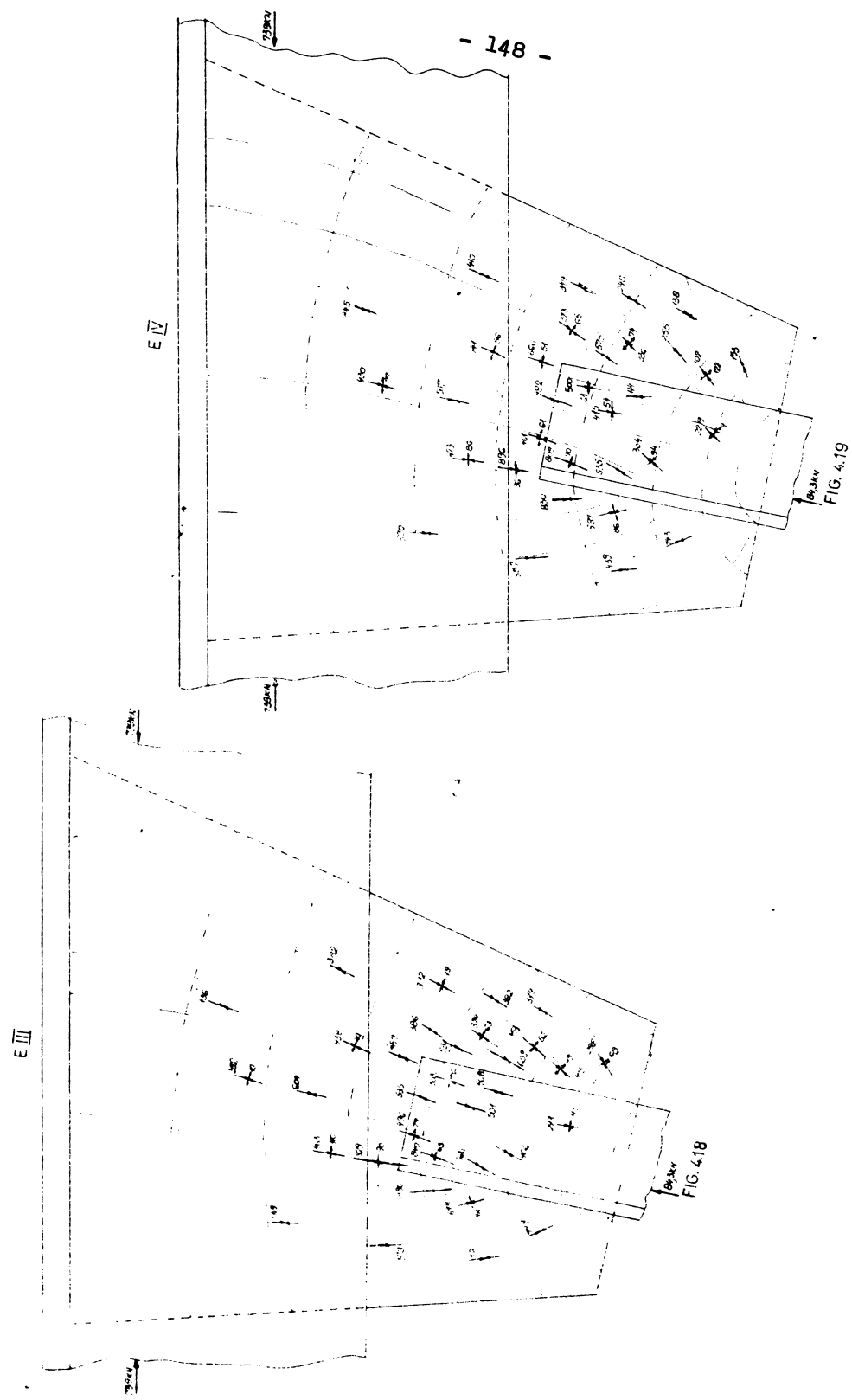


FIG. 4.8









Tabelul 4.1

Cazuri de încărcare	Discretizare tip A				
	Tensiuni principale minime în daN/cm ²				
I	-513	-712	-496	-533	-366
II	-516	-746	-485	-462	-362
III	-518	-737	-488	-487	-362
IV	-508	-728	-480	-496	-353
Discretizare tip B					
I	-535	-712	-513	-495	-377
II	-536	-714	-513	-497	-376
III	-539	-725	-508	-450	-372
IV	-529	-695	-520	-528	-384
Discretizare tip D					
II	-511	-849	-503	-474	-396
III	-512	-856	-503	-453	-386
Discretizare tip E					
I	-569	-914	-510	-565	-374
II(V)	-570(555)	-921(957)	-520(507)	-537(531)	-390(387)
III	-578	-929	-535	-489	-392
IV	-557	-896	-482	-666	-349

4.1.6 Legat de modul de aplicare al metodei elementelor finite și modul real de lucru al guseului simplu, detaliat în variantele prezentate, se poate concluziona că încărcările se transmit guseului prin intermediul cordoanelor de sudură iar poziția cordonului scurt este practic indiferentă. Se va prefera cazul de discretizare tip E compus din elemente finite cu forme regulate, îndesate în lungul îmbinărilor prin sudură de colț.

Aproximarea distribuției uniforme a forțelor de lunecare în lungul cordoanelor conduce la rezultate bune și ușurează substanțial pregătirea datelor pentru calcul.

4.2. Concluzii privind eficiența metodei elementelor finite în calculul guseelor

4.2.1 Intrucît în etapa actuală sînt cunoscute avantajele utilizării metodei elementelor finite în comparație cu determinările fotoelastice, cercetările experimentale de acest gen s-au oprit în lucrare doar la aspectul calitativ al stării de tensiuni.

Din punct de vedere cantitativ problema este studiată cu metoda elementelor finite.

Starea de tensiune vizualizată fotoelastic este similară cu cea calculată și ilustrată automat.

Traietoriile tensiunilor principale s-au obținut cu rapiditate în conceptul de element finit, ca de altfel și tensiunile normale și tangențiale. Aceste elemente ale modului de lucru sub încărcare a guseului sînt mult mai anevoios de transpus valoric în cadrul studiului experimental.

Chiar în condițiile rare în care prelucrarea rezultatelor experimentale nu ocupă mult timp, exactitatea lor sub aspect cantitativ este legată de o serie de alți factori. Dintre aceștia cel mai important este modul de introducere al încărcărilor exterioare care în majoritatea cazurilor sînt mai complicate decît la guseul nodului 4 (fig. 3.1). De asemenea nu se poate neglija nici calitatea materialului cu proprietăți de birefringență accidentală a luminii utilizat și corectitudinea etalonării lui.

Avînd în vedere toate acestea și specificînd că traiectoriile tensiunilor principale pot fi puse în evidență cu ușurință și prin intermediul echipamentelor existente, se poate concluziona că metoda elementelor finite este preferabilă.

4.2.2 Aplicarea metodei elementelor finite la stabilirea stării de tensiune în guseul din fig. 3.84 a permis un studiu comparativ între performanțele acestei metode față de metoda de calcul indicată în [35] și 1.4, completată cu datele experimentale furnizate prin încercări tensometrice [36]

În figura 4.20 s-au indicat rezultatele eforturilor unitare normale σ_x rezultate din cele trei metode. Astfel cu linie plină sînt trasate diagramele rezultate dintr-un calcul cu element finit; linia punctată marchează diagramele obținute în urma aplicării metodei diferențelor finite în stabilirea încărcărilor - valorile sînt subliniate iar punctele marchează datele experimentale - valorile sînt încadrate.

Interpretînd cele trei diagrame se remarcă acuratețea legii de variație a tensiunilor σ_x în special în toată zona de sub montant. Calculul indicat în [35] pierde o serie de valori semnificative în porțiunea mai solicitată a guseului, după cum rezultă din fig. 4.20.

În privința valorilor numerice ale eforturilor normale cele furnizate de metoda elementelor finite se situează mai aproape de cele aparținînd determinărilor experimentale.

Datorită volumului mare de calcule impuse de metoda expusă în subcapitolul 1.4.2 valorile tensiunilor s-au stabilit în consecință numai pentru fibrele extreme ale guseului, inconvenient care se elimină cu ușurință în cadrul metodei elementelor finite.

Introducerea încărcărilor în metoda elementelor finite este o operație simplă, în timp ce determinarea valorilor încărcărilor în lungul cordoanelor de sudură prin scrierea a minimum 10 ecuații de tipul (1.1) și (1.2) rezolvarea lor și aflarea eforturilor pe baza celor expuse în subcapitolul 1.4.2 devine o operație laborioasă chiar dacă se utilizează calculatorul electronic.

Metoda de calcul propusă în [35] nu determină valorile tensiunilor principale și direcțiile principale.

Metoda elementelor finite elimină acest inconvenient, traiectoriile tensiunilor principale desenate pe baza interpretării automate a direcțiilor lor (fig.3.87) fiind ilustrate în fig. 4.21. Starea de tensiune în guseu nu diferă esențial de rezultatele oferite de timbrele tensometrice - valorile încadrate în figura 4.21. Dacă se are în vedere că rezultatele celor 850 de timbre tensometrice au

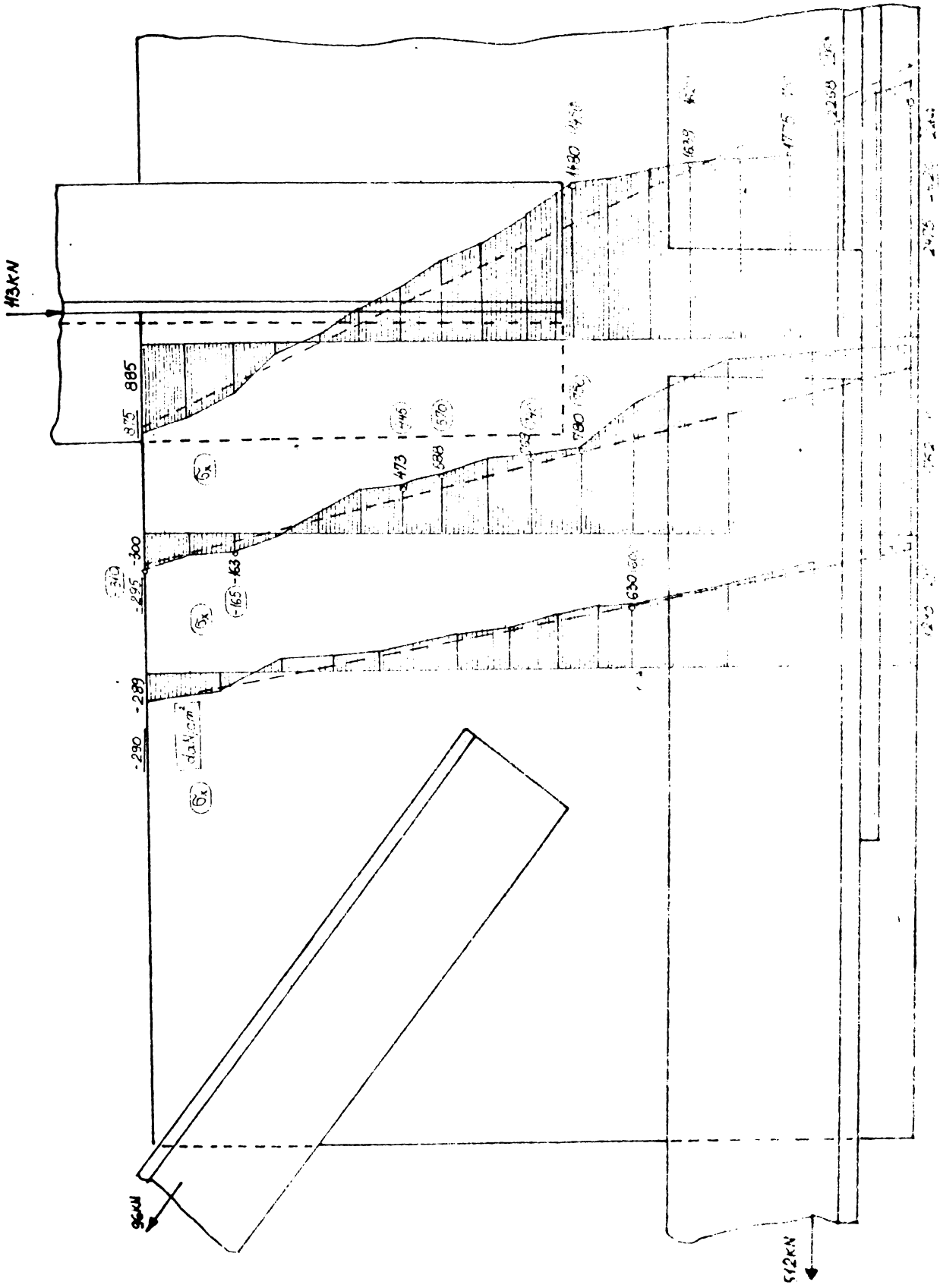


FIG. 4.20

LEGENDA
 — metoda elementelor finite
 - - - metoda diferentelor finite
 · · · metoda diferentelor finite

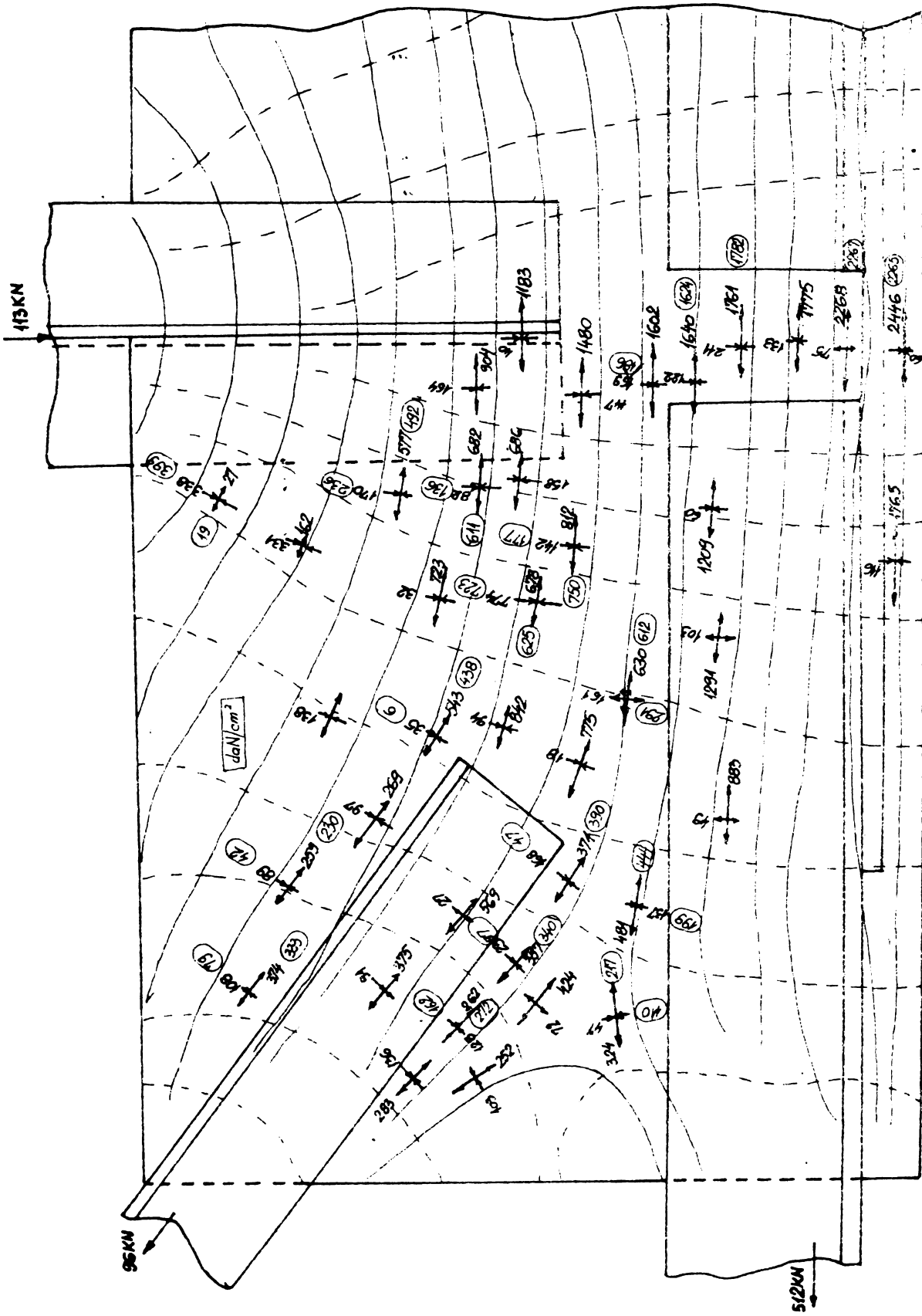


FIG 4.71

LEGENDA :
○ valori sperimentale

fost prelucrate automat pentru a se ajunge la desenarea traiectoriilor în figura 1.13 și la volumul mare de muncă investit în cercetarea experimentală, avantajul aplicării metodei elementelor finite în calculul guseelor este evident.

Se poate aprecia că valorile tensiunilor extreme rezultate din abordarea problemei cu elemente finite sînt mai exacte față de cele experimentale deoarece acestea din urmă diferă în punctele așezate simetric pe guseu cu pînă la 10%. Aproape în toate punctele tensiunile maxime au valori mai mari din calculul cu metoda elementelor finite față de rezultatele timbrelor tensometrice diferența medie fiind circa 5%.

4.2.3 Rezultatele calculului prin metoda elementelor finite pot fi privite și din punct de vedere al timpului necesar aflării și interpretării lor.

Pentru o persoană familiarizată cu acest mod de lucru, pregătirea datelor de intrare în calculator este o operație simplă și rapidă.

Calculul stării de tensiune pentru guseul din figura 3.84 de exemplu durează sub un minut, utilizează o capacitate de memorie de calculator de 95 kiloocteti, un disc de manevră, un lector de cartele, o imprimantă, un echipament ploter opțional. Se menționează că discretizarea din acest caz cuprinde un număr mediu de elemente finite și conexiuni nodale.

Superioritatea metodei elementelor finite față de celelalte metode numerice sub aspectul timp este de asemenea cunoscută.

Cu referire la metoda din [35] rezultă clar din figura 1.21 numărul mare de operații suplimentare ce se impun a fi efectuate pînă la valoarea finală a mărimii căutate.

În mod normal și timpul de lucru al calculatorului electronic sporește, deși punctele în care se calculează tensiunile nu sînt nici pe departe așa de numeroase comparativ cu metoda elementelor finite.

Cercetările experimentale conduc la un volum de muncă mai mare, în colective alcătuite pe operații pregătitoare și de urmărire a încercării în timp. Depistarea erorilor este posibilă numai după prelucrarea datelor experimentale, o refacere a încercărilor pe același mod fiind anevoioasă și de cele mai multe ori imposibilă.

Timpul consumat din faza de pregătire a experimentului până la intrarea în posesia rezultatelor prelucrate este mult mai mare în comparație cu cel necesar aplicării metodei elementelor finite.

Elaborarea programului de reprezentarea tensiunilor principale de către autoare, aduce în mod implicit o scădere substanțială a timpului necesar interpretării rezultatelor calculate.

4.3 Concluzii ce decurg din interpretarea traiectoriilor tensiunilor principale și a valorilor lor

4.3.1 Pentru analiza eforturilor unitare în guseele studiate s-au trasat traiectoriile tensiunilor principale punându-se în evidență și valorile lor caracteristice.

În figura 4.22 sînt redată traiectoriile tensiunilor principale pentru guseul nodului 2. Cu linie plină s-au indicat eforturile unitare de întindere. În zonele laterale înguste ale guseului tensiunile de întindere și compresiune au valori mari datorită lățimii mici de guseu care le poate prelua, iar local în dreptul panii valorile de compresiune ating cifra de 1645 daN/cm^2 .

Figura 4.23 ilustrează traiectoriile eforturilor unitare în guseul nodului 3. Se remarcă modul în care efortul axial de întindere din talpa inferioară și diagonala influențează traiectoriile de întindere.

Trajectoriile tensiunilor principale în cazul guseului simetric de la talpa inferioară se află în figura 4.24.

Aspectul acestor traiectorii ilustrează scurgerea forțelor în guseu.

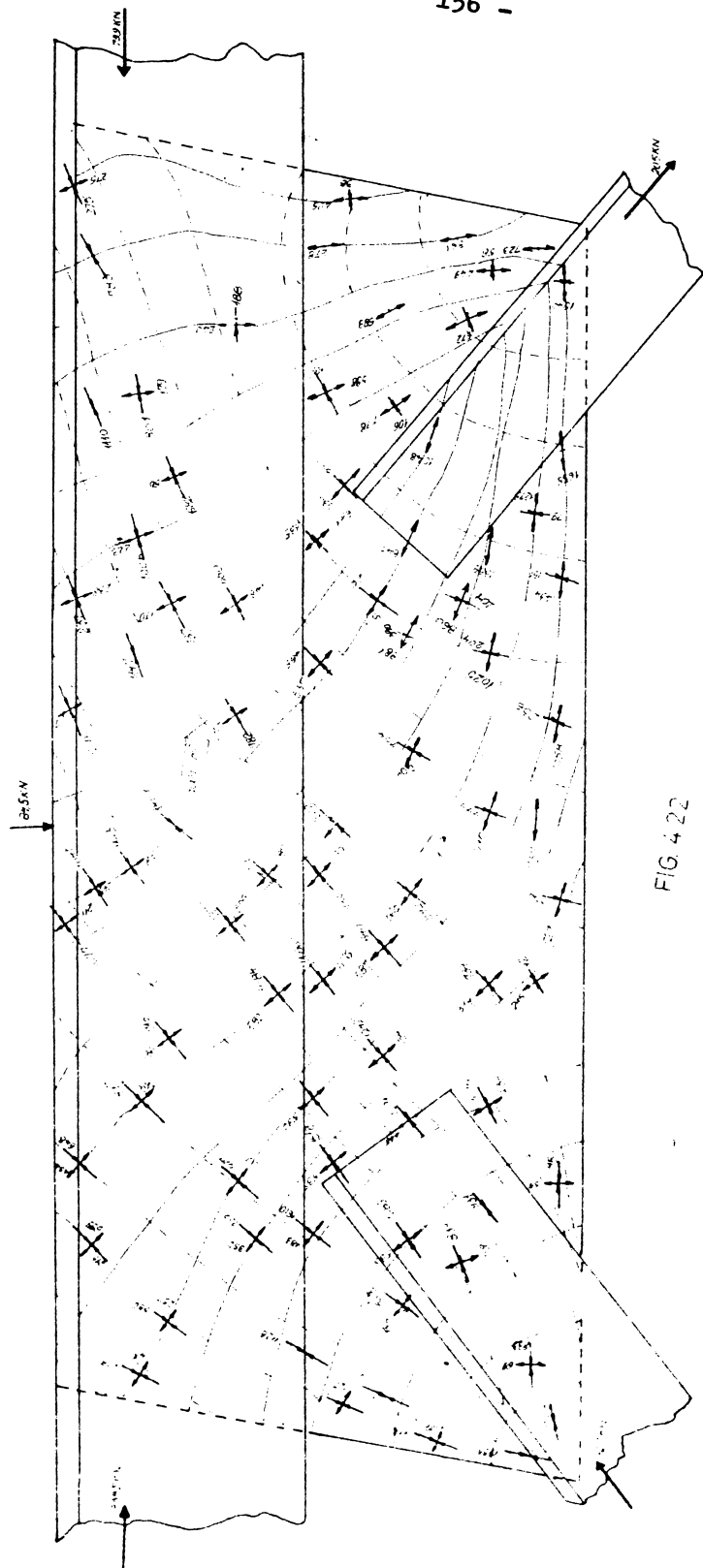


FIG. 4.22

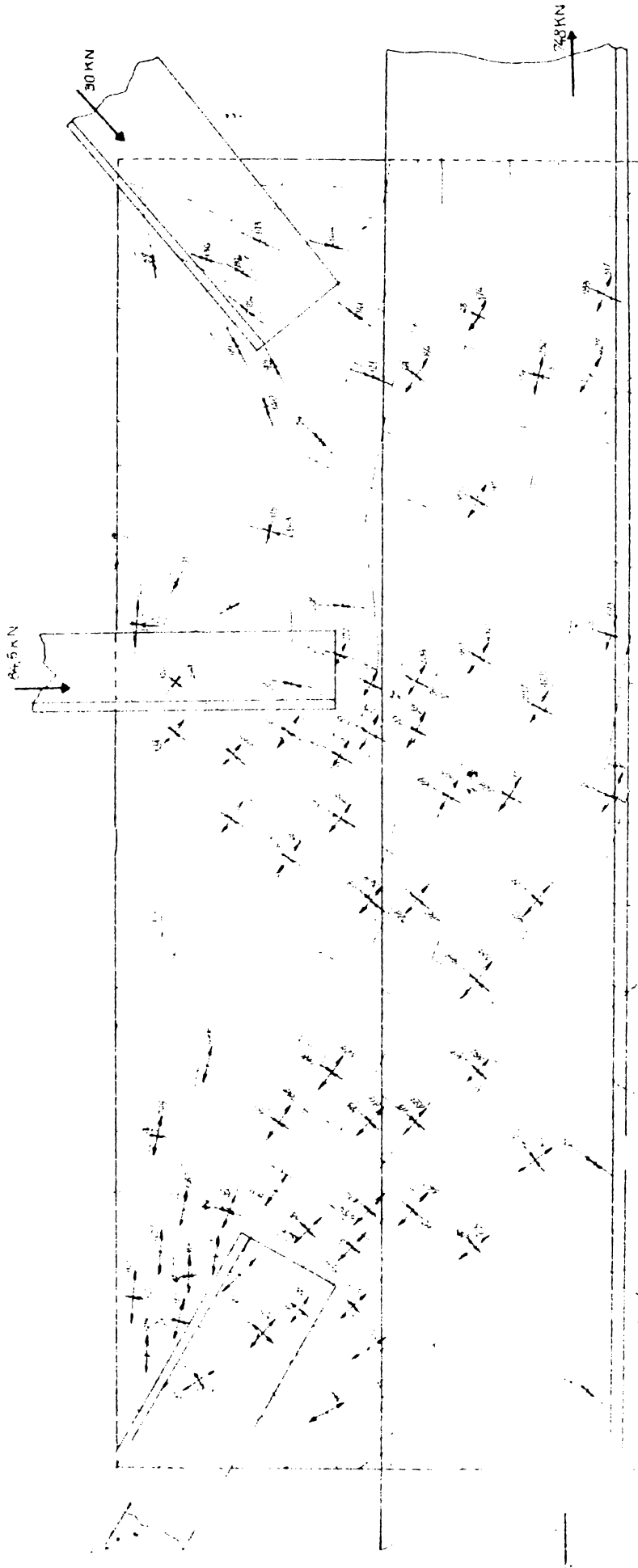


FIG 423

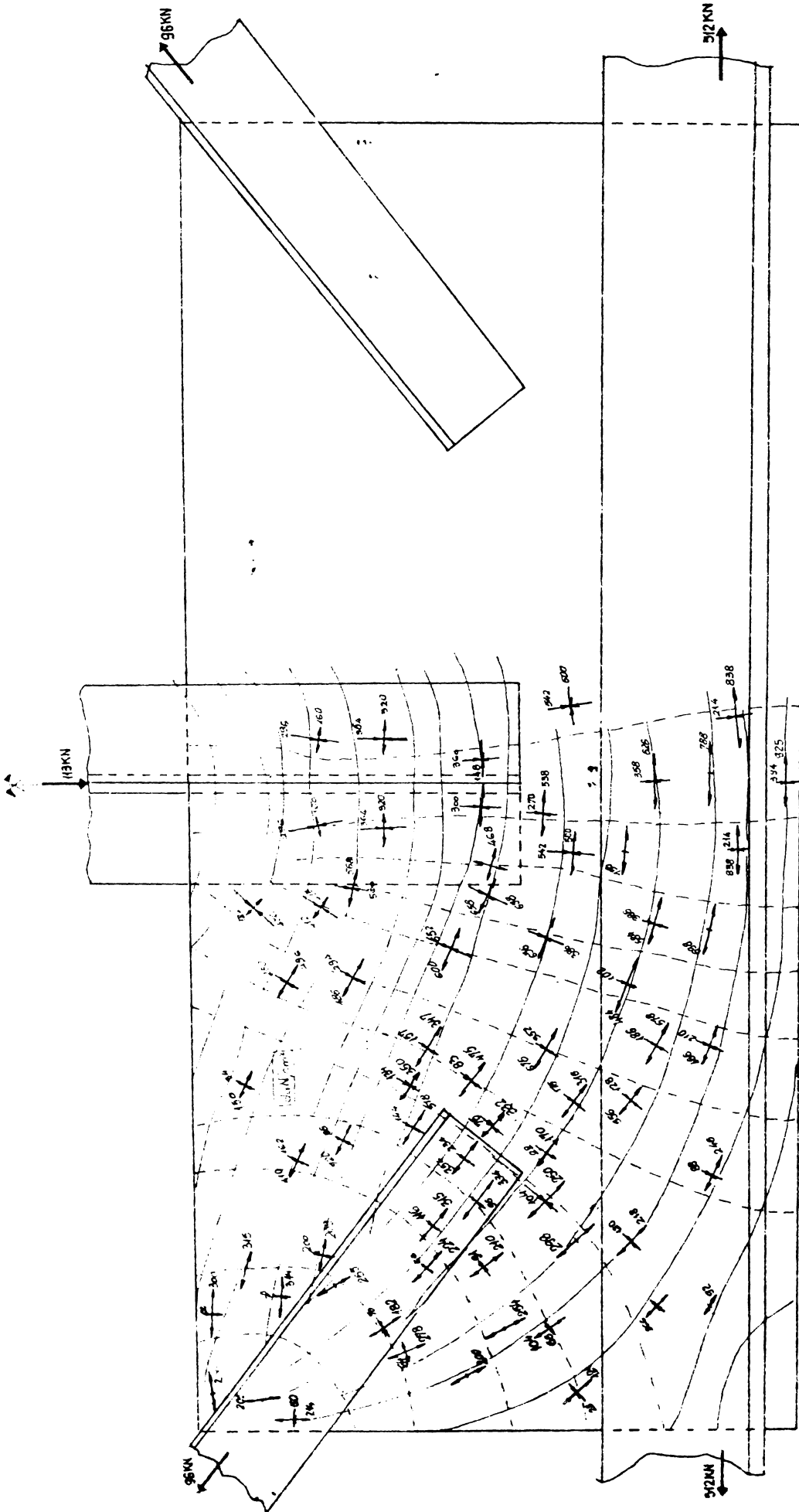


FIG 4.24

Interpretarea stării de tensiune din guseul nodului de reazem fără luarea în calcul a rigidizării și cu aportul acesteia se află în figurile 4.25 și 4.26. Comparând direcțiile și valorile tensiunilor extreme în cele două cazuri se observă aportul rigidizării privind distribuirea eforturilor unitare și micșorarea substanțială a valorilor lor.

Concentrarea tensiunilor concretizată prin valori de pînă la 4300 daN/cm^2 în dreptul reacțiunii care nu se descarcă prin rigidizare se poate urmări în figura 4.25. În lungul rigidizării cea mai mare valoare a tensiunii de compresiune este circa 850 daN/cm^2 în timp ce în același punct pentru cazul fără aportul rigidizării valoarea este dublată.

În figura 4.26 cifra de 985 daN/cm^2 în dreptul rigidizării așa cum s-a menționat și în 3.5 este fctivă și se datorează unei mici erori de discretizare.

Efectul panii este local în ambele cazuri studiate.

Rigidizarea are și rolul de a asigura pierderea stabilității locale a guseului - valoarea.

În vecinătatea sudurilor laterale care asigură prinderea diagonalei de guseu eforturile unitare au valori mari care se distribuie pe măsură ce lățimea activă a guseului crește; de exemplu în partea dreaptă. Vîrfurile de tensiune cu valoare mare de 2300 daN/cm^2 care apare în spațiu dintre diagonală și talpa superioară este local și se datorează faptului că în acea zonă se predă complet efortul acial mare din diagonală și o parte a celui din talpa superioară. De altfel toată zona de capăt a diagonalei este puternic solicitată.

Traectoriile tensiunilor principale trasate la guseul nodului 4 și pentru guseul tălpii inferioare a unei ferme metalice în zona de îmbinare au fost discutate în cadrul subpunctelor 4.1 și 4.2.

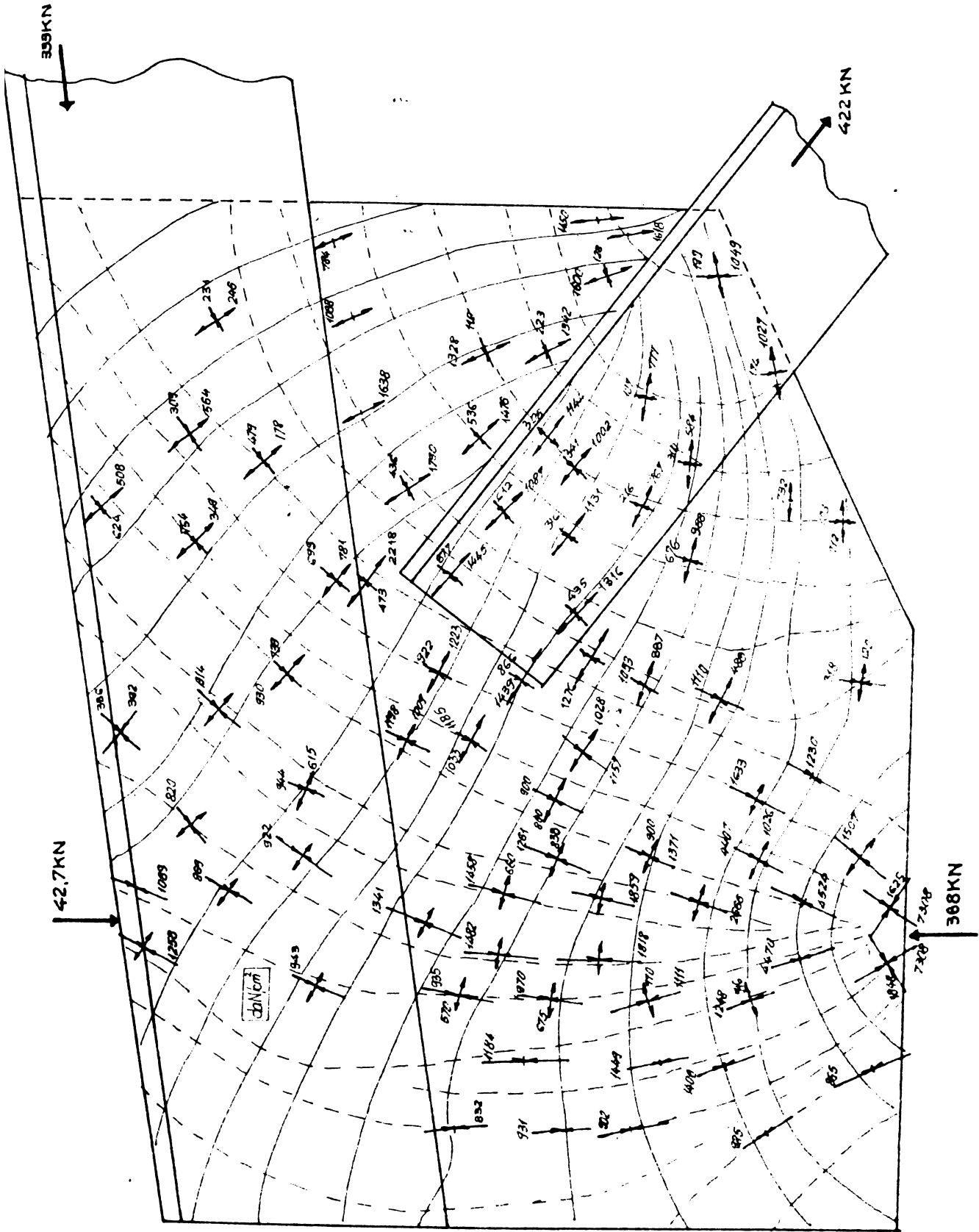


FIG 4.25

4.3.2 Pe lângă faptul că metoda elementelor finite este un instrument de calcul pentru obținerea stării de tensiune în guseu, s-a încercat să se folosească rezultatele obținute și pentru definierea unor formule de calcul aproximative simplificate în sensul unei stări de tensiuni liniare.

Din acest punct de vedere trebuie distinse două zone de lucru a guseului: zona de transmitere a eforturilor prin intermediul cordoanelor de sudură despre care s-a discutat în 4.3.1 și zona de regim a guseului în care se presupune că acesta este solicitat în preponderență de forța axială transmisă de bara învecinată.

Justețea acestei presupunerii rezultă tot din tabloul traiectoriilor tensiunilor principale. Ea este îndreptățită numai dacă traseul curbiliniu al acestor traiectorii în vecinătatea capătului barei în cauză nu este influențat sensibil de celelalte bare de guseu.

Această influență este pregnantă la guseul simetric de la talpa inferioară a cărui traiectorii de tensiuni sînt ilustrate în figura 4.21.

Forțele axiale din tălpi schimbă traseul clasic curbiliniu al traiectoriilor în zona de regim a guseului și chiar și într-o porțiune a zonei de transmitere a încărcării în guseu în dreptul diagonalelor.

La guseul nodului de reazem traseul curbiliniu este influențat de talpa superioară și reacțiunea din nod (fig.4.26). În celelalte cazuri se poate considera că influența celorlalte bare în zona de regim a guseului asupra traseului traiectoriilor principale este mică (fig.4.23, 4.24, 4.22).

4.3.3 Cu toate acestea, s-a încercat să se definească o lățime echivalentă pe care tensiunea maximă să fie uniform distribuită, dar nu vîrfurile de tensiune care apare în zone restrînsse și se amortizează repede. De exemplu în cazul guseului de reazem conform celor specificate la 4.3.1 nu s-a căutat determinarea vîrfurilor de tensiune de

2300 daN/cm².

S-a plecat de la formula de calcul a panei din teoria elasticității iar dintre cei doi parametri ce definesc secțiunea echivalentă distanța acestei secțiuni de la punctul de reper al formulei (x_0) s-a ales ca lungimea medie a cordoanelor de sudură (fig.4.27).

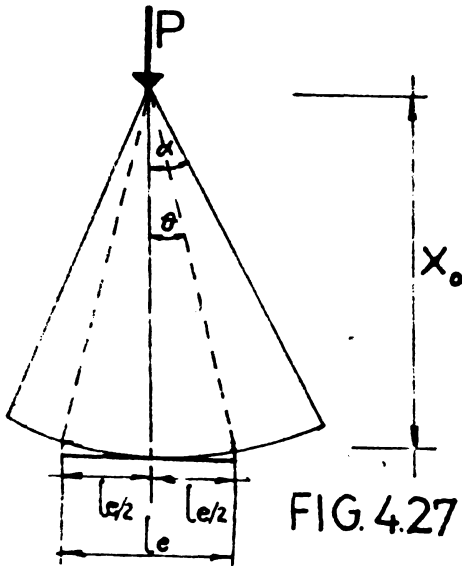


FIG.4.27

maximă:

$$\text{tg } \theta = \frac{2\alpha + \sin 2\alpha}{4} = \frac{l_e}{2x_0} \quad (4.3)$$

În toate notațiile 2α este unghiul panei respectiv unghiul guseului în dreptul introducerii forței din bară.

Astfel s-a determinat de fiecare dată unghiul θ pentru care s-au găsit valorile intabelate în tabelul 4.2.

Din analiza rezultatelor prezentate în tabelul 2.4 se concluzionează că în afară de guseul nodului 4 care nu are forma clasică a unei pene în punctul de introducere a forței axiale și guseul din zona de îmbinare, toate celelalte se pot calcula luând în considerare unghiul θ al panei cu o eroare față de valoarea maximă a tensiunii rezultată cu metoda elementelor finite de 10%.

Secțiunea echivalentă este dreaptă, perpendiculară pe axa barei respective și ca atare tangentă într-un punct al traiectoriei.

Ea conduce mai ușor la o formulă aproximativă decât secțiunea curbilinie care ar urma direcția traiectoriei însăși (așa cum se va vedea în paragraful 4.4.2), pentru că în lungul acestei traiectorii

Cu notațiile din figura 4.27 tensiunea normală maximă este (fără semn).

$$\sigma_x = \frac{2P}{(2\alpha + \sin 2\alpha)x_0} \quad (4.1)$$

de unde lățimea echivalentă conform precizărilor făcute rezultă:

$$l_e = \frac{2\alpha + \sin 2\alpha}{2} x_0 \quad (4.2)$$

respectiv unghiul sub care se poate considera o distribuție uniformă a tensiunii

Tabelul 4.2

Nodul	Guseu	Poziția Forța zăbrele-axială lor	unghiul lățimea φ	cm	grade	daN	σ _{max}		unghi- lăți- ul pa- mea e- nei φ	om	daN/cm ²	daN/cm ²	σ _{max}
							cu formu- la N/A ec. le	cu element finit					
4	12x240-270	montant	30	8	30	8430	880	921	14	3	2340		
2	12x300-780	diagonală stînga	29	18	29	-32900	-1523	-1518	30	19			-1443
		diagonală dreapta	30	18,5	30	20500	900	930	34	22			780
		diagonală stînga	28	15	28	21580	1200	1231	32	20			996
3	12x335-860	diagonală dreapta	28	13	28	-3000	-192	-193	32	15			-167
		diagonale	32	30	32	9600	330	332	32	30			330
0	12x440-500	diagonală	30	26	30	42240	1354	1367	35	31	1135		
Talpă inferioară	simetric 10x370-800	diagonale	22	18	22	9600	533	543	32	29			331
		îmbinare											

distribuția tensiunilor principale este complexă în urma efectului de redistribuire a tensiunilor caracteristic pentru activitatea guseului.

De asemenea pe secțiunea echivalentă se obțin valorile cele mai mari ale tensiunilor principale datorate forței axiale din bară.

Generalizarea relației de calculul tensiunii maxime în secțiunea echivalentă rezultă tot din tabelul 4.2.

Astfel, un calcul în spiritul unei stări de tensiune liniară și determinarea valorii maxime a tensiunii pe secțiunea echivalentă dreaptă perpendiculară pe capătul barei, se apreciază că este posibil dacă unghiul θ se alege de 30° fără restricțiile specificate privind geometria guseului și direcția tensiunilor extreme în zona de calcul.

eroarea introdusă față de starea de tensiuni reale scade în acest caz la 6%.

Verificarea guseului în secțiunea echivalentă pe baza celor menționate, conduce la rezultatele cele mai apropiate de starea de tensiuni plană reală existentă în guseu, și este recomandată în consecință.

4.4 Concluzii privitoare la justetea relațiilor cunoscute de verificare a guseelor în secțiuni transversale și curbilini față de starea de tensiune reală

4.4.1 Așa cum s-a precizat în subcapitolul 4.3 guseele sînt plăci plane în care se dezvoltă sub acțiunea încărcărilor stări de tensiune plane complexe.

Spectrul total al acestor stări de tensiune se poate determina cu ajutorul metodei elementelor finite pentru fiecare tip de guseu.

În literatura de specialitate sînt date formule aproximative de calcul al tensiunilor în sensul unei stări de tensiune liniară.

Acțiunile de verificare se vor aplica în continuare gu-

seelor studiate, rezultatele comparându-se cu cele aferente unei stări de tensiune plană.

4.4.2 Verificarea guseelor în secțiuni transversale s-a făcut pe baza relațiilor cunoscute din rezistența materialelor. Pe secțiunea transversală AB a guseului din figura 4.28 a, acționează eforturile axiale în nodul teoretic al grinzii cu zăbrele (fig.4.28 b).

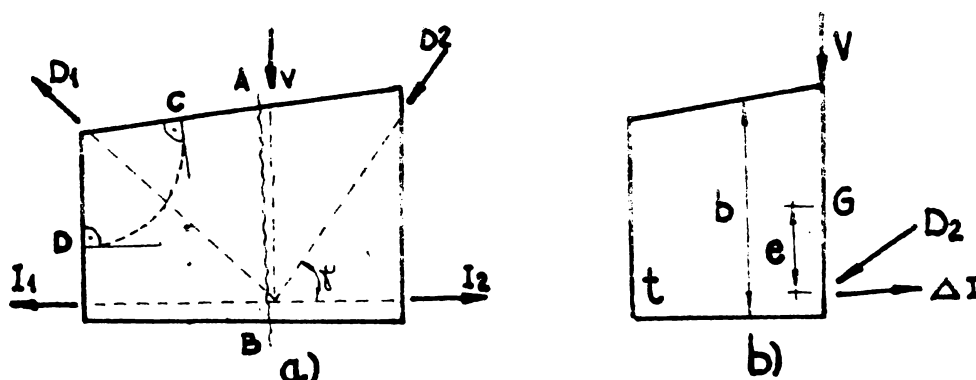


FIG 4.28

În urma reducerii lor în centrul de greutate al secțiunii transversale AB a guseului se pot calcula eforturile unitare:

$$\sigma = \frac{R_0}{A} + \frac{R_0 \cdot e}{W} \quad \text{și} \quad \tau = \frac{R_V}{A} \quad (4.4 - 4.5)$$

unde R_0 și R_V sînt solicitările din secțiunea AB.

$$\begin{aligned} R_0 &= \Delta I - D_2 \cos \gamma \\ R_V &= V + D_2 \sin \gamma \end{aligned} \quad (4.6 \text{ a,b})$$

prin ΔI notîndu-se diferența de efort axial preluată de cordoanele de sudură pînă în dreptul secțiunii AB

$A = b \cdot t$ este aria secțiunii transversale a guseului în secțiunea respectivă

W - modulul de rezistență în secțiunea AB

e - excentricitatea punctului de aplicare al forțelor față de centrul de greutate al secțiunii AB.

Calculul pe baza relațiilor (4.4 - 4.5) s-a aplicat în consecință guseelor cu forme geometrice obișnuite, pentru care a rezultat în secțiunea caracteristică AB pe baza calculului cu metoda elemente-

lor finite o lege de variație aproximativ liniară a tensiunilor normale.

Guseele aparțin nodului 2 (fig. 3.64), nodului 3 (fig. 3.69), nodului simetric de la talpa inferioară continuă (fig. 3.74) și nodului tălpii inferioare a unei grinzi cu zăbrele în zona de îmbinare (fig. 3.84).

Se menționează că în determinarea solicitării ΔI în secțiunea de calcul pentru guseul din zona de îmbinare a tălpii inferioare, s-a avut în vedere precizarea din [35] privind părțile de forță axială din talpa inferioară preluate de guseu și eclise. Sintetic rezultatele calculului simplificat și a celui cu metoda elementelor finite se află în figura 4.29.

Din compararea valorilor tensiunilor rezultă o eroare medie de 15%, față de cele obținute cu metoda elementelor finite.

4.4.3 În cazul guseelor utilizate la prinderea barelor în nod prin intermediul niturilor sau sudurilor, în literatura de specialitate se indică verificarea acestora într-o secțiune curbilinie - de tipul CD în figura 4.28 a. Această secțiune se efectuează de regulă prin ultimul element de prindere, considerînd că în zona respectivă guseul a preluat în întregime forța axială din bara în cauză. Se apreciază că secțiunea se confundă cu traiectoria curbilinie a tensiunilor principale la capătul îmbinării. De-a lungul acestui segment de cerc distribuția tensiunilor se consideră uniformă în spiritul unei stări de tensiune liniară, iar valoarea acesteia e dată de relația:

$$\sigma = \frac{D_1}{l_{CD} t} \quad (4.7)$$

Deși s-a precizat la subpunctul 4.3.2 că în cazul prinderii barelor cu cordoane de sudură laterale se disting două zone de lucru a guseului și chiar în zona de regim a acestuia de-a lungul unei traiectorii, tensiunile principale au o distribuție complexă se va aplica relația (4.7) pentru guseele studiate.

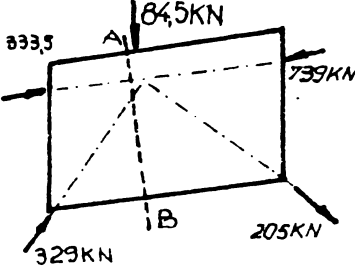
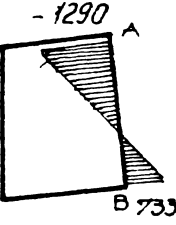
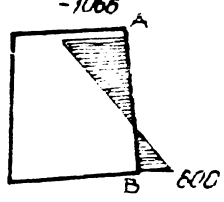
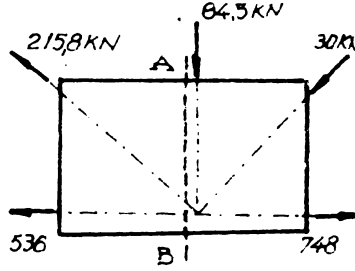
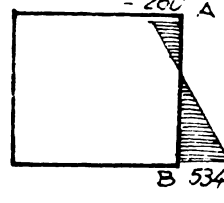
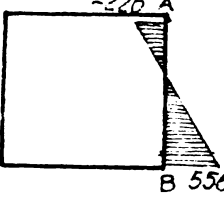
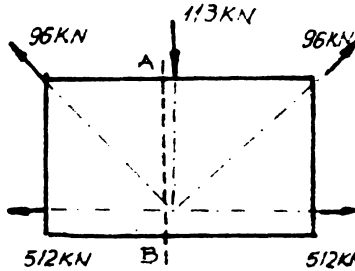
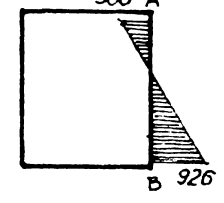
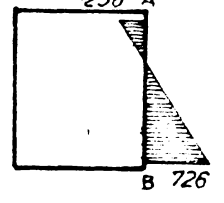
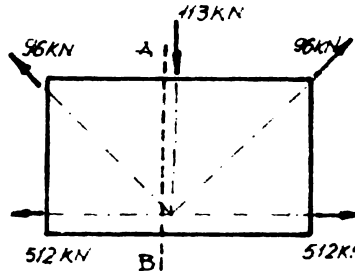
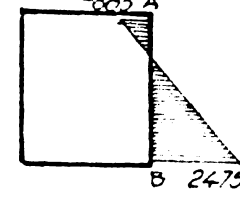
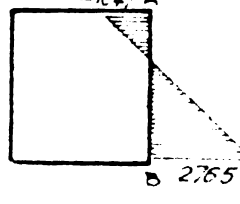
NODUL	GUSEUL	SCHEMA GEOMETRICĂ	TENSIUNI NORMALE ÎN SECȚIUNEA A-B CU METODA ELEMENTELOR FINITE daN/cm^2	TENSIUNI NORMALE CALCULATE ÎN SECȚIUNEA A-B daN/cm^2
2	$12 \times 300-700$			
3	$12 \times 335-860$			
TALPĂ ÎNFERIOARĂ	SIMETRIC $10 \times 370-800$			
TALPĂ ÎNFERIOARĂ ÎMBINARE	SIMETRIC $10 \times 370-800$			

FIG. 4.29

Secțiunea curbilinie se efectuează la capătul barei în cauză, iar calculele sînt prezentate sintetic prin valori și diagrame comparativ cu rezultatele obținute cu element finit în figura 4.30.

În figura 4.30 valorile tensiunilor principale reprezentate pe secțiunea curbilinie aparțin elementelor finite tăiate de curbă.

Dacă se compară valorile calculate cu relația (4.7) cu valoarea medie a tensiunilor principale se apreciază că pentru barele cu forță axială mică sub 100 kN eroarea introdusă în calcule este sub 10%, iar pentru barele care transmit efort axial mare între 10% și 30% dependent de influența celorlalte bare asupra traiectoriilor principale în zona de capăt a barei în cauză.

Valorile mari din zonele vecine terminării îmbinării nu se pot prinde în calcule prin relația (4.7) care introduce în acest sens erori între 20% pentru forțe axiale sub 100 kN, care însă nu sînt semnificative deoarece nici tensiunile extreme nu sînt mari în aceste cazuri, și 50% pentru zonele cu efort axial mare.

Un caz aparte îl constituie guseul în zona de îmbinare, pentru care verificarea în secțiune curbilinie introduce valori cu 50% mai mici decît în realitate, reducere datorată în exclusivitate influenței forței axiale din tălpi conform precizărilor de la 4.3.2

4.5 Recomandări finale privind calculul aproximativ al guseelor în soluție sudată

4.5.1 Guseele de formă dreptunghiulară și apropiată de un dreptunghi se pot verifica în secțiunea transversală caracteristică cu relațiile 4.4 și 4.5, întrucît în secțiunea respectivă tensiunile normale au lege de variație pronunțat liniară.

4.5.2 Verificarea în secțiuni curbilinii practicate tangent la capetele barelor în cauză conduce la rezultate acceptabile numai dacă forțele axiale aferente sînt mai mici decît 100 kN și traiectoriile principale nu sînt influențate de solicitările barelor învecinate.

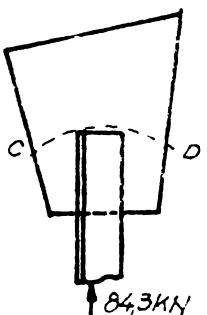
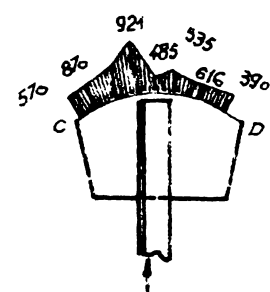
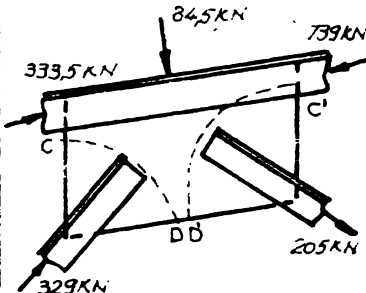
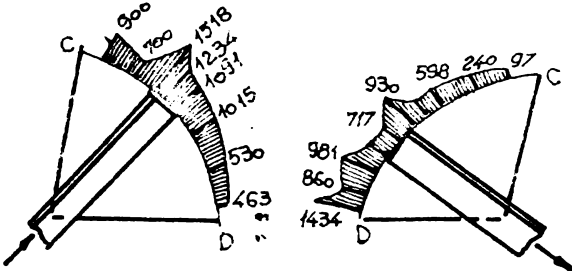
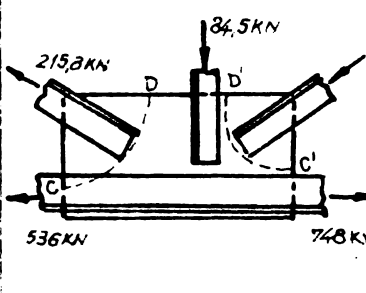
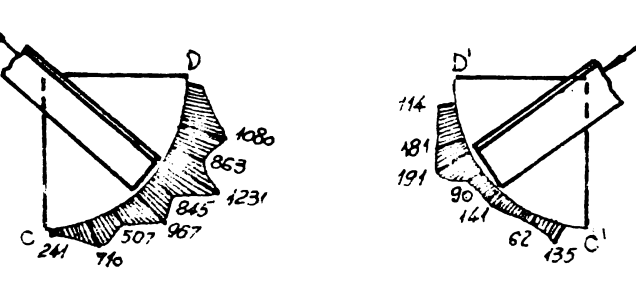
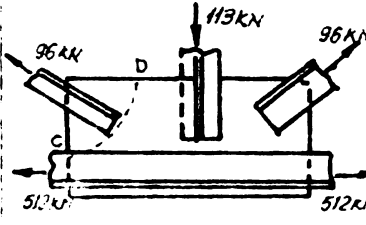
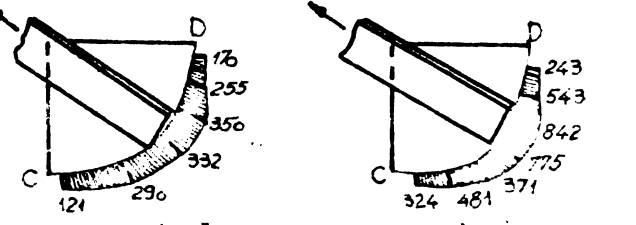
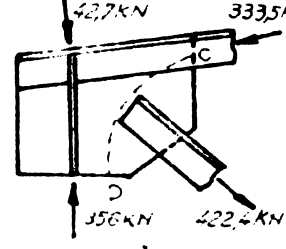
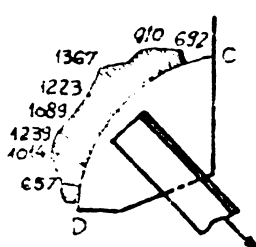
MODUL	SCHEMA GENERALA	TENSIUNI PRINCIPALE IN SECTIUNEA: C-D CU METODA ELEMENTELOR FINITE daN/cm ²	TENSIUNI CALCULATE daN/cm ²
4			500
2			SECTIUNEA C-D 914 SECTIUNEA C'-D' 551
3			SECTIUNEA C-D 635 SECTIUNEA C'-D' 114
TALPA INFERIOARA			TALPA CONTINUA C-D 274 TALPA IMBINARE C-D 274
0			765

FIG 4.30

Prin acest calcul nu se pot obține cele mai mari valori ale tensiunilor principale în zona de regim a guseului în dreptul capătului barei.

4.5.3 Dacă în punctul de introducere al forței axiale guseul are forma unei pane și traiectoriile tensiunilor principale în zona de regim a guseului nu sînt influențate de barele vecine celei în cauză, calculul se poate face pe o secțiune echivalentă dreaptă, perpendiculară pe axa barei respective.

Lățimea acestei secțiuni rezultă sub unghiul 2θ calculat cu relația (4.3), în care se introduce lungimea medie a cordoanelor de sudură (x_0).

Relația de calcul utilizată este

$$\sigma_{\max} = \frac{N}{A_{\text{echiv.}}}$$

cu care se obține valoarea tensiunii principale maxime din zonă.

4.5.4 Cînd guseul nu se înscrie în precizările făcute la 4.5.3 sau nu se poate aprecia dacă traseul curbiliniu clasic al traiectoriilor în zona de regim este influențat de barele învecinate celei în cauză, se recomandă determinarea secțiunii echivalente drepte utilizînd unghiul $2\theta = 60^\circ$ de la punctul de aplicare al forței și aplicarea relației (4.8) în consecință.

4.6 Contribuții originale

Din analiza globală a studiului efectuat asupra stării de tensiune în guseele grinzilor cu zăbrele în soluție sudată se desprind următoarele contribuții originale:

1. Modul de aplicare al metodei elementelor finite la calculul guseelor sudate. Obținerea soluției optime de discretizare și precizări privind încărcarea guseului prin cordoane de sudură laterale și efectul lor asupra stării de tensiune.

2. Elaborarea programului de reprezentare a direcțiilor tensiunilor principale - programul PLOTT și îmbunătățirea programului de calculul stării de tensiune în elemente plane - programul FEM.

3. Studii comparative între puținele date cunoscute pînă în prezent în privința stării de tensiuni în gusee și cele obținute utilizînd metoda elementelor finite.

4. Determinarea tabloului complet de scurgere a eforturilor în diferite tipuri de gusee.

5. Interpretarea traiectoriilor tensiunilor principale și definirea corectă a celor două zone specifice de lucru a guseului.

6. Punerea în evidență a erorilor introduse în calculele de verificarea guseului prin aproximarea stării de tensiuni plane cu cea liniară.

7. Definirea unei formule de calcul aproximative simplificate în sensul unei stări de tensiune liniară care se apropie cel mai mult de starea de tensiune plană reală.

8. Recomandări finale privitoare la calculul guseelor.

B I B L I O G R A F I E

- 1 Absi, E., Méthode des éléments finis, Annales de l'ITBTP, Octombrie, 1969
- 2 Arig, A.H., Lopez, L.A., Discrete Model Analysis of Elastic Plastic Plates, Journal of Engineering Mechanics Division, EM 1, februarie, 1968
- 3 Appeltauer, I., Curs de rezistența materialelor pentru constructori, I, Elemente fundamentale, Institutul Politehnic, Timișoara, 1973
- 4 Appeltauer, I., Cuteanu, E., Gerner, D., Munteanu, I., Aplicarea metodei elementelor finite la studiul concentratorilor de tensiune în câteva îmbinări sudate, Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic "Traian Vuia" Timișoara, tom 21(35), seria Construcții, 1, 1976
- 5 Appeltauer, I., Cuteanu, E., Munteanu, I., Stănescu, C., Studiul concentratorilor de tensiune în elemente plane, cu metoda elementelor finite, Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic "Traian Vuia" Timișoara, seria Construcții, tom 19(33), 2, 1974
- 6 Balcu, M., Balcu, A., Metoda elementului finit, vol. I, Bazele teoretice, Institutul de Construcții București, 1977
- 7 Bathe, K.J., Wilson, E.L., Peterson, E.F., SAP IV a Structural Analysis Program for Static and Dynamic Response of Linear Systems, U.C. Berkeley, 1973
- 8 Beleaev, N.N., Rezistența materialelor (trad. din limba rusă), Editura tehnică, București, 1960
- 9 Beleş, A., Voinea, R., Rezistența materialelor, vol. II, Editura tehnică, București, 1958
- 10 Bezuhov, N.I., Teoria elasticității și plasticității (trad. din limba rusă), Editura tehnică, București, 1957
- 11 Buck, K.E., Scharpf, D.W., Stein, E., Wunderlich, W., Finite Elemente in der Statik. Einführung in die Methode, Vorträge von einem Kolloquium in Stuttgart, "Übericht über Anwenderprogramme, Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 1973
- 12 Caraba, I., Analiza modului de alcătuire a secțiunii barelor grinzilor cu zăbrele din oțel în vederea tipisării, Lucrările celei de a II-a Conferințe de construcții metalice, volumul IV, Timișoara 11-13 octombrie, 1979

- 13 Caraba, I., Brad, I., Considerații asupra alcătuirii barelor grinzi-
lor cu zăbrele din oțel, Lucrările simpozionului
de construcții metalice, Timișoara 17-18 aprilie 1976
- 14 Caracostea, A., Soare, M., Teoria elasticității pentru construcții,
Editura Institutului de căi ferate, București, 1955
- 15 Caracostea, A., și colectiv, Manual pentru calculul construcțiilor,
Editura tehnică, București, 1977
- 16 Ciongradi, I., Missir, I., Utilizarea calculatoarelor la proiectarea
structurilor, vol. I, Institutul Politehnic Iași,
1975
- 17 Căpățînă, D., Calculatorul în ajutorul proiectării construc-
țiilor, Editura tehnică, București, 1976
- 18 Cook, D.R., Concepts and Applications of Finite Element
Analysis, New-York, 1974
- 19 Căteanu, E., Ardeleanu, M., Capitole speciale de rezistența materia-
lelor și teoria elasticității, Institutul Poli-
tehnic Timișoara, 1978
- 20 Căteanu, E., Marinov, R., Metoda elementelor finite în proiectarea
structurilor, Editura Facla, Timișoara, 1980
- 21 Dalban, C., Juncan, N., Varga, Al., Construcții metalice, Editura di-
dactică și pedagogică, București, 1976
- 22 Diacu, I., Aspectul geometric la dimensionarea secțiunilor
unor bare metalice, Construcții, nr. 3, 1975
- 23 Dimo, P., Programarea în Fortran, Editura didactică și
pedagogică, București, 1971
- 24 Filonenko Borodici, M.M., Teoria elasticității (trad. din limba rusă),
Editura tehnică, București, 1957
- 25 Friedrich, R., Bazele metodei elementelor finite, Institutul
Politehnic Timișoara, 1972
- 26 Gallagher, H.R., Finite Element Analysis. Fundamentals, New
Jersey, 1975
- 27 Gheorghiu, Al., Conceptii moderne în calculul structurilor, Edi-
tura tehnică, București, 1975
- 28 Gobesz, F., Cătărig, Al., Elemente de calcul matricial și formularea
calculului structurilor din bare în vederea
programării la calculatoare, Institutul Poli-
tehnic Cluj, 1972
- 29 Gobesz, F., Cătărig, Al., Programarea calculatoarelor electronice,
Institutul Politehnic Cluj, 1974

- 30 Gunderson, R., Cetin, A., Element Stiffnes Matrix Generation, Journal of Structural Division, ST 1/1971
- 31 Haimovici, M., Teoria elasticității, Editura didactică și pedagogică București, 1969
- 32 Holand, I., Bell, K. (red.), Finite Element Methods in Stress Analysis, Trondheim Tapir Forlag, 1970
- 33 Huebner, K.H., The Finite Element Method for Engineers, J. Wiley and Sons, New York, 1974
- 34 Ieremia, M., Căpățînă, D., Socină, G., Aplicarea calculului automat în Mecanica construcțiilor, vol. I și II, Institutul de construcții București, 1973
- 35 Immerman, A.G., Gukova, M.I., O rascete uzlov svarnîh ferm, Promîşlennoe Stroitelstvo, Nr. 4 aprilie 1973, Moscova
- 36 Immerman, A.G., Melkumian, B.S., Rezultati experimentalnogo isledovaniia uzlov svarnîh ferm, Promîşlennoe Stroitelstvo Nr. 1 ianuarie, 1972, Moscova
- 37 Jones, R.F., Schell and Plate Analysis by Finite Element, Journal of Structural Division, ST 5, 1973
- 38 Leonard John, W., Brambette, T., Finite Element Solutions to Differential Equations, Journal of Engineering Mechanics Division, Nr. 6, 1970
- 39 Luft, R.W., Automatic Generation of Finite Element Matrices, Journal of Structural Division ST 1, 1971
- 40 Massonnet, Ch., și alții, Calculul structurilor la calculatoare electronice, (trad. din limba franceză), Editura tehnică, București, 1972
- 41 Mateescu, D., Curs de construcții metalice, vol. I și II, Editura Institutului Politehnic Timișoara, 1951
- 42 Mateescu, D., Gădeanu, L., Mercea, Gh., Mählbacher, R., Cosmulescu, P., Curs de construcții metalice - subingineri, Editura didactică și pedagogică, București, 1975
- 43 Mateescu, D., Mercea, Gh., și alții, Studii în vederea tipizării fermelelor metalice cu zăbrele, Revista Construcțiilor Nr. 3, 1979
- 44 Mateescu, D., Rogu, D., Caraba, I., Construcții metalice, exemple de calcul, Editura didactică și pedagogică, București, 1972
- 45 Mc Cracken, Dorn, W.S., Numerical Analysis and Fortran Programming, New York, J. Wiley and Sons, 1964
- 46 Mc Lay, R.W., On Certain Approximations in the Finite Element Method, Journal of Applied Mechanics Review, nr. 1 martie, 1971

- 47 Mercea, Gh., Brad, C., Regep, Z., Studiul unor tipuri de ferme și secțiuni ale barelor acestora în vederea tipizării, Lucrările celei de a II-a Conferințe de construcții metalice, vol. III, Timișoara 11-13 octombrie, 1979
- 48 Mocanu, D.R., și alții, Analiza experimentală a tensiunilor, vol. I, Editura tehnică, București, 1977
- 49 Mora, R., Le calculateur electronique dans l'entreprise de construction métallique, Construction mettalique, 3, 1965
- 50 Muhanov, K.K., Metallicheskie konstrukții, Moscva, Gostroizdat, 1963
- 51 Murphy, J.S., Inițiere în calculatoare numerice, Editura tehnică, București, 1968
- 52 Niculescu, St., Inițiere în Fortran, Editura tehnică, București, 1972
- 53 Norrie, D.H., Gerald de Vries, The Finite Element Method. Fundamentals and Applications, Academic Press, New York and London, 1973
- 54 Oden, J.T., Finite Element of Non Linear Continua, Mc Graw Hill Book Company, 1972
- 55 Oltearu, N. Gh., Pârvu, E.A., Metode de discretizare a continuului în vederea rezolvării diferitelor tipuri de probleme de mecanică, vol. II și III, INID București, 1972
- 56 Pélegrin, M., Calculatoare analogice și cifrice (trad. din limba franceză), Editura tehnică, București, 1966
- 57 Popescu, V., Construcții metalice (ed. III-a), Editura tehnică, București, 1975
- 58 Popescu, V., Construcții metalice industriale (ed. III-a), Editura tehnică, București, 1977
- 59 Popescu, V., Georgescu, Dr., Chesaru, E., Construcții metalice și tehnologia execuției - curs pentru subingineri, Institutul de construcții București, 1973
- 60 Przemieniecki, J.S., Theory of Matrix Structural Analysis, New York, Mc Graw-Hill, 1968
- 61 Robinson, J., Structural Matrix Analysis of the Engineer, John Wiley & Sons, New York, 1966
- 62 Robinson, J., Integrated Theory of Finite Element Methods, John Wiley & Sons, New York, 1973
- 63 Roșu, D., Curs. Elemente generale de construcții metalice, Institutul Politehnic Timișoara, 1967
- 64 Salvadori, M.G., Baron, M.L., Metode numerice în tehnică, Editura tehnică, București, 1972

- 65 Sandi, H., Metode numerice în mecanica structurilor, Editura tehnică, București, 1976 .
- 66 Schiopa, A. I., Analiza unor metode de discretizare, Editura Academiei R.S.R., București, 1978
- 67 Siminea, P., Negrei, L., Construcții metalice și tehnologia execuției. Aplicații pentru subingineri, Editura didactică și pedagogică, București, 1975
- 68 Soare, M., Metode de discretizare a conținutului în vederea rezolvării diferitelor tipuri de probleme de mecanică, vol. I, Metoda diferențelor finite, INID, București, 1972
- 69 Stemativ, D., Calculul structurilor hidrotehnice. Analiza statică prin metoda elementului finit, Institutul de construcții, București, 1977
- 70 Streletkii, N. S., Izdanie trudî. Pod Red. E. I. Belenia, Moscva, Strojizdat, 1975
- 71 Streletkii, N. S., și alții, Metaliceskie konstrukții, Moscva, Gostroizdat, 1961
- 72 Stüsi, F., Entwurf und Berechnung von Stahlbauten. Erster Grundlagen des Stahlbaves Springer-Verlag, Berlin (Göttingen) Heidelberg, 1958
- 73 Teodorescu, C. C., Mocanu, D. R., Buga, M., Imbinări sudate, Editura tehnică, București, 1972
- 74 Teodorescu, P. P., Probleme plane în teoria elasticității, vol. I și II, Editura Academiei R.S.R., 1961, 1965
- 75 Tezcan, S. S., Computer Analysis of Plane and Space Structures, Journal of Structural, Division, 1, 1971
- 76 Theocaris, P. S., Buga, M., și alții, Analiza experimentală a tensiunilor, vol. II, Editura tehnică București, 1978
- 77 Timoshenko, S. P., Teoria stabilității elastice, Editura tehnică, București, 1967
- 78 Tottenham, H., Brebbia, C., Finite Element Techniques in Structural Mechanics, Southampton Stress Analysis Publishers, 1970
- 79 Văcărescu, D., Comparație între diferitele modele de lucru a elementului finit, Sesiunea de referate și comunicări tehnico-științifice a cadrelor didactice și studenților, Baia-Mare, 17-18 mai 1980
- 80 Văcărescu, D., Analiza stării de tensiune într-un guseu de grindă cu zăbrele sudată, Sesiunea de comunicări tehnico-științifice a cadrelor didactice și studenților, Baia-Mare, 17-18 mai, 1980

- 81 Văcărescu, D., Particularități privind alegerea modelului de calcul în metoda elementelor finite, sub tipar, în Buletinul științific și tehnic al Institutului de învățământ superior Baia Mare
- 82 Văcărescu, D., Studiul stărilor de tensiune într-un guseu de grin-
dă cu zăbrele, cu metoda elementelor finite, sub
tipar în Buletinul științific și tehnic al Insti-
tutului de învățământ superior, Baia Mare
- 83 Văcărescu, D., Contribuții la calculul tensiunilor în elemente
plane, cu metoda elementului finit, Sesiunea a
VII-a de referate și comunicări tehnico-științifi-
ce Baia Mare, 24 ianuarie, 1981
- 84 Văcărescu, D., Contribuții la reprezentarea stării de tensiune
în gusee de grinzi cu zăbrele, Sesiunea a VII-a,
de referate și comunicări tehnico-științifice,
Baia Mare, 24 ianuarie, 1981
- Văcărescu, D., Considerații privind starea de tensiune într-un
guseu utilizând diferite împărțiri interioare în
elemente finite, Sesiunea a VII-a de referate și
comunicări tehnico-științifice, Baia Mare, 24 ia-
nuarie, 1981
- 86 Wang, P.C., Metode numerice și matriciale în mecanica construc-
țiilor (trad. din limba engleză), Editura tehnică,
București, 1970
- 87 Zahler, Ch.W., Guide to Development and Use of Electronic Compu-
ter Programs. Programming, Journal ASCE Structural
Division, vol. 95, 1969
- 88 Zienkiewicz, O.C., Finite Element Method in Engineering Science,
Mc Graw-Hill, London, 1971
- 89 Zienkiewicz, O.C., The Finite Element Method from Intuition to
Generality, Applied Mechanics Review, nr. 3, 1970
- 90 Zienkiewicz, O.C., Cheung, K.Y., The Finite Element Method in Struc-
tural and Continuum Mechanics, Mc Graw Hill, London,
1967

CUPRINS TEZA

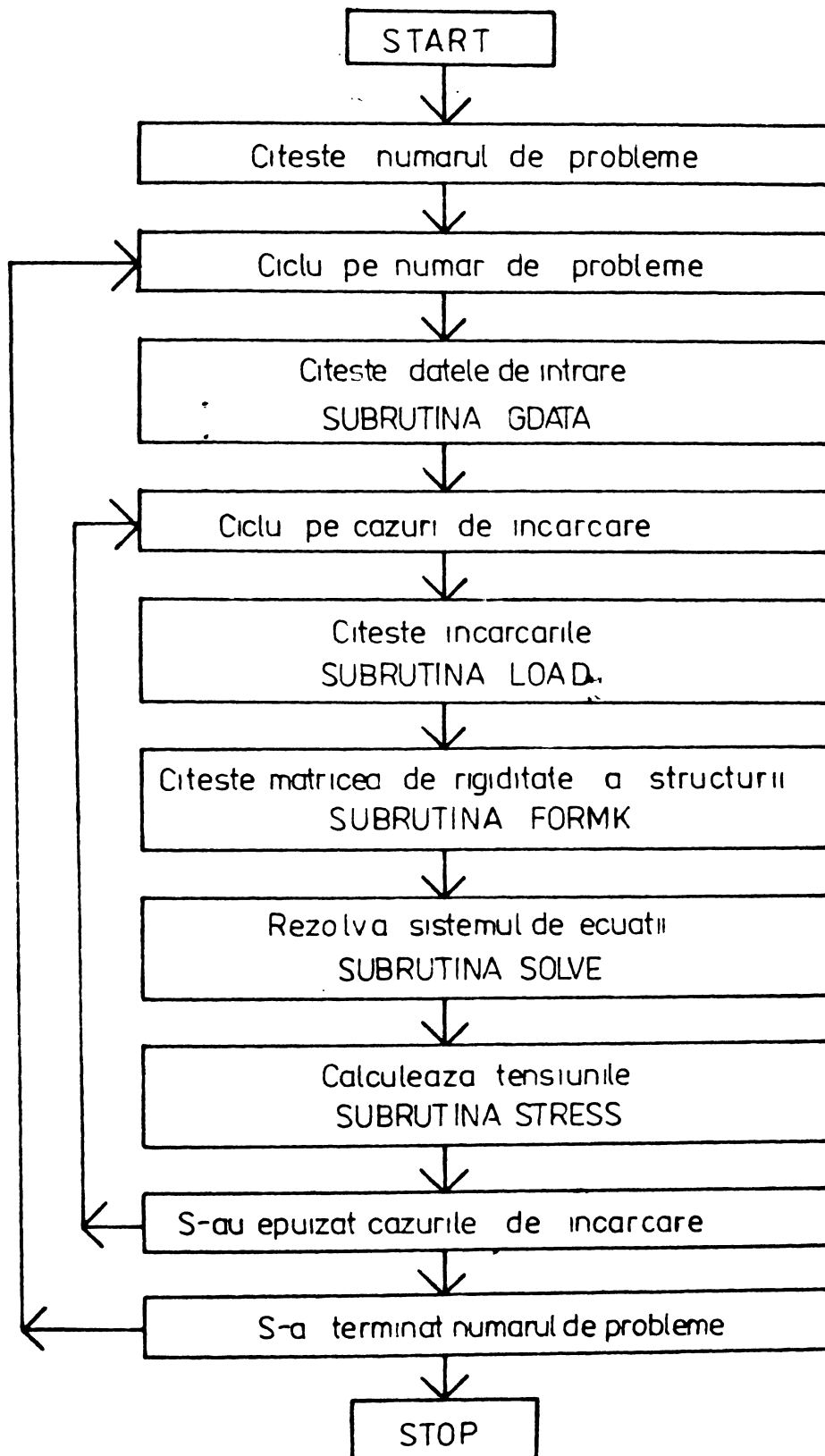
CAPITOLUL I	<u>INTRODUCERE</u>	
1.1	GRINZI CU ZABRELE - GENERALITATI	
1.2	MODUL DE ALCATUIRE AL GUSEELOR GRINZILOR CU ZABRELE	
1.2.1	Recomandări generale	
1.2.2	Guseele grinzilor cu zăbrele în soluție nitrat	
1.2.3	Guseele grinzilor cu zăbrele în soluție sudată	6
1.3	TIPURI DE MODURI STUDIATE	8
1.4	METODE UTILIZATE PENTRU DETERMINAREA STĂRII DE TENSIUNE ÎN GUSEE	
1.4.1	Metode experimentale	13
1.4.1.1	Fotoelasticitate	13
1.4.1.2	Tensometrie electrică rezistivă	15
1.4.2	Metode numerice	18
1.4.2.1	Metoda diferențelor finite	18
1.4.2.2	Metoda elementelor finite	26
CAPITOLUL II	<u>PREZENTAREA METODEI ELEMENTELOR FINITE SI PARTICULARITATILE EI DE APLICARE LA CALCULUL STĂRII DE TENSIUNE ÎN GUSEELE GRINZILOR CU ZABRELE ÎN SOLUȚIE SUDATA</u>	28
2.1.	CONSIDERATII DE ORDIN GENERAL	28
2.2	ECUAȚIA FUNDAMENTALA PENTRU MODELUL DEPLASĂRII PURE	30
2.3.	MATRICEA DE RIGIDITATE A ELEMENTULUI FINIT TRIUNGHIULAR ÎN STAREA PLANA A TENSIUNILOR	34
2.4	DISCRETIZAREA STRUCTURII	38
2.4.1	Principii de discretizare a structurilor	38
2.4.2	Tipuri de rețele utilizate pentru calculul stării de tensiune în gusee	39

2.5.	FORTE NODALE ECHIVALENTE	45
2.5.1	Cazul general de încărcare a guseului.	45
2.5.2	Cazul particular de încărcare a guseului	46
2.6	PROGRAMUL FEM DE REZOLVARE A PROBLEMEI DE FEM	50
2.6.1	Descrierea programului	50
2.6.2	Modificări și îmbunătățiri ale programului	54
2.7	REPREZENTAREA TENSIUNILOR PRINCIPALE. PROGRAMUL PLOTT.	56
CAPITOLUL III <u>DETERMINAREA STĂRII DE TENSIUNE ÎN GUSELE</u>		
	<u>SUDATE</u>	59
3.1	GUSEU DE TALPA SUPERIOARA CU UN MONTANT (NODUL 4).	59
3.1.1	Tipul de discretizare A.	60
3.1.1.1	Cazul I de încărcare	64
3.1.1.2	Cazul II de încărcare	67
3.1.1.3	Cazul III de încărcare	69
3.1.1.4	Cazul IV de încărcare	71
3.1.2	Tipul de discretizare B	73
3.1.3	Tipul de discretizare C	81
3.1.4	Tipul de discretizare D	85
3.1.5	Tipul de discretizare E	89
3.1.5.1	Cazurile de încărcare I,II,III,IV	89
3.1.5.2	Cazul de încărcare V	96
3.1.6	Determinarea stării de tensiune cu ajutorul fotoelasticității	100
3.2	GUSEU DE TALPA SUPERIOARA CU DOUA DIAGONALE (NODUL 2).	104
3.3	GUSEU DE TALPA INFERIOARA CU DOUA DIAGONALE SI MONTANT (NODUL 3)	110
3.4	GUSEU DE TALPA INFERIOARA	116
3.5	GUSEU DE TALPA INFERIOARA REAZELE (NODUL 5)	121

3.5.1	Guseu de reazem fără rigidizare	121
3.5.2	Guseu de reazem cu rigidizare	125
3.6.	GUSEU IN ZONA DE IMBINARE A TALPII INFERIOARE A UNEI GRINZI CU ZABRELE.	128
CAPITOLUL IV <u>SINTEZA SI CONCLUZII</u>		133
4.1	CONCLUZII PRIVITOARE LA MODUL DE APLICARE A METODEI ELEMENTELOR FINITE LA CALCULUL STARI DE TENSIUNE IN GUSEELE GRINZILOR CU ZABRELE SI LA MODUL DE LUCRU REAL AL GUSEELOR.	133
4.2	CONCLUZII PRIVIND EFICIENTA METODEI ELEMENTELOR FINITE IN CALCULUL GUSEELOR.	150
4.3	CONCLUZII CE DECURG DIN INTERPRETAREA TRAIECTO- RIILOR TENSIUNILOR PRINCIPALE SI A VALORILOR. LOR.	155
4.4	CONCLUZII PRIVITOARE LA JUSTETEA RELATIILOR CUNOSCUTE DE VERIFICARE A GUSEELOR IN SECTIUNI TRANSVERSALE SI CURBILINII FATA DE STAREA DE TENSIUNE REALA.	165
4.5	RECOMANDARI FINALE PRIVIND CALCULUL APROXIMATIV AL GUSEELOR IN SOLUTIE SUDATA.	169
4.6	CONTRIBUTII ORIGINALE	171
	BIBLIOGRAFIE.	173
	ANEXE	

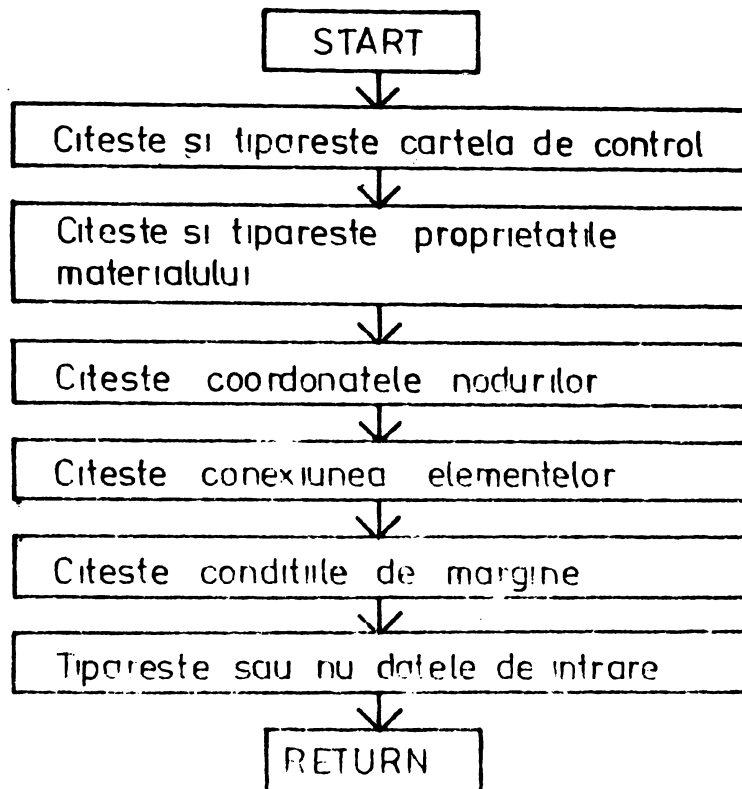
A N E X E

ANEXA 1
SCHEMA BLOC A PROGRAMULUI PRINCIPAL FEM



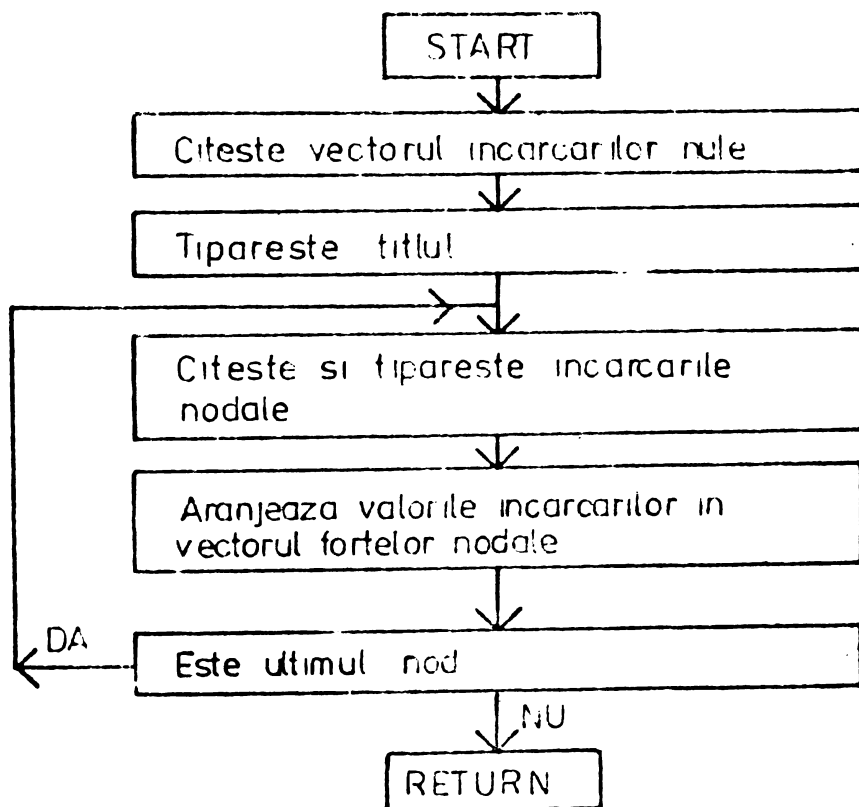
ANEXA 2

SCHEMA LOGICA A SUBRUTINEI GDATA

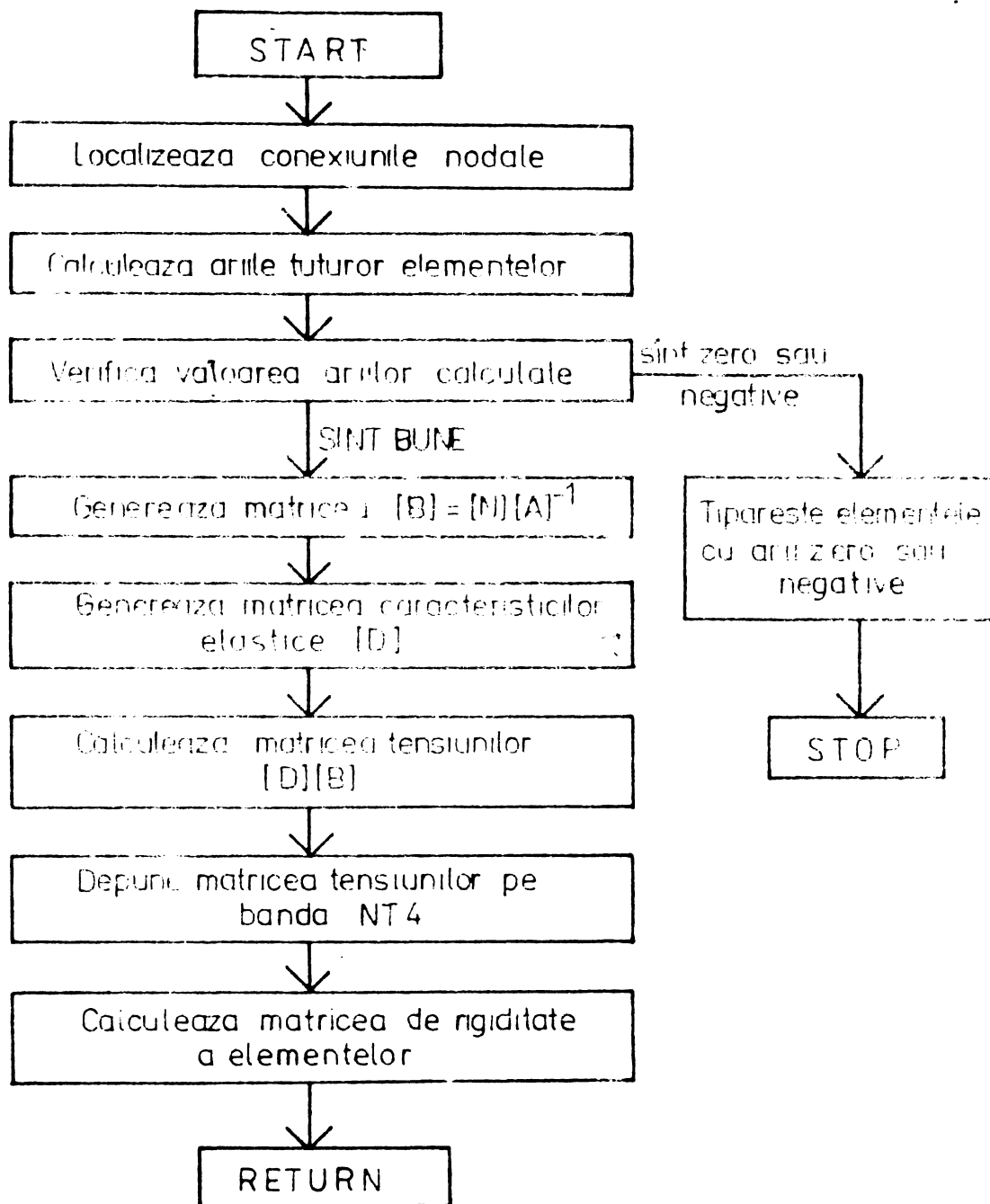


ANEXA 3

SCHEMA LOGICA A SUBRUTINEI LOAD

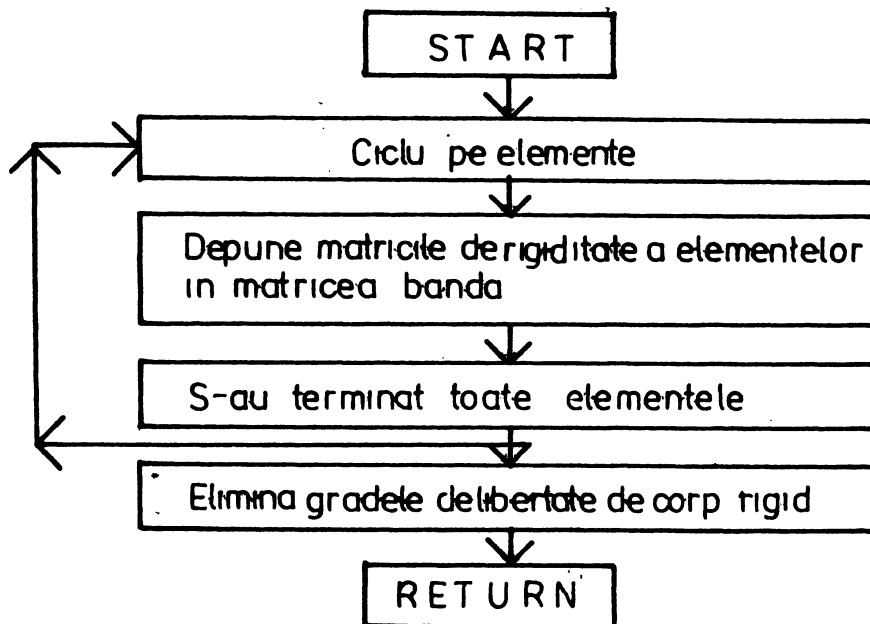


ANEXA 4
SCHEMA BLOC A SUBRUTINEI STIFT 2



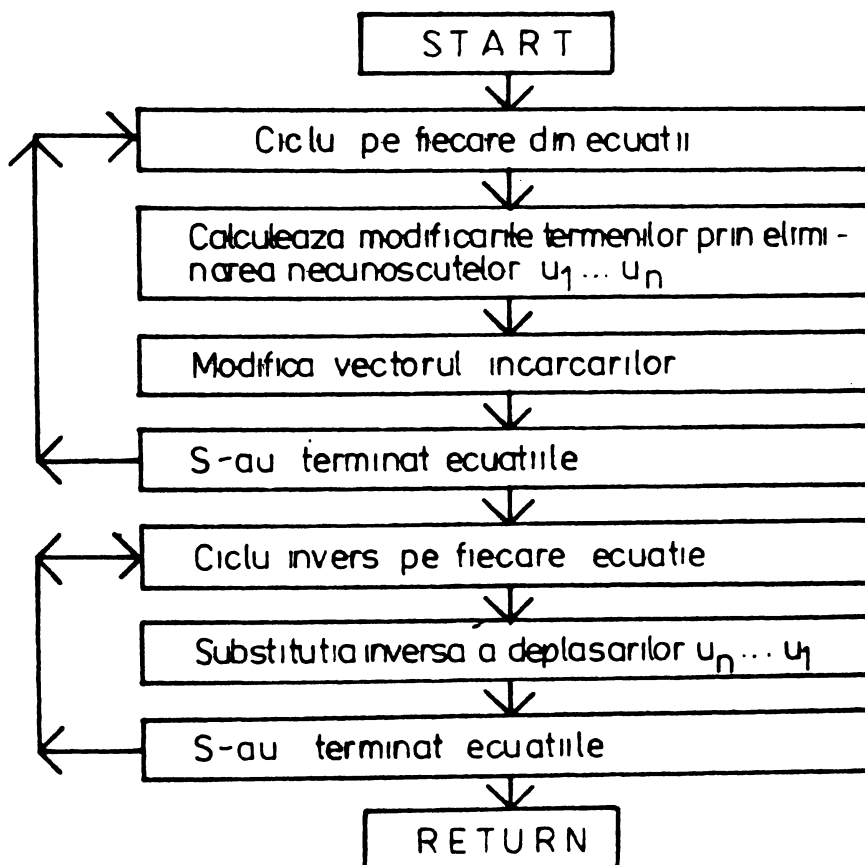
ANEXA 5

SCHEMA BLOC A SUBRUTINEI FORMK



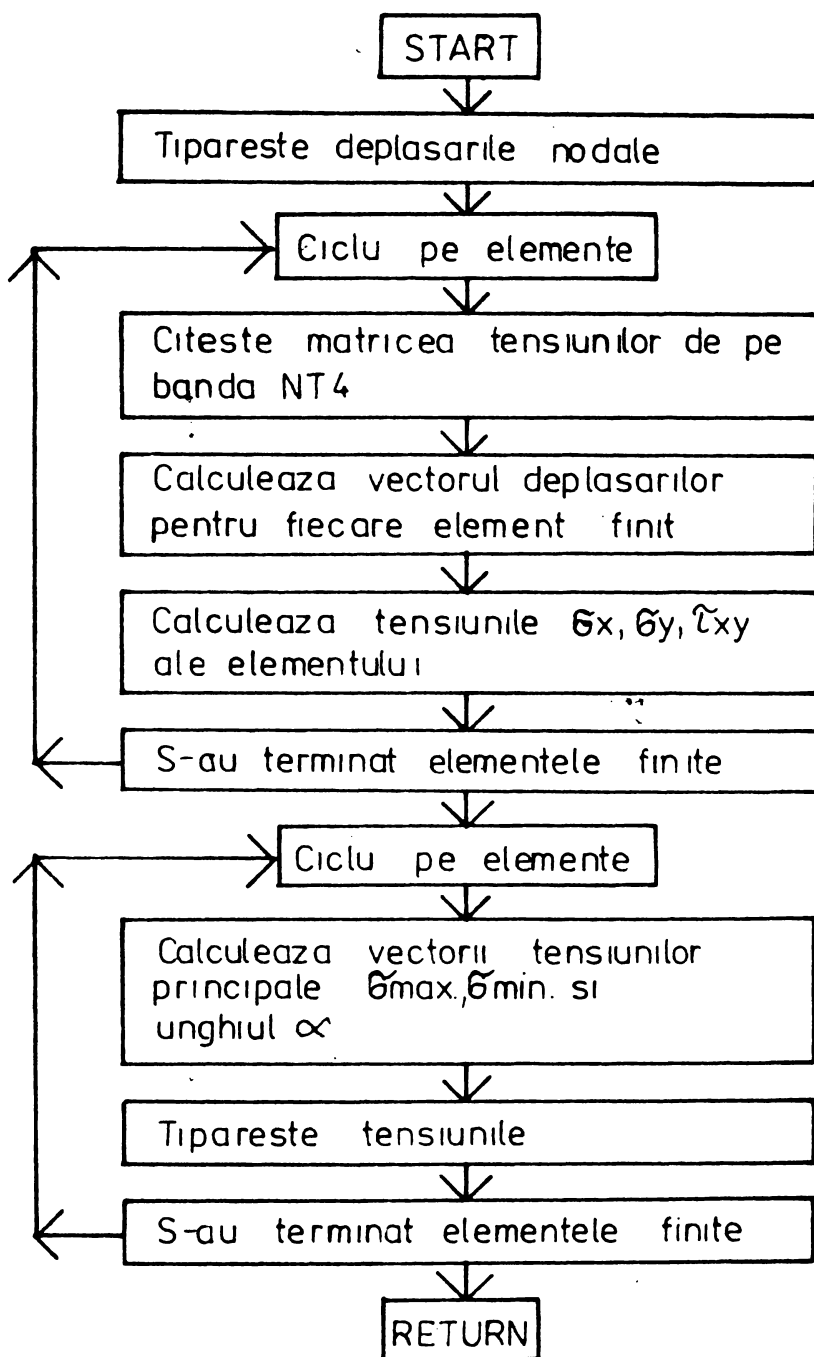
ANEXA 6

SCHEMA BLOC A SUBRUTINEI SOLVE



ANEXA 7

SCHEMA BLOC A SUBRUTINEI STRESS



```

4 * SEGMENT FEMULX,CONTRO,FORTA
5 * DEFINE FILE RA(EXT:AD,REF:FR,RCS:76,REF:236)=4
6 COMMON /COMMON/TITLE(12),ND,NE,NB,N,F,NCL,ALD,NDF,NMAT,ISZF,LI,ANT4
7 COMMON /COMMON/COOR(160,3),NOD(320,4),IMAT(320),OPT(25,2),LBC(25)
8 1NFIY(25),R1(320)
9 2FSTIF(12,12),A(7,6),R(3,6),P(R),
10 3SMAX,CHIL,ANG
11 COMMON /FORTA/SK(320,50)
12 NCH = 7
13 READ(105,1) NP2DE
14 DO 400 NDR=1,NDRDE
15 REHIND 4
16 CALL GDATA
17 NSZF = ND*NDF
18 DO 200 LI = 1,NLD
19 CALL LQSP
20 CALL FORN(8400)
21 CALL SOLVE
22 CALL STRESS
23 200 CONTINUE
24 400 CONTINUE
25 1 FORMAT(9I5)
26 STOP
27 END

```

FORTRAN 00,00

CREERE 18/08/80 15.06.14

```

1 * SEGMENT FEMULX,CONTRO,FORTA
2 SUBROUTINE GDATA
3 COMMON /COMMON/TITLE(12),ND,NE,NB,N,F,NCL,ALD,NDF,NMAT,ISZF,LI,ANT4
4 COMMON /COMMON/COOR(160,3),NOD(320,4),IMAT(320),OPT(25,2),LBC(25)
5 1NFIY(25),R1(320)
6 2FSTIF(12,12),A(7,6),R(3,6),P(R),
7 3SMAX,CHIL,ANG
8 COMMON /FORTA/SK(320,50)
9 READ(105,7) TITLE
10 WRITE(106,100) TITLE
11 READ(105,11) NP,NE,NB,N,F,NCL,ALD,NDF,NMAT,LI
12 WRITE(106,11) NP,NE,NB,N,F,NCL,ALD,NDF,NMAT,LI
13 READ(105,8) (I,(COOR(N,I)),I=1,2),K=1,NMAT)
14 WRITE(106,120)
15 WRITE(106,9) (N,(OPT(N,I)),I=1,2),N=1,NMAT)
16 READ(105,2) (N,(COOR(N,M)),M=1,2),K=1,NP)
17 READ(105,3) (N,(NOD(N,M)),M=1,3),I=1,3),IMAT(N),K=1,LE)
18 IF(NB.EQ.0) GO TO 150
19 READ(105,2) (NRC(I),I=1,NB)
20 IF(LI.NE.0) GO TO 500
21 WRITE(106,130)
22 WRITE(106,10) (I,(COOR(N,M)),M=1,2),N=1,NP)
23 WRITE(106,140)
24 WRITE(106,17) (N,(NOD(N,M)),M=1,3),I=1,3),IMAT(N),N=1,LE)
25 IF(NB.EQ.0) GO TO 500
26 WRITE(106,144)
27 WRITE(106,4) (NRC(I),NFIY(I),I=1,NB)
28 500 CONTINUE
29 1 FORMAT(9I5)
30 2 FORMAT(11G,2F10,2)
31 3 FORMAT(2I5,11G)
32 4 FORMAT(2I5)
33 5 FORMAT(12A4)
34 6 FORMAT(11G,2F10,2)
35 7 FORMAT(2I4,12A4)
36 8 FORMAT(20A4) LOCAL POINTS
37 9 FORMAT(20A4) ELEMENTS
38 10 FORMAT(20A4) BOUNDARY CONDITIONS
39 11 FORMAT(20A4) MATERIAL PROPERTIES
40 RETURN
41 END

```

FORTRAN 00,00

CREERE 18/08/80 15.06.14

```

4 * SEGMENT FEMULX,CONTRO,FORTA
5 SUBROUTINE LOCAL
6 COMMON /COMMON/TITLE(12),ND,NE,NB,N,F,NCL,ALD,NDF,NMAT,ISZF,LI,ANT4
7 COMMON /COMMON/COOR(160,3),NOD(320,4),IMAT(320),OPT(25,2),LBC(25)
8 1NFIY(25),R1(320)
9 2FSTIF(12,12),A(7,6),R(3,6),P(R),
10 3SMAX,CHIL,ANG
11 COMMON /FORTA/SK(320,50)
12 DO 160 NDR=1,NDRDE
13 100
14 WRITE(106,100) TITLE,LI
15 WRITE(106,100)
16 CONTINUE
17 READ(105,2) (N,(COOR(N,M)),M=1,2),K=1,NP)
18 WRITE(106,10) (N,(COOR(N,M)),M=1,2),K=1,NP)
19 DO 170 N=1,NP
20 170
21 IC = (N-1)*N/2 + 1
22 R1(IC) = (N+1)*N/2
23 IF(LI.EQ.0) GO TO 145
24 2
25 3
26 4
27 5
28 6
29 7
30 8
31 9
32 10
33 11
34 12
35 13
36 14
37 15
38 16
39 17
40 18
41 END

```

FORTRAN 00,00

CREERE 18/08/80 15.06.14


```

1 * SEGMENT FIBLY, CONTR, FORTA
2 SUBROUTINE FCPNY(*)
3 COMMON /CONTR/TITLE(12),NP,NE,NB,NDF,NCN,NLD,NMAT,NSZF,LI,NT4
4 COMMON /CORP(160,2),NOP(320,4),YMAT(320),COT(25,2),NBC(25)
5 INFIX(25),R1(320)
6 ESTIFA(12,12),A(3,6),B(3,6),R(8)
7 ZSMAX,SMIN,ALC
8 COMMON /FORTA/SK(320,50)
9 NBAND=50
10 DO 300 I = 1,NSZF
11 DO 300 M = 1,NBAND
12 500 SK(N,M)=0
13 DO 400 N = 1,NE
14 CALL STIFT2(N,8200)
15 DO 750 JJ = 1,NCN
16 NROWB = (NOP(N,JJ)-1)*NDF
17 DO 350 J = 1,NDF
18 NPOWB = NPOWB+1
19 I = (JJ-1)*NDF+J
20 DO 330 KK = 1,NCN
21 NCOLA = (NOP(N,KK)-1)*NDF
22 DO 320 K = 1,NDF
23 L = (KK-1)*NDF+K
24 NCOL = NCOLB+K+1-NROWB
25 IF(NCOL)320,320,310
26 510 SK(NROWB,NCOL) = SK(NROWB,NCOL)+ESTIFA(I,L)
27 CONTINUE
28 730 CONTINUE
29 750 CONTINUE
30 400 CONTINUE
31 IF(NR.EQ.0) RETURN
32 DO 500 I = 1,LD
33 NX = 10*(IDE-1)
34 I = NPO(I)
35 NPOWB = (I-1)*NDF
36 DO 420 M = 1,NDF
37 NROWB = NPOWB+1
38 ICON = INTV(M)/NX
39 IF(ICON)450,450,420
40 420 SK(NROWB,1) = 1
41
42 DO 430 J = 2,NBAND
43 SK(NPOWB,1) = 0
44 NR = NPOWB+1-J
45 IF(NR)430,430,425
46 425 SK(NR,J)=0
47 430 CONTINUE
48 INFIX(I) = INFIX(N) - NX*ICON
49
50
51
52 490 NX = NX/10
53 490 CONTINUE
54 500 CONTINUE
55 RETURN
56 200 RETURN 1
57 END

```

CREERE 18/08/80 15.07.00

CREERE 18/08/80 15.07.00

FORTAN 00.00

FORTAN 00.00

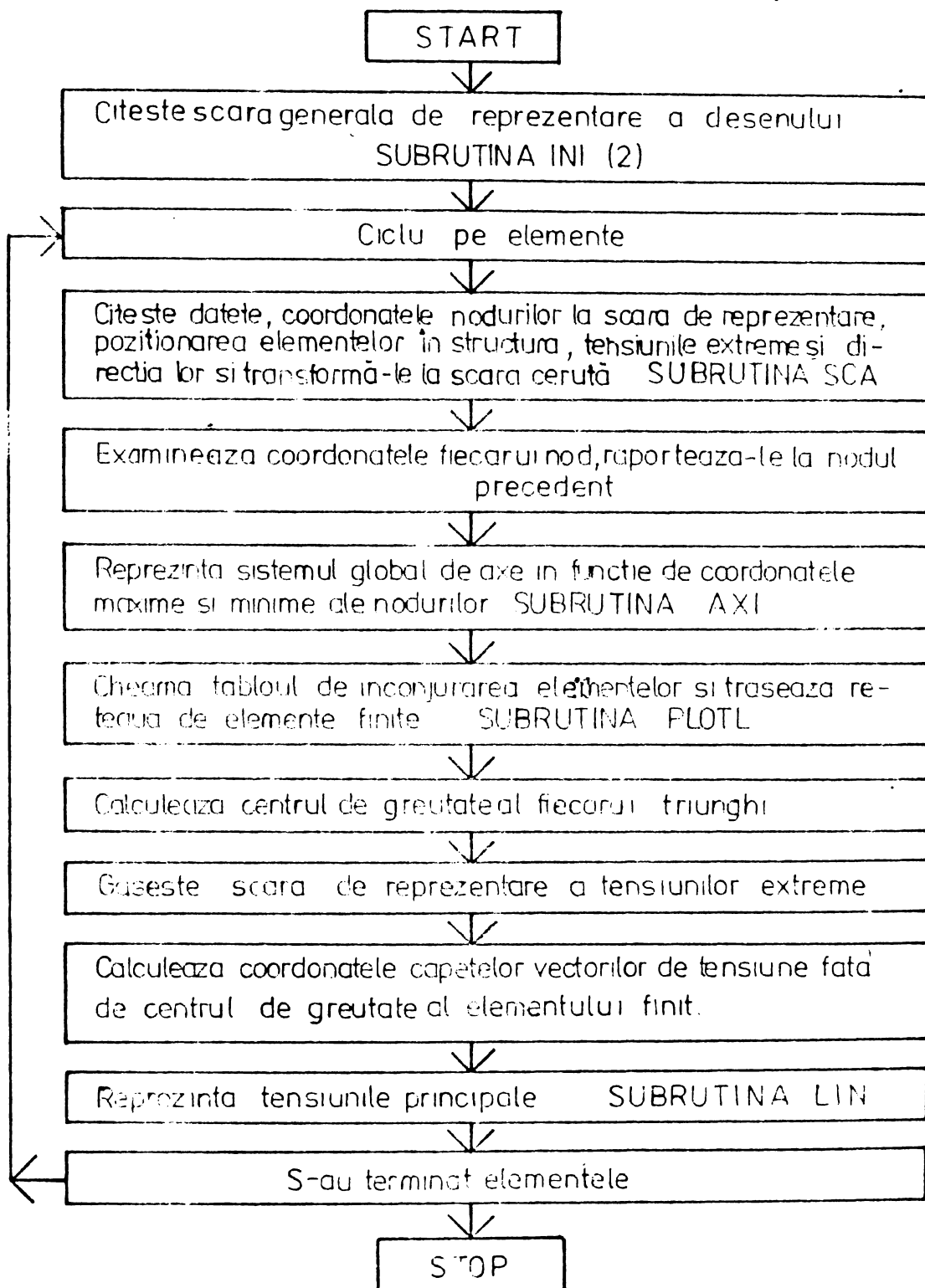
```

1 * SEGMENT FIBLY, CONTR, FORTA
2 SUBROUTINE SOLVE
3 COMMON /CONTR/TITLE(12),NP,NE,NB,NDF,NCN,NLD,NMAT,NSZF,LI,NT4
4 COMMON /CORP(160,2),NOP(320,4),YMAT(320),COT(25,2),NBC(25)
5 INFIX(25),R1(320)
6 ESTIFA(12,12),A(3,6),B(3,6),R(8)
7 ZSMAX,SMIN,ALC
8 COMMON /FORTA/SK(320,50)
9 NBAND=50
10 DO 300 I = 1,NSZF
11 I = N
12 DO 290 L = 2,NBAND
13 I = I+1
14 IF(SK(N,L))240,290,240
15 240 C = SK(N,1) / SK(N,1)
16 J = N
17 DO 270 K = L,NBAND
18 I = J+1
19 IF(SK(N,K))260,270,260
20 SK(I,1) = SK(I,J)-C*SK(N,K)
21 270 CONTINUE
22 SK(I,1) = 0
23 R1(I) = R1(L)-C*R1(L)
24 270 CONTINUE
25 R1(N) = R1(L)/SK(N,1)
26 H = NSZF
27 I = H-1
28 IF(N)300,300,300
29 300 I = N
30 DO 400 K = 1,NBAND
31 I = I+1
32 IF(SK(N,K))370,400,370
33 R1(I) = R1(L) - C*(N,1)*R1(L)
34 400 CONTINUE
35 COT(I,1) = COT(I,1)
36 370 R1(I) = R1(I)
37 CONTINUE
38 300 R1(N) = R1(N)
39 END

```


ANEXA 9

SCHEMA BLOC A PROGRAMULUI PLOTT




```

07 15 IF(SMINMAX.LT.(2.*SMAXMAX))GO TO 14 ANEXA IC(continue)
08 PSCMIN=DIY*20./280. DIGIGRAF 18/08/80 15.17.13
FORTAN 00.00

```

```

05 PSCMAX=DIY*15./280.
06 GO TO 17
07 16 PSCMAX=DIY*20./280.
08 PSCMIN=PSCMAX
09 17 PSCMAX=PSCMAX/SMAXMAX
10 PSCMIN=PSCMIN/SMINMAX
11 RP=XG+SMAY(K)/2.+PSCMAX*SIN(ANG(K)+3.14159/180.)
12 SYG+SMAY(K)/2.+PSCMAX*COS(ANG(K)+3.14159/180.)
13 DE=2.*XG-RP
14 Q=2.*YG-S
15 IP(1) = Q*1000
16 IP(2) = S*1000
17 IP(3) = D*1000
18 IP(4) = Q*1000
19 CALL LTN(YD,Q)
20 TSMAX=SMAY(K)
21 TSMIN=SMIN(K)
22 IF(TSMIN.EQ.1) CALL NUM(IP(3),IP(4),0,SMIN(K),0)
23 RP=XG-SMIN(K)/2.+PSCMIN*COS(ANG(K)+3.14159/180.)
24 SYG+SMIN(K)/2.+PSCMIN*SIN(ANG(K)+3.14159/180.)
25 DE=2.*XG-RP
26 Q=2.*YG-S
27 IP(1) = Q*1000
28 IP(2) = S*1000
29 IP(3) = D*1000
30 IP(4) = Q*1000
31 CALL LTN(YD,Q)
32 IF(TSMIN.EQ.1) CALL NUM(IP(3),IP(4),0,SMAX(K),0)
33 10 CONTINUE
34 CALL FOR
35 STOP
36 END
FORTAN 00.00 DIGIGRAF 18/08/80 15.17.13

```

ERREURS DETECTEES AU COURS DE LA COMPILATION :

```

** AVERTISSEMENT , ETIQUETTE '17' DEFINIE, NON REFERENCEE.
FORTAN 00.00 DIGIGRAF 18/08/80 15.17.33

```

```

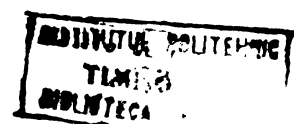
1 * SEGMENT FXBLK
2 SUBROUTINE PLOTTL(I,J,TLD,KTLD)
3 COMMON /P/.NE,CORD(1,2),WOP(320,3),SMAX(320),SMIN(320),ANG(320)
4 INTEGER TLD(960)
5 LOGICAL GASIT
6 DIMENSION IP(4)
7 IF(I-1)111,111,112
8 111 NL=1000+I+1
9 GO TO 113
10 112 NL=1000+J+1
11 113 CALL PLOT(NL,TLD,KTLD,GASIT)
12 IF(GASIT)RETURN
13 IP(1) = CORD(1,1)*1000
14 IP(2) = CORD(1,2)*1000
15 IP(3) = CORD(J,1)*1000
16 IP(4) = CORD(J,2)*1000
17 CALL LTN(YD,Q)
18 RETURN
19 END
FORTAN 00.00 DIGIGRAF 18/08/80 15.17.38

```

```

1 SUBROUTINE CAUT(NL,TLD,KTLD,GASIT)
2 INTEGER TLD(960)
3 LOGICAL GASIT
4 GASIT=.FALSE.
5 IF(KTLD.NE.0)GO TO 1
6 KTLD=KTLD+1
7 TLD(KTLD)=NL
8 RETURN
9 DO 2 K=1,KTLD
10 IF(TLD(K).NE.NL)GO TO 2
11 GASIT=.TRUE.
12 RETURN
13 2 CONTINUE
14 GO TO 3
15 END
FORTAN 00.00 DIGIGRAF 18/08/80 15.17.38

```



ANEXA 12

AII

STRESS	XY-STRESS	MAX-STRESS	MIN-STRESS	AVGLE
14.552	138.5827	108.57774	-170.1485	48.024
15.552	177.3015	128.45087	-170.1208	37.024
16.552	227.7105	167.9087	-203.8633	40.713
17.552	275.4232	214.6247	-214.6353	52.476
18.552	319.1025	311.1057	-228.1711	57.725
19.552	359.318	42.7548	-255.8335	64.700
20.552	395.817	114.6235	-273.6350	74.555
21.552	428.9217	55.0657	-294.0207	82.025
22.552	459.3314	15.57902	-311.9977	86.182
23.552	487.5861	45.5861	-335.3332	88.774
24.552	513.3327	90.7909	-348.9975	88.834
25.552	537.1587	146.7456	-343.5900	72.749
26.552	558.6644	151.3942	-340.1006	43.587
27.552	577.4004	108.0829	-329.7688	22.674
28.552	593.0691	108.0829	-324.6651	22.726
29.552	606.266	60.8351	-305.0295	46.765
30.552	616.603	120.6700	-502.1816	40.028
31.552	624.662	170.4403	-507.4333	76.220
32.552	630.917	210.202	-502.6651	70.722
33.552	635.844	249.333	-384.942	55.404
34.552	639.885	287.191	-355.998	41.113
35.552	643.479	322.645	-272.4942	27.766
36.552	646.734	355.803	-271.622	21.441
37.552	649.709	387.481	-271.7842	22.762
38.552	652.466	418.258	-436.7917	49.402
39.552	655.052	448.258	-536.4014	77.518
40.552	657.509	477.508	-546.4718	87.277
41.552	660.002	506.002	-547.3006	77.577
42.552	662.506	534.506	-548.4802	73.411
43.552	665.021	563.021	-549.3659	69.057
44.552	667.546	591.546	-550.2559	64.611
45.552	670.081	620.081	-551.1457	60.227
46.552	672.626	648.626	-552.0327	55.937
47.552	675.181	677.181	-552.9169	51.680
48.552	677.746	705.746	-553.8024	47.489
49.552	680.321	734.321	-554.6859	43.309
50.552	682.906	762.906	-555.5669	39.189
51.552	685.501	791.501	-556.4459	35.169
52.552	688.106	820.106	-557.3224	31.209
53.552	690.721	848.721	-558.1969	27.359
54.552	693.346	877.346	-559.0689	23.569
55.552	695.981	905.981	-559.9379	19.889
56.552	698.626	934.626	-560.8034	16.369
57.552	701.281	963.281	-561.6659	12.959
58.552	703.946	991.946	-562.5249	9.709
59.552	706.621	1020.621	-563.3799	6.669
60.552	709.306	1049.306	-564.2314	3.889
61.552	711.991	1077.991	-565.0789	1.429
62.552	714.686	1106.686	-565.9229	0.229
63.552	717.391	1135.391	-566.7629	0.029
64.552	720.106	1164.106	-567.5984	0.029
65.552	722.831	1192.831	-568.4299	0.029
66.552	725.566	1221.566	-569.2569	0.029
67.552	728.311	1250.311	-570.0799	0.029
68.552	731.066	1279.066	-570.8984	0.029
69.552	733.831	1307.831	-571.7129	0.029
70.552	736.606	1336.606	-572.5239	0.029
71.552	739.391	1365.391	-573.3309	0.029
72.552	742.186	1394.186	-574.1344	0.029
73.552	744.991	1422.991	-574.9339	0.029
74.552	747.806	1451.806	-575.7289	0.029
75.552	750.631	1480.631	-576.5199	0.029
76.552	753.466	1509.466	-577.3064	0.029
77.552	756.311	1538.311	-578.0889	0.029
78.552	759.166	1567.166	-578.8679	0.029
79.552	762.031	1596.031	-579.6429	0.029
80.552	764.906	1624.906	-580.4139	0.029
81.552	767.791	1653.791	-581.1804	0.029
82.552	770.686	1682.686	-581.9429	0.029
83.552	773.591	1711.591	-582.6999	0.029
84.552	776.506	1740.506	-583.4524	0.029
85.552	779.431	1769.431	-584.1999	0.029
86.552	782.366	1798.366	-584.9424	0.029
87.552	785.311	1827.311	-585.6799	0.029
88.552	788.266	1856.266	-586.4124	0.029
89.552	791.231	1885.231	-587.1399	0.029
90.552	794.206	1914.206	-587.8624	0.029
91.552	797.191	1943.191	-588.5799	0.029
92.552	800.186	1972.186	-589.2924	0.029
93.552	803.191	2001.191	-589.9999	0.029
94.552	806.206	2030.206	-590.7024	0.029
95.552	809.231	2059.231	-591.4004	0.029
96.552	812.266	2088.266	-592.0934	0.029
97.552	815.311	2117.311	-592.7814	0.029
98.552	818.366	2146.366	-593.4639	0.029
99.552	821.431	2175.431	-594.1404	0.029
100.552	824.506	2204.506	-594.8114	0.029

ANEXA 17.

BIII

	MIN-STRESS	MAX-STRESS	XY-STRESS	Y-STRESS	Z-STRESS	AUGLE
1	-172.8527	112.3501	139.0314	5.0644	19.5420	47.0032
2	-172.7747	112.7104	139.4104	4.7544	19.5420	47.0032
3	-196.6509	123.9806	133.2268	-0.9744	19.5420	49.4477
4	-218.9305	122.4966	-15.6482	4.5000	19.5420	-26.7390
5	-122.0044	115.8403	-132.4354	0.1955	19.5420	82.4099
6	-125.8109	112.7396	-110.6477	1.1447	19.5420	52.7440
7	-43.1184	79.4729	-40.7076	1.4447	19.5420	44.5799
8	-216.2224	123.7924	-106.1162	1.1520	19.5420	44.5799
9	-528.1235	123.5410	-172.0085	1.1855	19.5420	44.5799
10	-790.4028	146.9404	-244.1162	1.2737	19.5420	44.5799
11	-466.4034	139.4367	-337.7702	1.2702	19.5420	44.5799
12	-556.5264	152.9520	149.9520	1.6600	19.5420	44.5799
13	-746.1569	142.6243	184.8308	1.4600	19.5420	44.5799
14	-302.2008	77.4686	146.6270	1.4447	19.5420	44.5799
15	-546.5144	110.9802	114.0685	1.4447	19.5420	44.5799
16	-571.7428	54.6719	122.8350	1.6600	19.5420	44.5799
17	-589.6235	54.8159	-164.4034	1.6600	19.5420	44.5799
18	-519.1003	1.8352	-72.4034	1.6600	19.5420	44.5799
19	-385.1028	-1.475	-112.6243	1.6600	19.5420	44.5799
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
33						
34						
35						
36						
37						
38						
39						
40						
41						
42						
43						
44						
45						
46						
47						
48						
49						
50						
51						
52						
53						
54						
55						
56						
57						
58						
59						
60						
61						
62						
63						
64						
65						
66						
67						
68						
69						
70						
71						
72						
73						
74						
75						
76						
77						
78						
79						
80						
81						
82						
83						
84						
85						
86						
87						
88						
89						
90						
91						
92						
93						
94						
95						
96						
97						
98						
99						
100						

1	190.2028	60.7147	75.0320	4.5000	19.5420	46.024
2	460.4608	62.5854	170.8517	4.5000	19.5420	46.024
3	872.5212	58.5523	10.6257	4.0057	19.5420	46.024
4	602.7896	52.8797	91.5647	4.0057	19.5420	46.024
5	446.6960	49.1997	150.4814	4.0057	19.5420	46.024
6	368.6488	46.8517	108.8517	4.0057	19.5420	46.024
7	244.0074	43.9117	102.9117	4.0057	19.5420	46.024
8	109.0517	40.6477	50.6477	4.0057	19.5420	46.024
9	508.4525	35.554	10.3554	4.0057	19.5420	46.024
10	408.4525	35.554	10.3554	4.0057	19.5420	46.024
11	260.8228	32.445	47.0929	4.0057	19.5420	46.024
12	150.7727	27.672	27.7672	4.0057	19.5420	46.024
13	84.6370	21.844	17.0644	4.0057	19.5420	46.024
14	48.5228	15.521	10.7228	4.0057	19.5420	46.024
15	22.4086	8.870	4.9102	4.0057	19.5420	46.024
16	6.2944	2.352	1.6362	4.0057	19.5420	46.024
17	0.1802	-1.174	-1.5386	4.0057	19.5420	46.024
18	-34.935	-4.570	-4.7068	4.0057	19.5420	46.024
19	-72.875	-7.914	-7.5386	4.0057	19.5420	46.024
20	-110.815	-11.258	-10.9102	4.0057	19.5420	46.024
21	-148.755	-14.602	-14.2814	4.0057	19.5420	46.024
22	-186.695	-17.946	-17.6526	4.0057	19.5420	46.024
23	-224.635	-21.290	-21.3238	4.0057	19.5420	46.024
24	-262.575	-24.634	-24.9950	4.0057	19.5420	46.024
25	-300.515	-27.978	-28.6662	4.0057	19.5420	46.024
26	-338.455	-31.322	-32.3374	4.0057	19.5420	46.024
27	-376.395	-34.666	-36.0086	4.0057	19.5420	46.024
28	-414.335	-38.010	-39.6798	4.0057	19.5420	46.024
29	-452.275	-41.354	-43.3510	4.0057	19.5420	46.024
30	-490.215	-44.698	-47.0222	4.0057	19.5420	46.024
31	-528.155	-48.042	-50.6934	4.0057	19.5420	46.024
32	-566.095	-51.386	-54.3646	4.0057	19.5420	46.024
33	-604.035	-54.730	-58.0358	4.0057	19.5420	46.024
34	-641.975	-58.074	-61.7070	4.0057	19.5420	46.024
35	-679.915	-61.418	-65.3782	4.0057	19.5420	46.024
36	-717.855	-64.762	-69.0494	4.0057	19.5420	46.024
37	-755.795	-68.106	-72.7206	4.0057	19.5420	46.024
38	-793.735	-71.450	-76.3918	4.0057	19.5420	46.024
39	-831.675	-74.794	-80.0630	4.0057	19.5420	46.024
40	-869.615	-78.138	-83.7342	4.0057	19.5420	46.024
41	-907.555	-81.482	-87.4054	4.0057	19.5420	46.024
42	-945.495	-84.826	-91.0766	4.0057	19.5420	46.024
43	-983.435	-88.170	-94.7478	4.0057	19.5420	46.024
44	-1021.375	-91.514	-98.4190	4.0057	19.5420	46.024
45	-1059.315	-94.858	-102.0902	4.0057	19.5420	46.024
46	-1097.255	-98.202	-105.7614	4.0057	19.5420	46.024
47	-1135.195	-101.546	-109.4326	4.0057	19.5420	46.024
48	-1173.135	-104.890	-113.1038	4.0057	19.5420	46.024
49	-1211.075	-108.234	-116.7750	4.0057	19.5420	46.024
50	-1249.015	-111.578	-120.4462	4.0057	19.5420	46.024
51	-1286.955	-114.922	-124.1174	4.0057	19.5420	46.024
52	-1324.895	-118.266	-127.7886	4.0057	19.5420	46.024
53	-1362.835	-121.610	-131.4598	4.0057	19.5420	46.024
54	-1400.775	-124.954	-135.1310	4.0057	19.5420	46.024
55	-1438.715	-128.298	-138.8022	4.0057	19.5420	46.024
56	-1476.655	-131.642	-142.4734	4.0057	19.5420	46.024
57	-1514.595	-134.986	-146.1446	4.0057	19.5420	46.024
58	-1552.535	-138.330	-149.8158	4.0057	19.5420	46.024
59	-1590.475	-141.674	-153.4870	4.0057	19.5420	46.024
60	-1628.415	-145.018	-157.1582	4.0057	19.5420	46.024
61	-1666.355	-148.362	-160.8294	4.0057	19.5420	46.024
62	-1704.295	-151.706	-164.5006	4.0057	19.5420	46.024
63	-1742.235	-155.050	-168.1718	4.0057	19.5420	46.024
64	-1780.175	-158.394	-171.8430	4.0057	19.5420	46.024
65	-1818.115	-161.738	-175.5142	4.0057	19.5420	46.024
66	-1856.055	-165.082	-179.1854	4.0057	19.5420	46.024
67	-1893.995	-168.426	-182.8566	4.0057	19.5420	46.024
68	-1931.935	-171.770	-186.5278	4.0057	19.5420	46.024
69	-1969.875	-175.114	-190.1990	4.0057	19.5420	46.024
70	-2007.815	-178.458	-193.8702	4.0057	19.5420	46.024
71	-2045.755	-181.802	-197.5414	4.0057	19.5420	46.024
72	-2083.695	-185.146	-201.2126	4.0057	19.5420	46.024
73	-2121.635	-188.490	-204.8838	4.0057	19.5420	46.024
74	-2159.575	-191.834	-208.5550	4.0057	19.5420	46.024
75	-2197.515	-195.178	-212.2262	4.0057	19.5420	46.024
76	-2235.455	-198.522	-215.8974	4.0057	19.5420	46.024
77	-2273.395	-201.866	-219.5686	4.0057	19.5420	46.024
78	-2311.335	-205.210	-223.2398	4.0057	19.5420	46.024
79	-2349.275	-208.554	-226.9110	4.0057	19.5420	46.024
80	-2387.215	-211.898	-230.5822	4.0057	19.5420	46.024
81	-2425.155	-215.242	-234.2534	4.0057	19.5420	46.024
82	-2463.095	-218.586	-237.9246	4.0057	19.5420	46.024
83	-2501.035	-221.930	-241.5958	4.0057	19.5420	46.024
84	-2538.975	-225.274	-245.2670	4.0057	19.5420	46.024
85	-2576.915	-228.618	-248.9382	4.0057	19.5420	46.024
86	-2614.855	-231.962	-252.6094	4.0057	19.5420	46.024
87	-2652.795	-235.306	-256.2806	4.0057	19.5420	46.024
88	-2690.735	-238.650	-259.9518	4.0057	19.5420	46.024
89	-2728.675	-241.994	-263.6230	4.0057	19.5420	46.024
90	-2766.615	-245.338	-267.2942	4.0057	19.5420	46.024
91	-2804.555	-248.682	-270.9654	4.0057	19.5420	46.024
92	-2842.495	-252.026	-274.6366	4.0057	19.5420	46.024
93	-2880.435	-25				

LOADS

1	0.00	1	1	1
2	0.00	1	1	1
3	0.00	1	1	1
4	0.00	1	1	1
5	0.00	1	1	1
6	0.00	1	1	1

ELEMENT

ELEMENT	Y-STRESS	Y-STRESS	XY-SHEAR	MAX STRESS	MIN STRESS	ANGLE
1	-157.7737	-240.1797	140.6533	-70.8543	-347.8571	54.759
2	-382.1755	-144.0102	1.0730	-344.8794	-382.1865	1.449
3	-68.8938	530.6133	17.9160	534.1541	-49.6207	1.730
4	-147.9441	-230.5433	29.7267	-109.4483	-357.3046	11.536
5	-243.2183	-154.5433	-62.1737	-144.8743	-272.8875	-22.718
6	-138.5555	-37.3759	-14.4659	72.4652	-105.4716	-20.011
7	-7.5379	-37.3144	-36.9871	39.0114	-72.5044	-25.734
8	-27.3741	-1.6032	117.4522	39.8469	-378.4584	41.000
9	-8.559	174.4732	147.4732	57.8538	-112.1565	25.572
10	-8.4717	177.3032	-91.4732	57.8538	-112.1565	-15.546
11	-17.3753	-49.7431	-24.4732	57.8538	-44.7869	41.000
12	-95.1739	-99.5541	-174.1732	57.8538	-329.7984	-45.695
13	-7.7317	-63.4664	-36.4633	39.8469	-90.7014	-43.677
14	-1.5321	-33.3333	153.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
15	-1.444	-33.3333	-78.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
16	-1.444	-33.3333	-1.9133	-70.8543	-477.7343	-87.831
17	-1.444	-33.3333	118.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
18	-1.444	-33.3333	255.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
19	-1.444	-33.3333	-159.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
20	-1.444	-33.3333	-26.4633	-70.8543	-477.7343	-87.831
21	-1.444	-33.3333	-161.4144	-70.8543	-477.7343	-87.831
22	-1.444	-33.3333	132.4633	-70.8543	-477.7343	87.831
23	-1.444	-33.3333	342.4633	-70.8543	-477.7343	87.831
24	-1.444	-33.3333	-59.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
25	-1.444	-33.3333	-17.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
26	-1.444	-33.3333	12.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
27	-1.444	-33.3333	286.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
28	-1.444	-33.3333	-157.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
29	-1.444	-33.3333	3.4633	-70.8543	-477.7343	-87.831
30	-1.444	-33.3333	-18.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
31	-1.444	-33.3333	57.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
32	-1.444	-33.3333	112.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
33	-1.444	-33.3333	232.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
34	-1.444	-33.3333	-71.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
35	-1.444	-33.3333	-111.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
36	-1.444	-33.3333	-158.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
37	-1.444	-33.3333	75.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
38	-1.444	-33.3333	155.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
39	-1.444	-33.3333	275.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
40	-1.444	-33.3333	-165.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
41	-1.444	-33.3333	3.4633	-70.8543	-477.7343	-87.831
42	-1.444	-33.3333	-18.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
43	-1.444	-33.3333	57.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
44	-1.444	-33.3333	112.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
45	-1.444	-33.3333	232.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
46	-1.444	-33.3333	-71.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
47	-1.444	-33.3333	-111.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
48	-1.444	-33.3333	-158.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
49	-1.444	-33.3333	75.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
50	-1.444	-33.3333	155.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
51	-1.444	-33.3333	275.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
52	-1.444	-33.3333	-165.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
53	-1.444	-33.3333	3.4633	-70.8543	-477.7343	-87.831
54	-1.444	-33.3333	-18.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
55	-1.444	-33.3333	57.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
56	-1.444	-33.3333	112.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
57	-1.444	-33.3333	232.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
58	-1.444	-33.3333	-71.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
59	-1.444	-33.3333	-111.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
60	-1.444	-33.3333	-158.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
61	-1.444	-33.3333	75.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
62	-1.444	-33.3333	155.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
63	-1.444	-33.3333	275.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
64	-1.444	-33.3333	-165.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
65	-1.444	-33.3333	3.4633	-70.8543	-477.7343	-87.831
66	-1.444	-33.3333	-18.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
67	-1.444	-33.3333	57.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
68	-1.444	-33.3333	112.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
69	-1.444	-33.3333	232.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
70	-1.444	-33.3333	-71.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
71	-1.444	-33.3333	-111.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
72	-1.444	-33.3333	-158.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
73	-1.444	-33.3333	75.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
74	-1.444	-33.3333	155.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
75	-1.444	-33.3333	275.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
76	-1.444	-33.3333	-165.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
77	-1.444	-33.3333	3.4633	-70.8543	-477.7343	-87.831
78	-1.444	-33.3333	-18.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
79	-1.444	-33.3333	57.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
80	-1.444	-33.3333	112.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
81	-1.444	-33.3333	232.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
82	-1.444	-33.3333	-71.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
83	-1.444	-33.3333	-111.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
84	-1.444	-33.3333	-158.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
85	-1.444	-33.3333	75.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
86	-1.444	-33.3333	155.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
87	-1.444	-33.3333	275.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
88	-1.444	-33.3333	-165.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
89	-1.444	-33.3333	3.4633	-70.8543	-477.7343	-87.831
90	-1.444	-33.3333	-18.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
91	-1.444	-33.3333	57.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
92	-1.444	-33.3333	112.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
93	-1.444	-33.3333	232.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
94	-1.444	-33.3333	-71.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
95	-1.444	-33.3333	-111.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
96	-1.444	-33.3333	-158.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831
97	-1.444	-33.3333	75.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
98	-1.444	-33.3333	155.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
99	-1.444	-33.3333	275.7312	-70.8543	-477.7343	87.831
100	-1.444	-33.3333	-165.7312	-70.8543	-477.7343	-87.831

STOP

ANEXA 32 (continuare)

.....

.....

.....

.....

.....

.....

.....

101

ANGLE

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100

MIN STRESS

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100

MAX STRESS

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100

MODUL 3

MIN STRESS

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100

MAX STRESS

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100

MIN STRESS

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100

MAX STRESS

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100

