INSTITUTUL POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
T I M I S O A R A
FACULTATEA DE CONSTRUCTII

Ing. FELICIA DOINA CIOMOCOS

CONTRIBUTII LA CALCULUL PLACILOR ORTOTROPE CU METODA ELEMENTELOR FINITE UTILIZATE LA PORTILE DE ECLUZA.

TEZA DE DOCTORAT

Conducător ştiinţific:
Acad. DAN MATEESCU

P R E F A T A

Proiectarea structurilor de rezistență ale construcțiilor inginerești, impune necesitatea studierii mai multor variante constructive, calculul structurilor cu metode teoretice moderne și verificări experimentale, în vederea alegerii soluției optime din punct de vedere tehnic și economic.

Calculul structurii de rezistență cu metode clasice analitice poate fi utilizat pentru structuri simple, idealizate liniar, rezultatele obținute fiind apropiate de cele reale.

In cazul structurilor complexe este necesară utilizarea unor metode de calcul care să reflecte comportarea reală spațială a ansamblului elementelor componente.

O metodă modernă de calcul care are capacitatea de a ține cont de conlucrarea spațială a structurii și permite utilizarea calculatoarelor electronice este metoda elementelor finite.

Prezenta lucrare cuprinde principiile de utilizare a acestei metode ținînd cont de rezultatele obținute pe plan mondial, cu aplicații în țara noastră, particularizat pentru calculul porților buscate de ecluze.

In rezumat, trecînd în revistă conținutul celor șapte capitole ale lucrării se pot reține următoarele:

Lucrarea de doctorat studiază porțile buscate de ecluză, deoarece din cercetările întreprinse s-a constatat că este tipul de poartă care are cele mai multe avantaje și care în consecință a fost utilizată pentru echiparea celui mai mare număr de ecluze construite în lume

Cercetările teoretice și experimentale sînt cuprinse în cele șapte capitole componente ale lucrării.

In CAP. I. după ce se face o apreciere succintă a metodelor utilizate în literatura de specialitate pentru calculul plăcilor ortotrope, se prezintă mai detaliat cercetările întreprinse asupra calculului porților plane de ecluze la Universitatea din Liege (Belgia), de către prof. M.N.Dehouse și colaboratorii acestuia, Deprez, Piraprez și C.Genin. Se scot în evidență și rezultatele obținute în unica teză de doctorat elaborată la noi în țară pentru calculul construcțiilor metalice hidrotehnice (A.Beleș).

CAP. II. studiază încărcările care acționează asupra porților buscate de ecluză avînd în vedere cele două ipoteze de funcționare ale acestora.

a) Cazul cînd canatele porții sînt închise și se găsesc sub acțiunea presiunii hidrostatice.

b) Cazul cînd cele două canate ale porții se rotesc (manevrarea închiderii și deschiderii porții în vederea trecerii navelor).

In cuprinsul acestui capitol autorul își aduce contribuție la studiul eforturilor care apar la manevrarea porților buscate. In acest sens s-a întocmit un program de calcul care s-a aplicat în mod concret la studiul eforturilor care apar în timpul manevrării porților buscate de la ecluza SHEN - Porțile de Fier II care se va executa pe Dunăre la Gruia și s-au trasat diagrame ale acestor eforturi.

CAP.III. tratează calculul structurii de rezistență a porților de ecluză cu elemente finite dreptunghiulare. Se utilizează atît elemente finite dreptunghiulare de placă, cît și elemente finite dreptunghiulare în stare plană. Pentru alcătuirea matricei de rigiditate coeficienții ecuațiilor sînt prezentați tabelar ceea ce permite utilizarea lor direct la scrierea în limbajele de programare la calculatorul electronic.

Procedeul prezentat de autor are avantajul că se poate aplica pentru orice structură, obținîndu-se starea de tensiune și de deformație pe ansamblul structurii, ținînd cont de conlucrarea spațială a tuturor elementelor componente ale acesteia. De asemeni condițiile de rezemare pot fi luate în considerare în orice formă intervin.

CAP. IV. tratează calculul structurii de rezistență a porților de ecluză cu metoda rețelelor de grinzi. In această metodă structura se consideră o rețea de grinzi pe cele două direcții ortogonale, care se intersectează în noduri. Intre două noduri consecutive grinzile se consideră elemente finite.

Autorul alcătuiește matricea de rigiditate pe aceleași principii ca și în Cap.III. Procedeul prezintă aceleași avantaje, se poate aplica pe orice tip de structură, se obține însă din calcul starea de eforturi(nu de tensiune) şi de deformaţie pe ansamblul structurii. Se poate aplica pentru diverse tipuri de rezemare.

In cele două capitole, autorul studiază structura spaţială a porţii de ecluză, considerînd-o alcătuită din elemente structurale idealizate, la care condiţiile de echilibru şi compatibilitate sînt satisfăcute. S-au utilizat pentru rezolvarea sistemelor procedee matriciale care să permită folosirea elementelor finite (dreptunghiulare şi de bară) în metoda deplasărilor, la obţinerea stării de tensiuni sau eforturi şi deplasări pe ansamblul structurii. Se sistematizează de asemeni alcătuirea matricelor de rigiditate a structurii de rezistenţă discretizată în elemente finite, obţinîndu-se un procedeu generalizat uşor de programat în limbajele algoritmice.

In CAP.V. sînt prezentate rezultatele obţinute în urma aplicării concrete a calculelor expuse la Cap.III şi IV pentru mai multe porţi de ecluză. Rezultatele calculelor sînt prezentate în diagrame de tensiuni, de eforturi şi deformaţii. Acestea sînt comentate şi comparate cu rezultatele calculelor obţinute cu metodele clasice utilizate actualmente în proiectare şi cu alte metode utilizate în literatura de specialitate.

CAP. VI. conţine încercările şi studiile experimentale care s-au efectuat în două etape:

a) prima etapă a fost realizată de autor în anul 1973 cînd în baza unui contract al catedrei de construcţii metalice cu CCPEH - Timişoara s-a pus problema studiului experimental al tensiunilor şi deformaţiilor la porţile de ecluză în exploatare la SHEN - Porţile de Fier I.

b) a doua etapă a fost realizată în 1978 cînd autorul tezei în baza unui contract de cercetare cu CCPEH - a efectuat studii experimentale tensometrice pe modelul porţii buscate SHEN - Porţile de Fier II care urmează a se executa pe Dunăre la Gruia.

Rezultatele sînt prezentate în diagrame , comentate şi comparate cu rezultatele obţinute din calculul teoretic.

CAP. VII. - conţine concluziile lucrării de doctorat

Anexele de la sfîrşitul tezei prezintă cîteva segvenţe din programele de calcul electronic realizate pentru cele patru structuri de porţi de ecluză luate în studiu.

C U P R I N S

C A P I T O L U L I.

pag.

STADIUL ACTUAL AL CALCULULUI PORȚILOR DE ECLUZA

C A P I T O L U L II.
INCARCARILE CARE ACTIONEAZA ASUPRA PORTILOR DE ECLUZA BUSCATE.

CAPITOLUL III.

CALCULUL PORTILOR DE ECLUZA CU METODA ELEMENTELOR FINITE

C A P I T O L U L IV.

CALCULUL PORTILOR DE ECLUZA CU METODA RETELELOR DE GRINZI UTILIZIND ELEMENTE FINITE DE BARA

C A P I T O L U L V.

PREZENTAREA REZULTATELOR OBTINUTE DIN CALCULUL PORTILOR DE ECLUZA CU METODA ELEMENTELOR FINITE (DE BARA SI DREPTUNGHIULARE

C A P I T O L U L VI.

STUDII EXPERIMENTALE

C A P I T O L U L VII

C A P I T O L U L

I.

STADIUL ACTUAL AL CALCULULUI

PORTILOR DE ECLUZA

1. PREZENTAREA GENERALA A PORTILOR DE ECLUZA

1.1. Noţiuni generale despre ecluze.

Amenajările hidrotehnice de utilizare complexă a apelor fluviilor şi rîurilor mari, trebuie să rezolve totdeauna şi problema introducerii sau continuităţii navigaţiei. De cele mai multe ori o amenajare hidrotehnică complexă cuprinde ca element de bază secţionarea transversală a cursului de apă prin execuţia unui baraj. Continuitatea în zona barării, adică trecerea navelor din bieful aval în bieful amonte şi invers, se face prin ecluzare.

Ecluza este o construcţie hidrotehnică, compusă din camera (sasul) ecluzei, delimitată superior de poarta amonte şi inferior de poarta aval (fig.I.1). După intrarea navei în camera

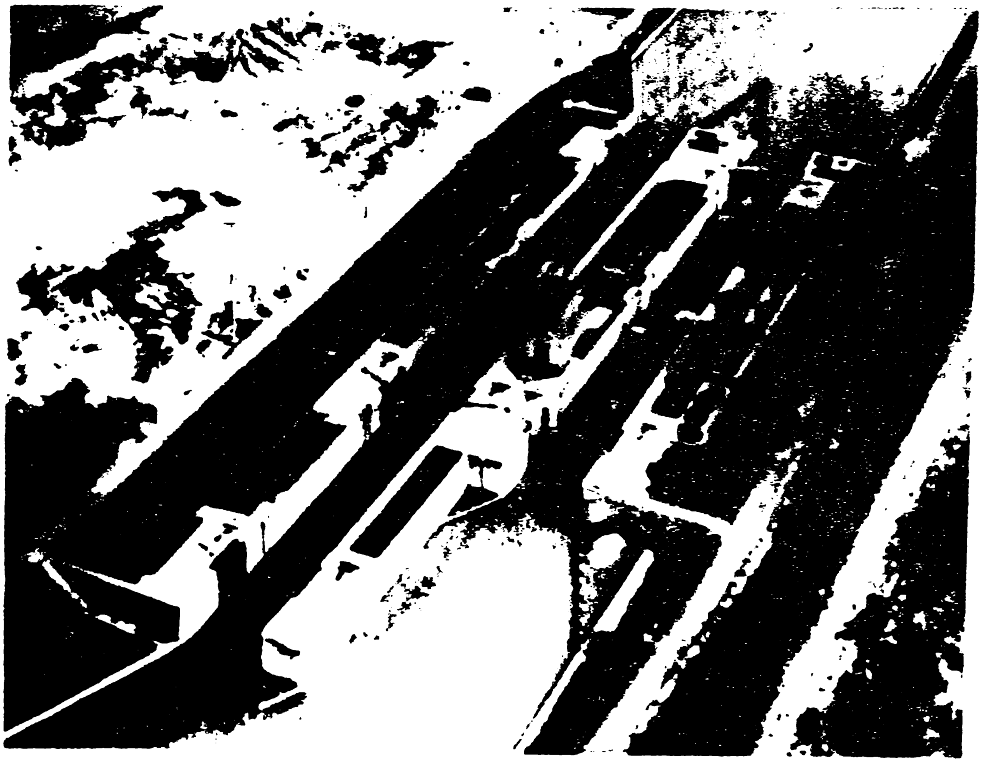


Fig. I.1

ecluzei, prin manevrarea porţilor şi ridicarea sau coborîrea nivelului apei în ecluză nava poate trece în amonte sau în aval de baraj.

In cazul diferenţelor mari de nivel,între biceful aval şi bieful amonte, ecluzele pot avea două sau mai multe camere succesive. Un trafic mare pe o cale navigabilă importantă poate determina o ecluză cu două camere paralele.

Mărimea camerei ecluzei este determinată de tonajul şi traficul navigabil. Ecluzele moderne au lăţime de 12, 15, 2o, 25 şi 4o m, iar lungimea de 6o pînă la 3oo m.

Umplerea şi golirea camerei ecluzei se face prin canale inferioare prevăzute în radier, canale laterale prevăzute în pereţi sau orificii dispuse în porţi. Mărimea (secţiunea)acestora se determină în funcţie de timpul de ecluzare, care la rîndul său este dependent de traficul căii navigabile.

Manevrarea (închiderea sau deschiderea) porţilor ecluzei se face numai după ce nivelul apei, în amonte şi aval de poartă este acelaş.

1.2 Tipuri de porţi de ecluze.

Delimitarea (închiderea) sasului ecluzei în amonte şi aval se face cu ajutorul porţilor ecluzei. Porţile ecluzei sînt construcţii metalice hidrotehnice, care după schema statică de calcul şi de lucru, modul de alcătuire şi sistemul de manevră, pot fi de diferite tipuri.

a). Poartă buscată (cu două canate).

Poarta buscată se compune din două canate care se rotesc în jurul axelor verticale prevăzute în zona culeelor. In poziţia închisă, canatele porţii reazemă unul de celălat dealungul liniei verticale de închidere din axul ecluzei.La partea inferioară se găseşte un prag în formă de V care poartă denumirea de busc.

Manevrarea porţilor (închiderea - deschiderea) se face mecanic, electromecanic sau hidrodinamic.

b). Poartă plană coborîtoare.

Poarta plană coborîtoare, este poarta care pentru deschiderea ecluzei coboară într-o nişă prevăzută în radier.

Obişnuit, acest tip de poartă se foloseşte la capul amonte.

c). Poartă plană ridicătoare.

Această este poarta care, pentru deschiderea ecluzei, se ridică deasupra nivelului apei pînă la gabaritul de trecere al navelor. Pentru reducerea înălţimii totale de ridicare,de obicei, poarta se execută din două părţi suprapuse.

d). Poartă segment.

Este poarta în formă de segment, care pentru deschiderea ecluzei coboară într-o nişă specială. Se amplasează la capul aval. Are marele avantaj că se poate manevra în caz de avarie şi în curent liber.

e). Poartă rulantă.

Este poarta care închide sau deschide ecluza prin glisare. La deschidere, poarta glisează într-o nişă laterală,iar în poziţie închisă poarta reazemă pe cele două culei. Se utilizează atît la capul amonte cît şi la cel aval.

1.3 Poartă buscată.

Primele ecluze construite au fost echipate cu porţi buscate. Treptat au apărut şi alte tipuri de porţi.

Cu toate acestea, porţile buscate (fig.I.2) rămân şi în prezent cele mai utilizate. Faţă de alte tipuri de porţi, poarta buscată, are marele avantaj că teoretic, nu este limitată ca înălţime (sarcină de lucru). Această însuşire deosebită o face utilizabilă cu precădere în bieful aval unde sarcina este mai mare.

Alte avantaje faţă de celelalte tipuri de porţi se pot aminti:

- închidere ideală, etanşeitate bună;
- se pot înlocui uşor în exploatare;
- se montează uşor;
- uşurinţă şi siguranţă în manevrare.

Dintre ecluzele construite în lume care au fost echipate cu porţi buscate se pot remarca:

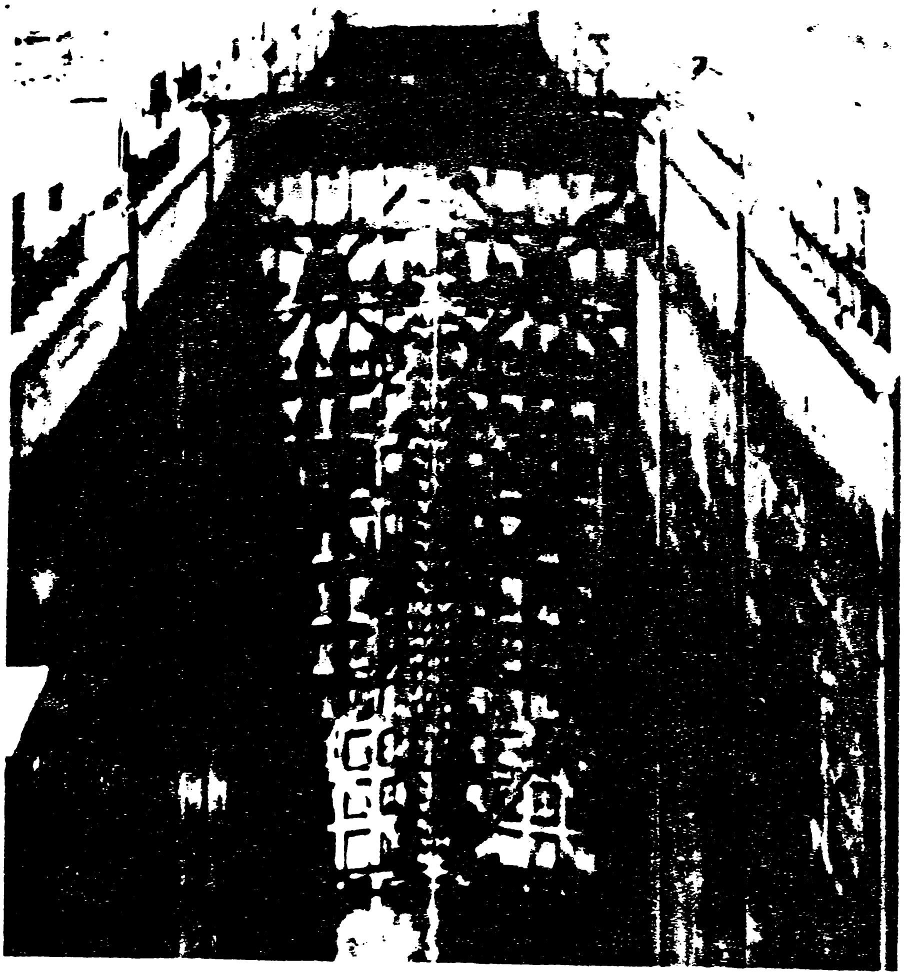


Fig. I. 2

- Jochenstein, Ybls - Persenburg, Asbach şi Wallsee - Mitterhirchen /18/, /24/ din Austria, care au la capul aval porţi buscate.

- In Franţa şi Olanda / 19/, /29/ capul aval al ecluzelor a fost echipat cu porţi buscate.

- In S.U.A., majoritatea ecluzelor sînt echipate cu porţi buscate /11/.

- In U.R.S.S., de asemenea porţile buscate au o foarte largă răspîndire /3/.

Tabelul I.1 pune în evidenţă cîteva din porţile buscate de ecluză, mai importante, construite în ultima perioadă în lume /2o/.

La acestea se mai pot adăuga porţile de ecluză de la noi din ţară care concurează ca şi dimensiuni cu porţile prezentate în tabelul următor:

Tabelul 1

Destinaţia	Anul intrării în funcţiune	Denivelarea maximă [m]	Inălţimea porţii [m]	Lăţimea porţii [m]
New Wilson (Tennisse U.S.A.)	1959	30,50	36,00	23,50
Saint - Pierre (Rhone ; France)	1966	29,00	30,50	12,10
Mac Mary (Columbia U.S.A)	1960	28,00	32,40	26,10
Chateauneuf (Rhone - France)	1966	21,80	23,20	12,10
Asbach (Danube - Anteiche) (doua ecluze)	1961 şi 1963	17,85	23,40	24,00
D. Eisenhower (Saint - Laurent U.S.A)	1959	15,85	26,00	24,30
Zemst (Canal maritim Bruxelles - Anvers)	1970	9,50	18,50	13,50

- Porţile de ecluză de pe Dunăre - SHEN - Porţile de Fier I amplasate la capul aval, atît la ecluzele româneşti cît şi la cele Jugoslave cu dimensiunile H = 22,775 m. L = 19,228 m, care au intrat în funcţiune în anul 1972 /33/.

- Porţile de ecluză SHEN - Porţile de Fier II(Gruia) cu dimensiunile de H = 17,00 m, L = 19,686 m, care sînt în fază de proiect şi care se vor construi tot pe Dunăre./34/

357.046

233 E

Structura de rezistenţă a unei porţi buscate este alcătuită din grinzile principale dispuse orizontal - 1,pe care reazemă antretoazele dispuse vertical - 2, pe acestea reazemă longeronii dispuşi orizontal - 3, şi tolă metalică, care are şi rol de etanşare, prin intermediul ei tranmiţindu-se la restul elementelor încărcarea din presiunea apei. Pentru rigidizare în plan vertical sînt prevăzute legăturile diagonale - 6, Transmiterea sarcinilor la cele două reazeme laterale, verticale, se realizează prin montantul de rotire - 4 iar la articulaţia centrală prin montantul buscat - 5 (fig.I.3 a).

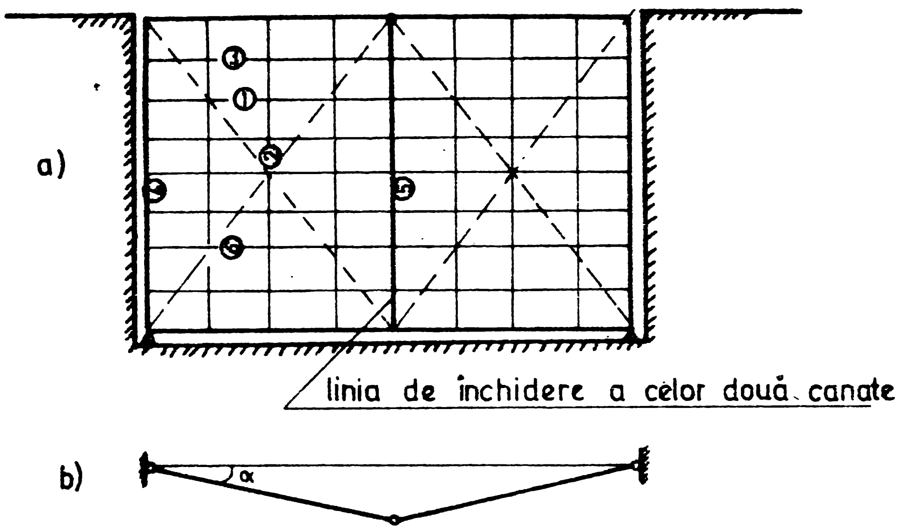


Fig. I. 3

Rotaţia canatelor porţii şi rezemarea pe radier se realizează prin intermediul crapodinei, iar rezemarea pandulară prin intermediul colierului superior.

In poziţia închisă, canatele porţii se reazemă lateral în axele de rotire iar central se sprijină reciproc,formînd în secţiune orizontală, din punct de vedere static un sistem asimilat cu un *cadru* cu trei articulaţii. Canatele porţii sînt înclinate faţă de axa transversală a ecluzei, spre bieful amonte cu un unghi $\alpha = 20^{\circ}$ (fig.I.3.b)

In cazul porţilor de ecluză buscate, avînd în vedere modul de alcătuire al structurii de rezistenţă, sistemul de rezemare şi condiţiile de lucru în diferite etape de manevrare, determinarea exactă a solicitărilor duce la calcule complicate.

2. CALCULUL PORTILOR DE ECLUZA CU METODA CLASICA.

Metoda clasică este utilizată şi în prezent la calculul construcţiilor metalice hidrotehnice, deci şi la calculul porţilor de ecluză. Poarta de ecluză se consideră descompusă în elemente simple care se calculează fiecare independent.

a). Tola platelajului.

Tola pentru reţinerea apei se consideră rezemată numai pe longeroni (fig.I.4.a), sau în funcţie de raportul laturilor, pe longeroni şi antretuaze, cînd tălpile celor două grinzi (longeroni şi antretuaze) sînt în acelaş plan şi cînd dimensiunile laturilor panourilor sînt apropiate (raportul lungimii panourilor variind între o,5 şi 2,o) (fig.I.4.b).

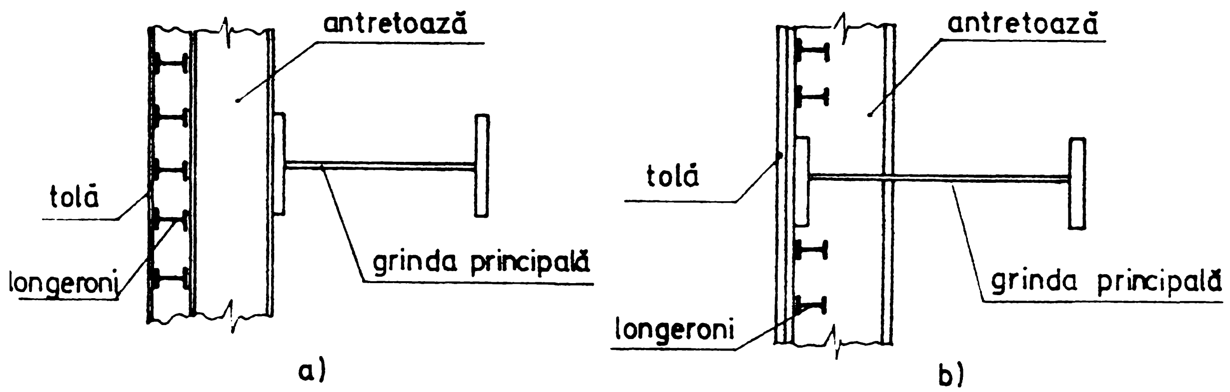


Fig. I.4

Plăcile plane (panourile de tolă) solicitate la încovoiere rezultată din presiunea apei, se calculează /31/, după teoria plăcilor plane, avînd la bază relaţia:

$$\sigma = \frac{k}{100} \cdot \frac{p \cdot a^2}{\delta^2} \quad [daN/cm^2] \quad (I.2.a)$$

unde:

p = presiunea apei în daN/amp (în centrul panoului)

a,b = dimensiunile plăcii (panoului) în cm (conf.fig.I.5.a) a fiind dimensiunea mai scurtă.

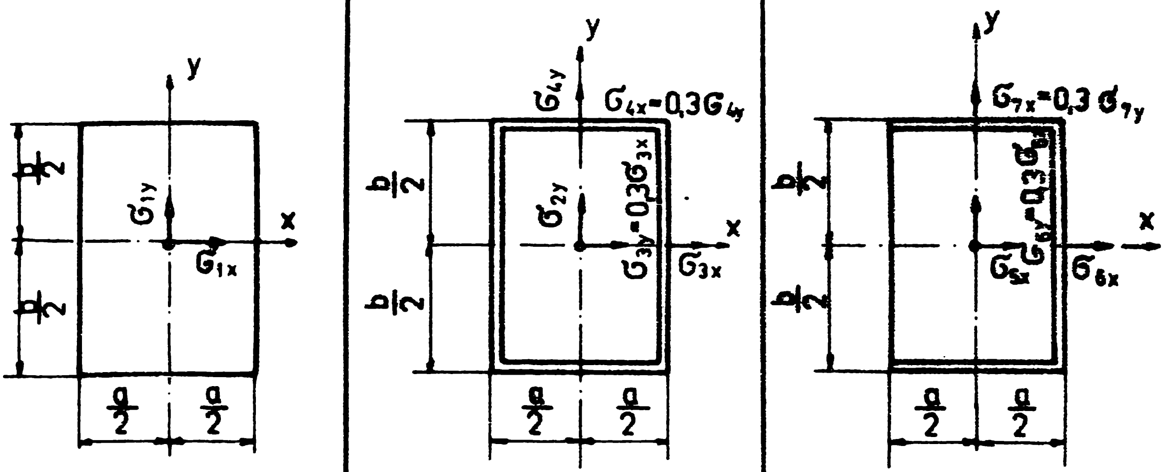
δ = grosimea plăcii (tolei)

k = coeficientul care depinde de condiţiile de rezemare ale plăcii.

REZEMARE SIMPLĂ PE 4 LATURI

INCASTRARE PE 4 LATURI

INCASTRARE PE 3 LATURI ŞI REZEMARE LIBERĂ PE A PATRA



a) b) c)

b/a	$\pm\sigma_{1x}$	$\pm\sigma_{1y}$	$\pm\sigma_{2x}$	$\pm\sigma_{xy}$	$\pm\sigma_{3x}$	$\pm\sigma_{4y}$	$\pm\sigma_{5x}$	$\pm\sigma_{5y}$	$\pm\sigma_{6x}$	$\pm\sigma_{7x}$
∞	75,0	22,5	25,0	7,5	50,0	34,3	37,5	11,3	75,0	84,0
4,0	74,1	23,0	25,0	7,5	50,0	34,3	37,0	12,6	74,4	55,2
3,0	71,8	24,4	25,0	7,5	50,0	34,3	36,5	13,2	74,0	50,1
2,5	57,7	25,8	25,0	6,1	50,0	34,3	35,8	13,8	73,2	47,9
2,0	61,0	27,8	24,7	9,5	49,7	34,3	33,6	15,5	68,3	47,0
1,75	55,7	29,0	23,6	10,7	48,6	34,3	31,4	17,3	63,3	46,3
1,5	48,7	29,9	22,1	12,2	45,5	34,3	35,1	18,1	56,5	45,5
1,25	39,6	30,2	19,0	13,6	40,1	33,8	21,4	18,4	46,8	42,6
1,0	28,7	28,7	13,7	13,7	80,9	30,9	14,2	16,5	32,3	36,0
0,75	-	-	-	-	-	-	6,6	11,9	19,4	25,4
0,5	-	-	-	-	-	-	2,2	6,2	8,5	12,3

Fig. I.5

Pentru plăcile continui, tensiunile se calculează cu relaţia:

$$\sigma = \frac{k}{100}\,\frac{pa^2}{\delta^2}\,\varphi \quad [daN/cmp] \qquad (I.2\ b)$$

φ= coeficientul de influiență a continuității plăcii care se detrmină conf. fig. I.6 din momentele de rezemare pentru placa de deschidere a_i, b_i, conf. fig. I.5 b. după formulele:

a) Momentele de pe reazem ale plăcii de deschidere (a_i, b_i)

$$\varphi_i = \frac{\overline{M_{ik}}}{M_{ik}} = 1 + \frac{\Delta M_i}{2\,M_{ik}}$$

respectiv :

$$\varphi_k = \frac{\overline{M_{ki}}}{M_{ki}} = 1 + \frac{\Delta M_k}{2\,M_{ki}}$$

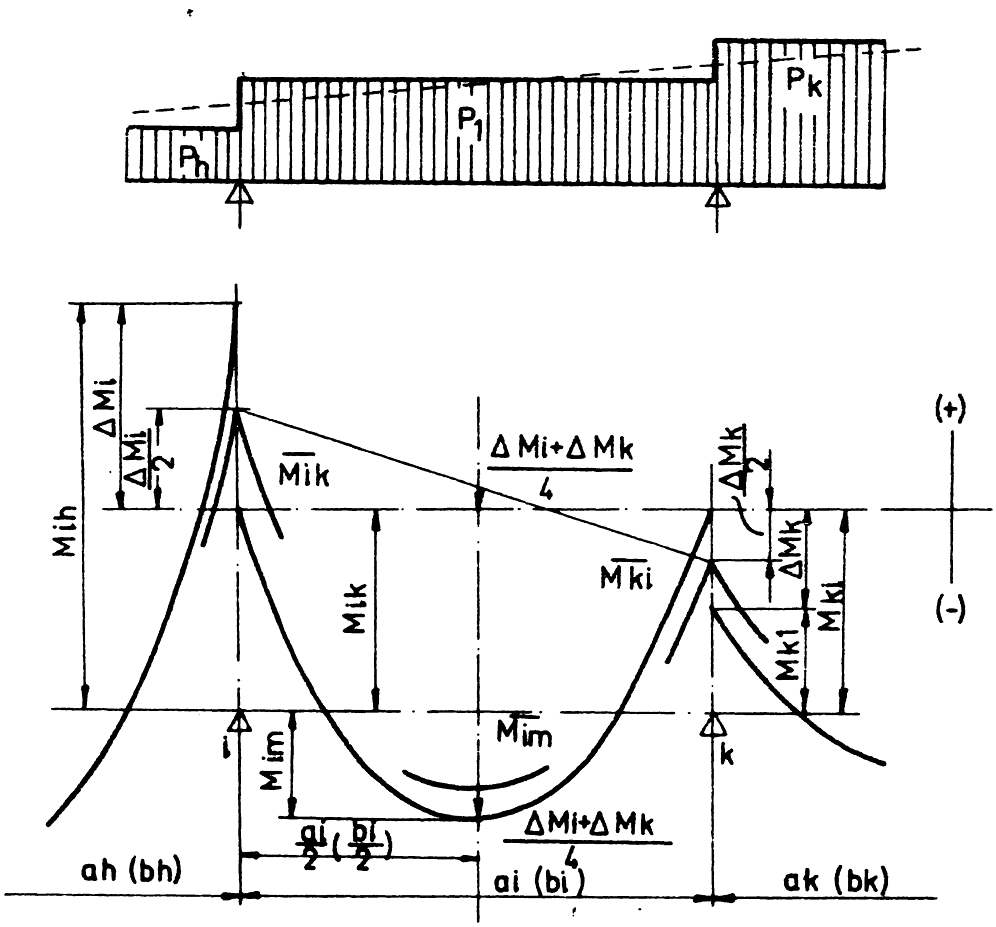


Fig. I.6

b) Momentele din cîmp ale plăcii de deschidere a_i,b_i,

$$\varphi_{im} = \frac{M_{m}}{M_{im}} = 1 - \frac{\Delta M_i + \Delta M_k}{4\, M_{im}}$$

Momentele încovoietoare M se introduc cu valorile lor absolute iar pentru semnul lui ΔM se ia orientarea conf. fig. I.6 .

Dacă se consideră că tola face parte şi din secţiunea grinzilor (longeroni, antretoaze şi grinzi principale) este necesară şi verificarea corespunzătoare stării plane de tensiuni, calculîndu-se tensiunea echivalentă

$$\sigma_{ech.} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2} = \mu \sigma_c \quad (I.3)$$

unde:

σ_c = limita de curgere a oţelului

μ = un coeficient subunitar, care ţine sema de ipoteza de încărcare şi are valori cuprinse între o,75 - o,9o.

b). Longeronii.

Se calculează diferit după cum sînt executaţi: neîntrerupţi sau întrerupţi în dreptul antretoazelor.

- In cazul longeronilor executaţi neîntrerupt în dreptul antretoazelor, dacă tola se reazămă numai pe longeroni aceasta îi încarcă cu o sarcină uniform distribuită pe întreaga lungime. Longeromul neîntrerupt se calculează ca o grindă continuă solicitată de sarcina uniform distribuită. Dacă longeronii se execută neîntrerupt, dar la acelaş nivel cu antretoazele, încărcarea longeronilor se determină după regula bisectoarei /25/. In acest caz longeronul se calculează ca o grindă continuă încărcată în fiecare deschidere cu o sarcină distribuită, după un triunghi sau trapez.

- In cazul longeronilor executaţi întrerupt în dreptul antretoazelor tola se reazemă şi pe longeroni şi pe antretoaze. Pentru calculul solicitărilor, longeronii se consideră grinzi simplu rezemate încărcate cu sarcină distribuită triunghiular sau trapezoidal.

Secţiunea transversală a longeronilor este alcătuită din profile laminate şi o anumită porţiune din tola platelajului (ca talpă superioară a secţiunii) care conlucrează cu profilul.

Lăţimea utilă a tolei se determină din două condiţii: condiţia de stabilitate a tolei şi condiţia de asigurare a conlucrării, pe această lăţime , a tolei cu longeronul. Lăţimea utilă este dată fie în funcţie de grosime t a tolei, fie funcţie de deschiderea longeronilor (norme sovietice saú normele DIN - 197o4).

c) Antretoazele .

Se calculează de asemeni diferite după cum acestea sînt executate neîntrerupt sau întrerupt în dreptul grinzilor principale şi a longeronilor.

- In cazul antretoazelor executate neîntrerupt schema statică de calcul este o grindă continuă. Incărcarea se consideră diferit după cum tola reazemă numai pe longeroni sau şi pe longeroni şi pe antretoaze. Dacă tola reazemă numai pe longeroni încărcarea antretoazei se realizează doar din reacţiunile longeronilor, Dacă tola reazemă şi pe longeroni şi pe antretoaze încărcărcarea antretoazei se realizează şi din reacţiunile longeronilor şi din presiunea hidrostatică ce revine acesteia, după regula bisectoarei. /25/

- In cazul antretoazelor executate întrerupt schema statică de calcul este o grindă simplu rezemată încărcată cu sarcină distribuită triunghiular sau trapezoidal.

Soluţionările constructive ale secţiunilor transversale ale antretoazelor sînt similare cu ale longeronilor.

Dacă tola platelajului reazemă direct pe antretoaze, se consideră că o porţiune din tolă (ca şi la longeroni) face parte din secţiunea antretoazei.

d) Grinzile principale.

Solicitările în grinzile principale se determină considerîndu-le simple rezemate, încărcate cu reacţiunile antretoazelor şi ale tolei platelajului dacă această tolă reazemă şi pe grinzile principale.

3. METODA PLACILOR ORTOTROPE.

3.1 Metoda Huber.

O placă ortotropă este definită ca o placă cu diferite rigidităţi de încovoiere în două direcţii ortogonale x şi y în planul plăcii. Aceasta poate să rezulte fie prin diferiţi moduli de elasticitate Ex şi Ey a materialului în două direcţii perpendiculare - în cazul "ortotropiei de material", fie prin diferite momente de inerţie Ix şi Iy după cele două direcţii în cazul " ortotropiei de structură ".

Metoda Huber presupune înlocuirea tolei şi rigidizărilor pe cele două direcţii cu o placă echivalentă de grosimi constante pe cele două direcţii avînd însă aceleaş caracteristici de rigiditate.

Investigaţiile teoretice şi experimentale arată că aplicarea acestui mod de lucru este valabil pentru o spaţiere mică între rigidizări.

Modul de aplicare al acestei metode (care mai poartă numele şi de metoda echivalenţei elastice) este ilustrat în fig. I.7 .

Rezolvarea plăcii ortotrope în încovoiere sub acţiunea sarcinilor exterioare presupune determinarea momentelor încovoietoare şi a forţelor tăietoare ce acţionează asupra plăcii.

Acestea se determină plecînd de la ecuaţia cu derivate parţiale care are forma (în metoda Huber):

$$D_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2H \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D_y \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = p(x, y) \qquad (I.4)$$

Cunoscînd condiţiile de contur se pot determina deplasările w şi solicitările unitare.

Riguroase investigaţii au arătat însă că metoda este corectă numai pentru cazul cînd rigidizările sînt dispuse

TEORIA M.T. HUBER — PRINCIPIUL ECHIVALENTEI ELASTICE

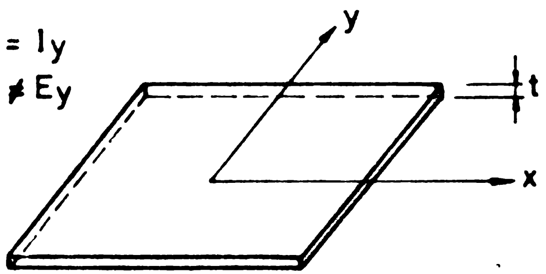
Ecuația diferentială a plăcii ortotrope

$$D_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2H \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} \quad D_y \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = P(x, y)$$

Ortotropie de material

$I_x = I_y$

$E_x \neq E_y$



$$D_x = \frac{E_x \cdot t^3}{12(1-\mu_x \mu_y)}$$

$$D_y = \frac{E_y \cdot t^3}{12(1-\mu_x \mu_y)}$$

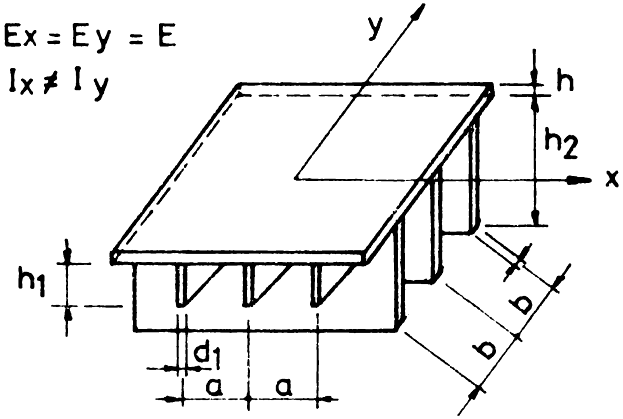
$$D_{xy} = \frac{G_{xy} \cdot t^3}{12}$$

$$H = \frac{1}{4}(D_x \mu_y + D_y \mu_x + D_{xy})$$

Ortotropie geometrică

$E_x = E_y = E$

$I_x \neq I_y$

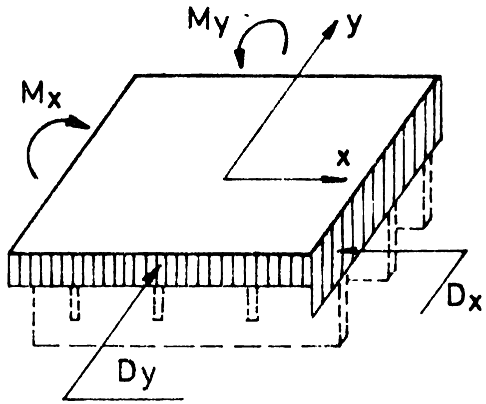


$$D_x = \frac{E I_x}{b}\ ; \quad D_y = \frac{E I_y}{a}$$

$$D_{xy} = \frac{G}{3}\left(\frac{h_1 d_1^3}{a} - \frac{h_2 d_2^3}{b}\right)$$

$$H = \frac{E h^3}{12(1-\mu^2)} + D_{xy}$$

Placă ortotropă echivalentă



$$M_x = D_x\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right)$$

$$M_y = D_y\left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\right)$$

$$M_{xy} = -2 D_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}$$

Fig. I.7.

simetric față de planul median al tolei, dînd soluții aproximative, în cazul cînd rigidizările sînt de o singură parte.

Precizia de rezolvare a structurii depinde în principal de simplificările aduse.

3.2. Metode care nu iau în considerare excentricitatea rigidizărilor.

3.2.1. Metoda Y. Guyon și C. Mossonett.

Consideră placa ,echivalentă cu o rețea de grinzi idealizată, adică înlocuiește placa cu un sistem de bare interconectate dispuse logitudinal și transversal. Echivalența între rețeaua de grinzi și placa ortotropă se face în baza ecuației lui Huber unde w este săgeata normală la planul xoy și $p(x,y)$ este funcția de încărcare .

3.2.2. Metoda H.Homberg și I. Weinmoister.

Presupune placa idealizată tot printr-o rețea de grinzi considerînd grinzile în număr mare și foarte apropiate.

3.2.3. Metoda Cornelius.

Pornind de la ecuația lui Huber, Cornelius consideră placa ortotropă simplu rezemată pe grinzile principale pentru care se cunosc ridigitățile la încovoiere Dx , Dy , Dxy. Metoda nu permite a se calcula corect longeronii, deoarece consideră rigiditatea antretoazelor " uniformizată " dealungul plăcii.

3.2.4. Metoda Pelican - Esslinger.

Se bazează de asemenea pe ecuația lui Huber, neglijînd o serie de parametrii pentru rigiditațile plăcii ortotrope care au o importanță secundară.

Procedeul de calcul este împărţit în două etape: (fig. I.8.).

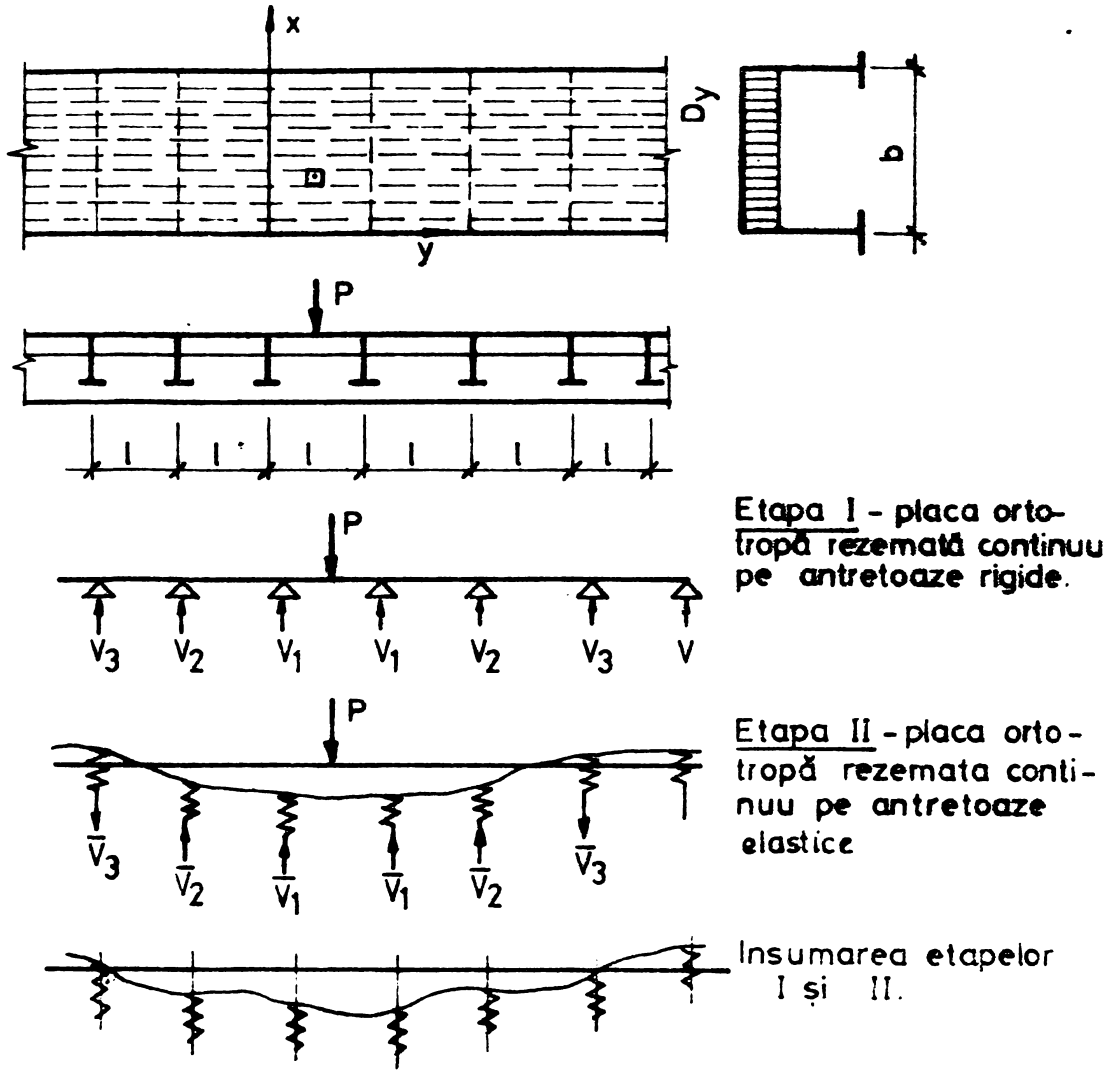


Fig. I.8

In prima etapă se determină eforturile presupunînd infinit rigide grinzile principale şi antretoazele. In a doua etapă se aduc corecţii pentru aceste eforturi considerînd că antretoazele sînt elastice.

La plăcile ortotrope cu longeroni elastici unde rigiditățile Dx și H au valori mici față de Dy se neglijează aceste rigidități și ecuația lui Huber devine:

$$Dy \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = p. \qquad (I.5)$$

Relația (I.5) reprezintă de fapt deformația unei grinzi care în cazul plăcii ortotrope se idealizează prin niște fîșii înguste alăturate continue pe direcția y.

In a doua etapă se evaluează influiența elasticității antretoazei asupra eforturilor determinante în prima etapă.

Pentru plăci ortotrope cu longeroni rigizi este neglijată numai rigiditatea la încovoiere Dx, ecuația lui Huber, reducîndu-se la (I.6) :

$$2H \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + Dy \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = p. \qquad (I.6)$$

3.3. Metode care iau în considerare excentricitatea rigidizărilor.

Autorii metodelor enumerate anterior consideră că rigidizările sînt dispuse simetric față de planul median al tolei plăcii ortotrope fapt care introduce un anumit grad de aproximare.

In majoritatea construcțiilor hidrotehnice însă (ca și în cazul porților de ecluză) rigiditățile sînt dispuse doar de o parte a tolei. Apar deci o serie de probleme dificile referitoare la poziția suprafeței neutre la încovoierea plăcii cît și la determinarea rigidităților.

3.3.1. Metoda P. Fluger .

P. Fluger a fost primul care a atacat această problemă și a obținut pentru încovoierea plăcilor ortotrope un sistem de 3 ecuații diferențiale.

3.3.2. Metoda Trenks.

Trenks a trasnformat cele 3 ecuaţii ale lui Fluger într-o singură ecuaţie de ordinul opt (I.7):

$$D_1 \frac{\partial^8 w}{\partial x^8} + D_2 \frac{\partial^8 w}{\partial x^6 \partial y^2} + D_3 \frac{\partial^8 w}{\partial x^4 \partial y^4} + D_4 \frac{\partial^8 w}{\partial x^2 \partial y^6} + D_5 \frac{\partial^8 w}{\partial y^8} = p \qquad (I.7)$$

unde D 1 .... D_5 sînt caracteristicile geometrice şi elastice ale tolei şi longeronilor.

3.3.3. Metoda E.Gienke.

Aşa cum remarcă însă şi M.S. Troitsky /28/ soluţia ecuaţiei cu derivate parţiale (I.7) necesită calcule extrem de laborioase, care par a fi aproape imposibile. E.Gienke a indicat o metodă care prin anumite simplificări admisibile, reduce studiul problemei la o ecuaţie analogă cu ecuaţia tip Huber /13/.

Gienke ajunge la două ecuaţii cu derivate parţiale, fiecare de ordinul patru, relaţii care arată că efectul de şaibă şi de placă nu pot fi separate; deci problema este o problemă spaţială.

Cele două ecuaţii au forma:

$$\frac{\phi''''}{D_y} + 2\frac{\phi''^{\bullet\bullet}}{D} + \frac{\phi^{\bullet\bullet\bullet\bullet}}{D_x} - \left(e_x \frac{D}{D_x} W'''' + e_y \frac{D}{D_y} W^{\bullet\bullet\bullet}\right) + (e_x + e_y)\, W''^{\bullet\bullet} = 0 \qquad (I.8)$$

$$\left(D_x - \frac{\bar{\mu}^2}{1-\mu^2} \cdot K_x \cdot e_x^2\right) W'''' + 2\left(K + kxy + kyx + \frac{\mu}{1-\bar{\mu}^2}\, k \cdot e_x \cdot e_y\right) W''^{\bullet\bullet} + \left(D_y - \frac{\bar{\mu}^2}{1-\bar{\mu}^2} K_y\, e_y^2\right) W^{\bullet\bullet\bullet\bullet} + \frac{\mu}{1-\bar{\mu}^2} \cdot$$

$$\left(\frac{k}{k_y} e_x \phi'''' + \frac{k}{k_x} e_y \phi^{\cdot\cdot\cdot\cdot} \right) - \frac{e_x + e_y}{1-\bar{\mu}^2} \phi''^{\cdot\cdot} = p(x,y) \quad .(I.9)$$

unde: ϕ este funcţia de eforturi definită prin:

$$\phi'' = N_y \; ; \quad \phi^{\cdot\cdot} = N_x \quad ; \quad -\phi'^{\cdot} = N_{xy} = N_{yx} \qquad (I.10)$$

- rigiditatea la întindere $k = \frac{Et}{1-\mu} 2$

$$k_x = \frac{1}{b_x} \int E\,(z)\,.d\,A_x$$
$$(I.11)$$
$$k_y = \frac{1}{b_y} \int E\,(z)\,d\,A_y$$

- rigiditatea la lunecare $\bar{k} = \frac{1-\mu}{1-\mu\delta^2} \cdot k$ unde $\delta = \frac{k}{\sqrt{k_x + k_y}}$

(I.12)

- coeficientul de contracţie transformat $\bar{\mu} = \mu\delta$ (I.13)

- excentricităţile centrelor de greutate

$$e_x = \frac{1}{b_x . k_x} \int E(z).Z\,d\,A_x$$
$$(I.14)$$
$$e_y = \frac{1}{b_y . k_y} \int E(z).Z\,d\,A_y$$

- rigidităţile la încovoiere : $D = \frac{Et^3}{12(1-\mu^2)}$

$$D_x = \frac{1}{b_x} \int E(z)\,(Z-e_x{}^2)\,d\,A_x$$
$$(I.15)$$
$$D_y = \frac{1}{b_y} \int E(z)\,(z-e_y{}^2)\,d\,A_y$$

- rigiditatea la torsiune a rigidizărilor :

$$D_{xy} = \frac{1}{3\,b_x} \int G.t^2.\,d\,A_x$$
$$(I.16)$$
$$D_{yx} = \frac{1}{3\,b_y} \int G.t^2.\,d\,A_y$$

- rigiditatea la torsiunea plăcii: $$C = D + D_{xy} + D_{yx} \qquad (I.17)$$

Modulul de elasticitate al plăcii este $\frac{E}{1-\mu^2}$

După rezolvarea sistemului (I.8, I.9) se pot calcula expresiile solicitărilor în secţiunea plăcii cu relaţiile:

$$N_x = k_x(\bar{\varepsilon}_x - e_x w'') + \mu k.\bar{\varepsilon}_y$$

$$N_y = k_y(\bar{\varepsilon}_y - e_y w^{\cdot\cdot}) + k.\varepsilon_x$$

$$N_{xy} = N_{yx} = \frac{1-\mu}{2}.k.\gamma_{xy}$$

$$M_x = -D_x w'' - \mu D.w^{\cdot\cdot} + e_x k_x(\bar{\varepsilon}_x - e_x w'') \qquad (I.18)$$

$$M_y = -D_y.w^{\cdot\cdot} - \mu D w'' + e_y k_y(\bar{\varepsilon}_y - e_y w^{\cdot\cdot})$$

$$M_{xy} = -\left[(1-\mu)D + 2D_{xy}\right].w'^{\cdot}$$

$$M_{yx} = -\left[(1-\mu)D + 2D_{yx}\right].W'^{\cdot}$$

In aceste expresii deformaţia specifică a unui punct al plăcii situat la distanţa Z de la suprafaţa plăcii este:

$$\varepsilon_x = \bar{\varepsilon}_x - z w'' = u' - z.w''$$

$$\varepsilon_y = \bar{\varepsilon}_y - z w^{\cdot\cdot} = v^{\cdot} - z.w^{\cdot\cdot} \qquad (I.19)$$

$$\gamma_{xy} = \bar{\gamma}_{xy} - 2zw'^{\cdot} = u^{\cdot} + v' - 2z.w'^{\cdot}$$

iar relaţiile dintre acestea şi tensiuni sînt date de :

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E}(\sigma_x - \mu\sigma_y)$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E}(\sigma_y - \nu\sigma_x) \qquad (I.20)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{G}\tau_{xy}\ ;\ \left(G = \frac{E}{2(1+\mu)}\right)$$

Deducerea ecuaţiilor (I.8, I.9) s-a făcut în baza următoarelor ipoteze:

- grosimea plăcii de la marginea superioară a tablei pînă la marginea inferioară a rigidizărilor este mică, în raport cu dimensiunile laturilor plăcii ;

- valabilitatea legii lui Hooke ;

- valabilitatea ipotezei lui Bernoulli ;

- lunecările sînt mici în raport cu grosimea plăcii;

- eforturile de lunecare sînt preluate numai de tola plăcii ortotrope;

- eforturile de valoare se neglijează.

Cele două ecuaţii fundamentale (I.8, I.9) se simplifică dacă se consideră infinite ridigităţile la întindere, D_x şi D_y, ale plăcii şi rezultă:

$$(e_x + e_y) w''^{\cdot\cdot} + \frac{2\,\phi''^{\cdot\cdot}}{(1-\mu)k} = 0 \qquad (I.21)$$

$$D_x\, w'''' + 2(C + \mu . e_x . e_y k)\, w''^{\cdot\cdot} + D_y . w^{\cdot\cdot\cdot\cdot} -$$

$$- (e_x + e_y)\, \phi''^{\cdot\cdot} = p(x,y) \qquad (I.22)$$

Ecuaţiile (I.21,I.22) se pot restrînge într-o singură ecuaţie:

$$D_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\,H^* \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D_y \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = p(x,y) \qquad (I.23)$$

Ecuaţia are aceiaşi structură ca ecuaţia lui Huber, dacă se notează cu :

$$H^* = C . \mu . e_x . e_y . k + (e_x + e_y)^2 \frac{1-\mu}{4} . k \qquad (I.24)$$

Formal s-a ajuns la o ecuaţie de tip Huber, dar fondul problemei este mult mai complex. Din analiza făcută pe structura reală a plăcii ortotrope rezultă forme de largă generalitate a ecuației încovierii plăcii ortotrope cu rigidități excentrice.

Ecuația lui Huber derivă din aceasta, pentru cazul particular al alcătuirii simetrice a rigidizărilor.

Rezultatul cel mai important al studiului este expresia dată rigidității echivalente la torsiune H^* (I.24). Pînă la Gienke această valoare era calculată sau acceptînd diferite relații pentru calcul sau se determina experimental.

De exemplu Cornelius rezolvă problema acceptînd pentru rigiditatea la torsiune următoarele trei expresii:

$$\begin{aligned} &a) \quad H = \sqrt{D_x D_y} \quad , \quad \mu_x \cdot D_y = \mu_y \cdot D_x \\ &b) \quad 0 < H < \sqrt{D_x D_y} \quad , \quad \mu_x = \mu_y = 0 \qquad \text{(I.25)} \\ &c) \quad H = 0 \quad , \quad \mu_x - \mu_y = 0 \end{aligned}$$

Unii autori au propus adoptarea unei expresii de forma $H = \chi \cdot \sqrt{D_x \cdot D_y}$. unde χ este coeficientul numeric, denumit coeficientul rigidității la torsiune sau parametru de torsiune.

Inițial s-a adoptat acestui coeficient valoarea $\chi = 1$.

Incercările experimentale au arătat însă că această valoare este mai mică ($\chi < 1$) variind între o,3 și o,5 și că rezultatele nu sînt acoperitoare.

Toate acestea își pierd însă sensul, în momentul în care H^* (I.24) a primit o fundamentare teoretică (ecuația tip Gienke).

Importanța metodei Gienke constă și în aceea că rezolvarea ecuației fundamentale permite determinarea solicitărilor inclusiv a forțelor axiale și de lunecare (N_x, N_y, N_{xy}, N_{yx}).

In toate metodele bazate pe teoria Huber, acestea erau neglijate. Experimentările însă au arătat o distribuție a tensiunilor pe secțiune ce demonstra existența solicitărilor axiale.

Cu expresiile solicitărilor (I.18) teoria Gienke dă o imagine completă asupra comportării şi calculului plăcilor ortotrope cu rigidizări excentrice.

Cu toate acestea în literatura de specialitate sînt foarte puţine lucrări care tratează calculul porţilor de ecluză ca plăci ortotrope. Singurele în acest domeniu sînt lucrările lui M.N. Dehouse ,J.Deprez, C.Genin şi E. Piraprez apărute în Belgia.

In lucrările /6/, /7/, /8/, /9/ M.N.Dehouse porneşte de la aceleaş ipoteze ca şi Gienke dar rezolvă pe o altă cale calculul plăcilor ortotrope.

3.3.4. Metoda M.Dehouse (metoda liniilor de sarcină)

Pentru rezolvarea problemei Dehouse foloseşte următoarele trei ecuaţii cu derivate parţiale ale plăcii ortotrope în funcţie de deplasările u, v, w şi de derivatele acestora:

$$(D+\Omega_x^r)\,u'' + \left(D\frac{1-\mu}{2} + S_y^r\right)u^{\cdot\cdot} + D\frac{1+\mu}{2}v^{\cdot\prime} - H_x^r\,w''' + X = 0 \qquad (I.26)$$

$$(D+\Omega_y^r)\,v^{\cdot\cdot} + \left(D\frac{1-\mu}{2} + S_x^r\right)v'' + D\frac{1+\mu}{2}u^{\cdot\prime} - H_y^r\,w^{\cdot\cdot\cdot} + Y = 0 \qquad (I.27)$$

$$(K+R_x^r)\,w'''' + (K+R_y^r)\,w^{\cdot\cdot\cdot\cdot} + (2K+T_y^r+T_x^r)\,w^{\cdot\cdot\prime\prime}\,v^{\cdot\cdot\cdot\cdot} +$$

$$+\,L_y^r\,u^{\cdot\cdot\prime} - H_x^r\,u + L_x^r\,v^{\cdot\prime\prime} = Z - M_x^{\cdot} - M_y^{\prime} \qquad (I.28)$$

unde pentru derivate în raport cu x şi y s-au folosit notaţiile:

$$\frac{\partial F}{\partial x} = F' \quad \text{şi} \quad \frac{\partial F'}{\partial y} = F^{o}$$

iar:

$$\Omega_y^r = \Omega_y\frac{dy}{\varepsilon_y} = \frac{E\omega_y}{\varepsilon_y} \qquad H_y^r = H_y\frac{dy}{\varepsilon_y} = \frac{E\,h_y}{\varepsilon_y}$$

$$\Omega_x^r = \Omega_x \frac{dx}{\mathcal{E}_x} = \frac{E\omega_x}{\mathcal{E}_x} \qquad H_x^r = H_x \frac{dx}{\mathcal{E}_x} = \frac{E\,h_x}{\mathcal{E}_x}$$

$$R_y^r = R_y \frac{dy}{\mathcal{E}_y} = \frac{EI_y}{\mathcal{E}_y} \qquad R_x^r = R_x \frac{dx}{\mathcal{E}_x} = \frac{EI_x}{\mathcal{E}_x}$$

$$S_x^r = S_x \frac{dx}{x} = \frac{G_x}{x} \qquad S_y^r = S_y \frac{dy}{\mathcal{E}_y} = \frac{G\Omega'_y}{\mathcal{E}_y}$$

$$T_x^r = T_x \frac{dx}{\mathcal{E}_x} = \frac{G\,(k_{2xy}+k_{3xy})}{\mathcal{E}_x} \qquad L_x^r = L_x \frac{dx}{\mathcal{E}_x} = G\frac{\lambda x}{\mathcal{E}_x}\,\Omega'_x$$

$$T_y^r = T_y \frac{dy}{\mathcal{E}_y} = \frac{G(k_{2yx}+k_{3yx})}{\mathcal{E}_y} \qquad L_y^r = L_y \frac{dy}{\mathcal{E}_y} = G\,\frac{\lambda y}{\mathcal{E}_y}\,\Omega'_y$$

unde:

- ω_x şi ω_y sînt suprafeţele rigidizărilor plăcii paralele respectiv cu axa O_x şi O_y ;

- h_x şi h_y sînt momentele statice ale suprafeţelor ω_x şi ω_y calculate în raport cu suprafaţa mediană a plăcii ;

- I_x şi I_y sînt momentele de inerţie ale aceloraş suprafeţe ω_x şi ω_y în raport cu suprafaţa mediană a plăcii.

Solicitările unitare se calculează cu relaţiile:

$$N_x = D(\,u' + uv^{o}) + f(y)\,(\Omega_x \cdot U' - H_x \cdot W'') \quad (I.29)$$

$$N_y = D(v^{o} + \mu u') + f(x)\,(\Omega_y \cdot V^{o} - H_y \cdot W^{oo}) \quad (I.30)$$

$$N_{xy} = D\,\frac{1-\mu}{2}\,(\,u^{o} + v') + f\,(y)\quad S(x) \cdot v' \quad (I.31)$$

$$N_{yx} = D\,\frac{1-\mu}{2}(\,u' + v^{o}) + f(x)\quad S_y \cdot v^{o} \quad (I.32)$$

$$M_x = k\,(w'' + \mu\, w^{oo}) - f(y)\quad (H_x\, u' - R_x W'') \quad (I.33)$$

$$M_y = k\,(w^{\circ\circ} + \mu\, w'') - f(x)\,(H_y \cdot v^{\circ} - R_y\, w^{\circ\circ}) \qquad (I.34)$$

$$M_{xy} = k(\,1-\mu)\; w^{\circ\,'} + f(y)\,(T_x \cdot w^{\circ\,'} + L_x \cdot\, v') \qquad (I.35)$$

$$M_{yx} = k(\,1-\mu)\; w^{'\,\circ} + f(x)\,(T_y \cdot w^{'\,\circ} + L_y \cdot\, u^{\circ}) \qquad (I.36)$$

In expresiile solicitărilor unitare (I.3o ...I.37) efectul rigidizărilor se exprimă prin cel de al doilea termen care conţine funcţiile f (x) şi f (y). Aceste expresii arată că studiul plăcii rigidizate se poate reduce la cel al unei plăci cu grosime constantă cu condiţia să acţioneze pe de o parte încărcarea din presiunea apei, Z, iar pe de altă

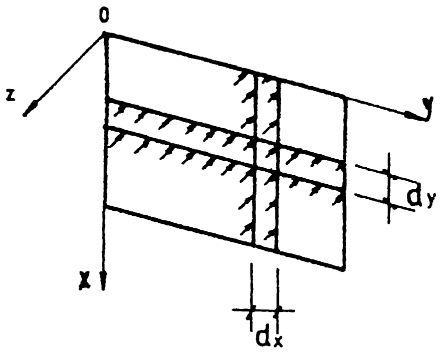


Fig. I.9

parte sarcinile date de rigidizări . Aceste sarcini sînt presiunile care acţionează după fîşiile de lăţime dx, dy (fig.I.9) Expresiile lui f(x) şi f(y) au fost introduse plecînd de la funcţiile Heaviside şi Dirac.

Aplicînd aceste funcţii plăcii studiate, după cele două direcţii x şi y (fig.I.lo) rezultă următoarele expresii:

$$f(x) = \sum_{k=1}^{m} \left\{ H \left[x - (x_k - \frac{dy}{2}) \right] - H \cdot \left[x - x_k + \frac{dy}{2} \,) \right] \right\} \qquad (I.37)$$

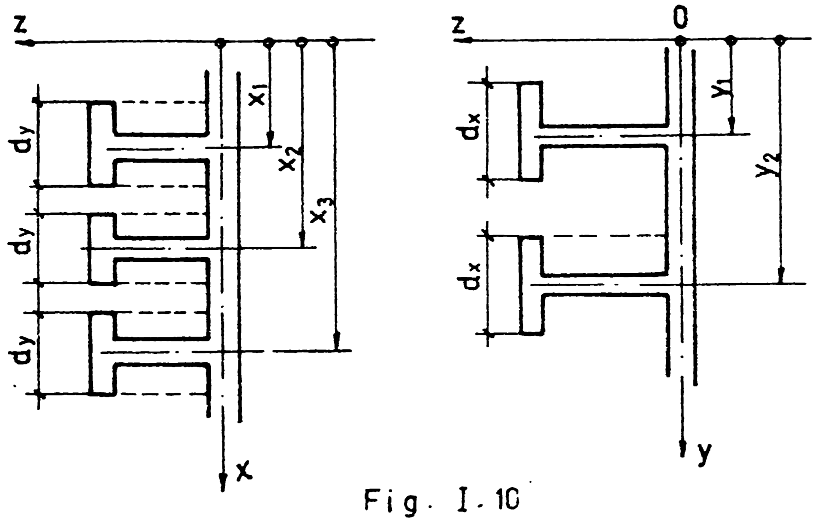


Fig. I.10

$$f(y) = \sum_{j=1}^{n} \left\{ H\left[y - \left(y_j - \frac{dx}{2}\right)\right] - H\left[y - \left(y_j + \frac{dx}{2}\right)\right]\right\} \tag{I.38}$$

unde m respectiv n sînt numărul de rigidizări paralele cu axa y respectiv x .

Deoarece rigidizările sînt uniform distribuite şi foarte apropiate s-au înlocuit fîşiile de încărcări de lăţime dx date de rigidizări printr-o intensitate repartizată pe o lăţime ε_y de mărime $\frac{dy}{\varepsilon_y}$ (fig. I.11).

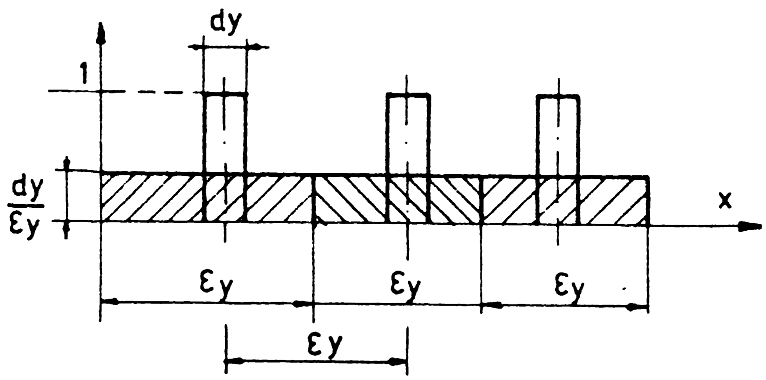


Fig. I. 11

Grinzile principale nu se mai consideră echidistante şi nici nu pot fi considerate repartizate. Ele se înlocuiesc prin linii de eforturi şi momente. Pentru fiecare grindă principală se consideră că acţionează pe placă cîte trei linii de eforturi paralele respectiv cu axele Ox , Oy , Oz şi o linie de momente paralelă cu axa Oy . (fig. I.12).

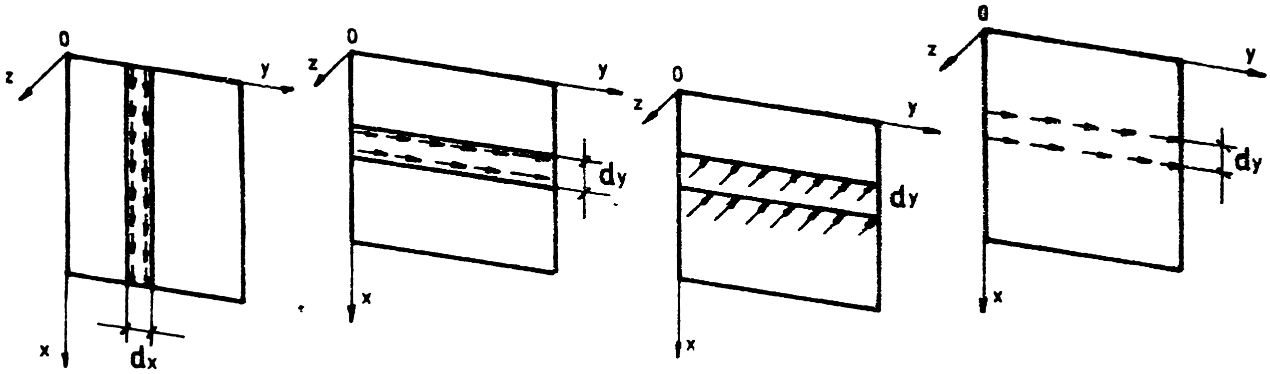


Fig. I.12

Calculul a fost aplicat la o poartă de ecluză plană care s-a executat în Belgia la Lanaye. Pentru această poartă de ecluză s-au calculat atît deformaţiile cît şi solicitările şi tensiunile, folosind serii duble Fourier.

Calculul a fost verificat experimental pe macheta aceleiaşi porţi executată la scara 1: lo.

In lucrarea /lo/ J.Deprez expune posibilitatea programării la calculatorul electronic a metodei de calcul.

C. Genin /16/ preia metoda lui M.N.Dehouse şi calculează aceiaş poartă de ecluză dar nu la acţiunea presiunii hidrostatice a apei ci la acţiunea unei sarcini concentrate provenită din acţiunea unui vas. Acest calcul îl verifică şi experimental pe modelul aceluiaş porţi executat la scara 1:4. /17/.

3.4. Lucrări apărute în ţară, care studiază calculul plăcilor ortotrope.

Lucrări deosebite privind calculul construcţiilor metalice ţinînd cont de conlucrarea spaţială a elementelor componente au apărut şi la noi în ţară /1/, /4/, /22/. Dintre acestea, lucrările /4/ şi /22/ studiază structurile de poduri metalice.

Deosebit de importantă prin contribuţiile personale valoroase care completează şi generalizează rezolvarea plăcilor ortotrope prin metoda diferenţelor finite şi în special prin metoda de descretizare cu elemente finite este lucrarea autorului Gh. Oblemenco /22/.

Autorul concepe procedee matriciale, care să permită utilizarea atît a soluţiilor numerice a ecuaţiilor diferenţiale, cît şi a elementelor finite în metoda deplasărilor, la obţinerea stării de eforturi şi deplasări pentru structuri. Aceste procedee care generalizează problema rezolvării ecuaţiilor diferenţiale cu derivate parţiale întîlnite curent în rezolvarea plăcilor izotrope prin definirea de către autor a unor matrici condiţii contur permite a se lua în considerare toate condiţiile de contur întîlnite la plăci plane raportate la o reţea rectangulară.

Prin discretizare cu elemente finite autorul sistematizează alcătuirea matricelor de rigiditate ale structurilor de rezistenţă şi rezolvă cu această metodă numeroase probleme aplicative de specialitate.

In lucrare se fac de asemeni studii şi comparaţii între rezultatele obţinute din calculul cu cele două metode, pentru diferite structuri de poduri metalice.

Gh. Bucă în lucrarea /4/ studiază starea limită de deformaţie a platelajelor ortotrope ale podurilor metalice.

Singura lucrare în specialitatea construcţii metalice hidrotehnice este /1/ a autorului I.Beleş, care studiază STAVILE metalice, Lucrarea tratează calculul unei stavile metalice rigidizată cu nervuri dese pe o direcţie (orizontală) şi diafragme la distanţă mai mare pe cealaltă direcţie(verticală) ,fig. I.13. Baza teoretică de calcul este ecuaţia de tip Gienke. Se consideră că nervurile dese împreună cu tola formează placa ortotropă, iar diafragmele sînt elemente liniare legate articulat de placă. Efectul antretoazelor asupra plăcii

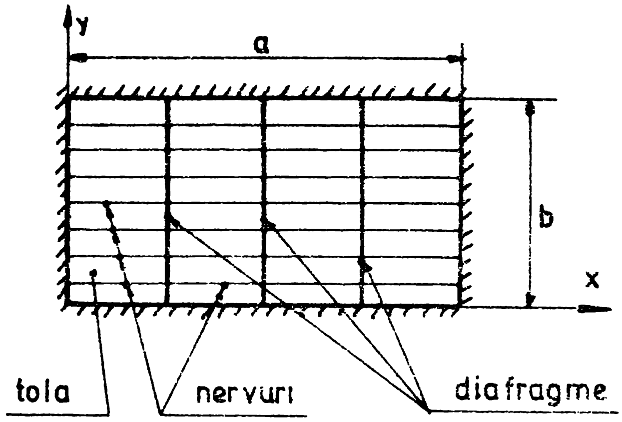


Fig. I. 13

ortotrope se exprimă sub forma unor încărcări Y. Acestea se determină tocmai din condiţia de compatibilitate a săgeţilor plăcii ortotrope şi a diafragmelor în secţiunile lor de contact:

$$W_{\text{placă}} = W_{\text{diafragmă}} \qquad (I.39)$$

Din această egalitate rezultă un sistem de ecuaţii cu un număr de necunoscute egal cu cel al diafragmelor. Rezolvînd acest sistem se pot calcula:

- încărcările Y_i în fiecare diafragmă în diferite puncte de coordonate y cu relaţia (I.4o):

$$Y_{i(y)} = \sum_n y_{in} \sin \frac{n\pi y}{b} = y_{i1} \sin \frac{1\pi y}{b} + y_{i2} \sin \frac{2\pi y}{b} + \; + \ldots \; y_{ik} \sin \frac{n\pi y}{b} \qquad (I.4o)$$

unde:

i = numărul de diafragme

n = numărul de termeni ai seriei trigonometrice

y_{in} = necunoscutele care rezultă din rezolvarea sistemului amintit anterior

Avînd aceste încărcări se pot calcula:

- săgeţile şi momentele în diafragme cu relaţiile:

$$W_{i(y)} = - \frac{b^4}{\pi EI_i} \sum_n \frac{1}{n^4} y_{in} \sin \frac{n\pi y}{b} \qquad (I.41)$$

$$M_{i(y)} = \frac{b^2}{\pi^2} \sum_n \frac{1}{n^2} y_{in} \sin \frac{n\pi y}{b} \qquad (I.42)$$

Tot pe baza încărcărilor calculate anterior se pot determina săgeţile şi momentele în placa ortotropă, într-un număr de puncte stabilit, cu relaţiile:

$$W_{(x,y)} = \sum_m \sum_n W_{mn} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi x}{b} \qquad (I.43)$$

$$Mx_{(x,y)} = \frac{Dx\pi^2}{a^2} \sum_m \sum_n (m^2 + \mu\rho\alpha^2 n^2) W_{mn} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} \qquad (I.44)$$

$$My_{(x,y)} = \frac{D\pi^2}{a^2} \sum_m \sum_n (\alpha^2 n^2 + \mu m^2) W_{mn} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} \qquad (I.45)$$

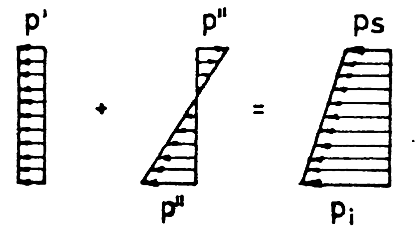


Fig. I. 14

Ca ipoteză de încărcare este studiată încărcarea uniform distribuită şi încărcarea antisimetrică urmînd ca prin suprapunerea efectelor să se obţină rezultatele pentru o încărcare trapezoidală. (fig. I.14) ,

$$p' + p'' = ps$$

$$p' - p'' = pi$$

Ca rezemare s-a studiat ipoteza simplă rezemare pe toate 4 laturile.

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

1. Beleş I.E. – Contribuţii la calculul construcţiilor metalice hidrotehnice cu elemente de rigiditate din tablă şi grinzi, ţinînd seama de efectul de conlucrare spaţială. Teză de doctorat, Institutul de construcţii Bucureşti, 1972.

2. Beşchea N. – Rezistenţa materialelor. Editura didactică , 1971.

3. Бopucebur C. – Dbycmbopram Ӈe bopoma шЛИ3ob Mockva - 1961.

4. Bucă I. Gh. – Contribuţii la definirea stării limită de deformaţie a platelajelor ortotrope ale podurilor metalice. Teză doctorat, Institutul de construcţii Bucureşti, octombrie 197o.

5. Ciomocoş F.D. – Calculul porţilor buscate de ecluză . Referat prezentat în cadrul tezei de doctorat în colectivul de catedră din lo febr. 1978.

6. Dehouse N.M. – Les bordages raidis en construction hydraulique. Memoire du C.E.R.E.S. (nouvelle serie) nr.1 sept. 1961.

7. Dehouse N.M. – Les bordages raidis en construction hidraulique Zürich 1962.

8. Dehouse N.M. – Developpements recents de L'etude des portes planes d'ecluse. Application de la theorie des plaques orthotropes - 15 juin 1967.

9. Dehouse N.M., J. Deprez – Les bordages orthotropes planes Calcul d'une porte plane d'ecluse. Memoire du C.E.R.E.S. nr.22 juin, 1967.

10. Deprez J. - La dimensionnement optimum des bordages raidis plans. Application du calcul d'une porte d'ecluse.Collection des Publication nr.13.

11. Doums H.,Davis P., Nelson M. - United States Practice în Lock Design - XXII Congrés International de Navigation, Paris 1969.

12. Gemaehling C., Beslin N. - Les portes intermediaires busquées de toute hauteur des écluses de Saint - Pierre et de Chateauneuf sur le Rhône. Revue Travaux,Paris mars, 1967.

13. Giencke E. - Die Grundgleichungen für die orthotrope Plate mit exzentrisehen Steifen. In : Der Stahlbau,24,6, 1955 (pag. 128 - 129).

14. Giencke E - Über die Berechnung regelmässiger Konstruktionen als kontinuum. Der Stahlbau 33.I.1964, 33.II.1964.

15. Giencke E. - Die Berechnung von durchlaufenden Fahrbahnplatten. In Der Stahlbau 27. IX.1958, 27.XI.1958, 27.XII. 1958.

16. Genin C. - Les bordages orthotropes plans. Calcul d'une porte plane d'ecluse par la methode des lignes de charge. Application au cas de l'impact d'un bateau. 1975.

17. Genin C., Mirapres L. - Etude sur modele d'une porte metallique d'ecluse. 1976.

18. Hampel H.,Jambor F. Kohler F. - Porte d'ecluse: calcul et etude comparative des différents types - XXII Congrés International de Navigation, Paris 1969.

19. Leclerq R. – Rapport du XXII Congrés International de Navigation, Paris, 1969.

20. Lejeune A. – Etude des efforts de manoeuvre des portes busquees d'ecluses. Memoires CERES. Nouvelle serie nr.44 decembre 1963.

21. Massonnet Ch. – Plaques et coques cylindriques orthotropes à nervures dissymetriques. Association Internationale des Ponts et Charpantes, Memoires, 19 vol. Zürich 1959.

22. Oblemenco Gh. – Contribuţii privind calculul static şi de stabilitate a structurilor complex static nedeterminate cu aplicaţii directe la calculul plăcilor ortotrope, Teza de doctorat, I.C.P.T.T. Bucureşti, 1975.

. Ворисевич С.П. – Двустворчатые ворота шлюзов Москва - 1961

24. Roehle W. – Utilization of Locks for the Discharge of Peak Floods some Caracteristic Lock Gate Design, Mechanical Equipment and Filling Systeme of Locks on the Danube. XXII Cingrés International de Navigation, Paris 1969.

25. Rogu D. – Construcţii metalice hidrotehnice partea II - Stavile 1966.

26. Timoshenko St.P., Woinowsky - Krieger – Teoria plăcilor plane şi curbe. Ed. 2-a (traducere din l.engleză) Bucureşti Ed. tehnică 1968.

27. Trenks K. – Beitrag zur Berechnung orthogonal anisotroper Rechteckplatten. Der Bauingenieur 29.H. 1954.

28. Troitsky M.S. - "Orthotropic Bridges. Theory and Design" The James F. Lincoln Arc Welding Foundation, Cleveland, Ohio, 1968.

29. P.Volker, F.de Vos, P.Blokland - Navigation Lock Gates: Calculation au Comparative Studies of Various Types, includy Valves - XXII Congrés International de Navigation, Paris 1969.

30. G.Willems, N.M. Dehousse, V.Dubois, J.Seyvert. - Ecluses, vannes de sassement, portes.

31. D I N - 19704 - Principii de calcul pentru construcţii hidrotehnice din oţel .

32. C C P E H - Timişoara - Condiţii tehnice de proiectare pentru echipamente hidromecanice Norme interne - Timişoara 1975.

33. C C P E H - Timişoara - Breviar de calcul pentru poarta buscată SHEN - Porţile de Fier I.

34. C C P E H - Timişoara - Breviar de calcul pentru poarta buscată SHEN - Porţile de Fier II (Gruia).

C A P I T O L U L

II

INCARCARILE CARE ACTIONEAZA ASUPRA PORTILOR DE ECLUZA BUSCATE

1. PREZENTAREA INCARCARILOR SI A IPOTEZELOR DE INCARCARE

Pentru calculul structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză se iau în considerare toate încărcările care pot interveni în exploatarea construcţiei propriu zise.

După provenienţa lor încărcările pot fi:

a) greutatea proprie a porţii

b) presiunea apei: statică, dinamică, datorită valurilor , etc

c) presiunea gheţii: statică, dinamică

d) presiunea vîntului

e) încărcarea dată de împingerea vaselor

f) variaţia de temperatură

g) sarcini seismice : forţe masice şi presiunea seismică a apei

h) forţe datorită manevrării

i) sarcini suplimentare datorită defecţiunilor: blocare prin îngheţare, defecte la reazeme şi la rolele de ghidaj , tasări neuniforme, deformaţii ale construcţiei de bază (infrastructură).

După modul de acţionare asupra porţii, încărcările pot fi:

a) statice

b) dinamice

Evaluarea acestor încărcări se poate face în general direct. In cazul în care încărcările dinamice nu pot fi evaluate , acţiunea dinamică a acestor încărcări se stabileşte prin majorarea încărcărilor statice cu un coeficient dinamic. In funcţie de tipul porţii de ecluză şi de natura încărcării coeficientul dinamic are valori cuprinse între $\psi = 1,1 - 1,5$.

După condiţiile de acţionare ,durată, frecvenţă, încărcările se împart în :

a) încărcări fundamentale,care acţionează permanent, se repetă des în mod regulat, în condiţii obişnuite de exploatare. Acestea sînt de fapt încărcările pentru care se execută poarta. Incărcările care se iau în considerare sînt:

- greutatea proprie ;
- presiunea hidrostatică şi hidrodinamică, în cazul nivelului normal de reţinere (ape normale, avînd nivelul cu circa 5o cm mai jos decît creasta dispozitivului), forţe de frecare la reazeme;
- variaţia de temperatură;
- presiunea vîntului ;
- gheaţa lipită de construcţie.

b) Incărcări accidentale, care acţionează temporar, cu frecvenţă mică :

- presiunea hidrostatică şi hidrodinamică a apelor excepţionale;
- presiunea gheţii (greutate, presiune, şoc);
- lovirea de către un vas;
- valuri în caz de furtună;
- blocarea dispozitivului prin îngheţare;
- defecte la reazeme şi roţile de ghidare;
- depuneri de corpuri străine;
- distribuţia neregulată a forţelor de frecare;
- variaţiile deosebite de temperatură;
- tasări neuniforme sau deformări ale infrastructurii.

c) Incărcări excepţionale care acţionează foarte rar şi au un caracter catastrofal:

- sarcini seismice;
- încărcări din transport, montaj, reparaţii.

Ipoteze de încărcare.

Pentru verificarea porţilor de ecluză, în situaţia cea mai defavorabilă este necesar a se determina solicitările maxime. Pentru aceasta se calculează încărcările, ţinînd seama de următoarele ipoteze de încărcare :

- ipoteza I (încărcările fundamentale)

- ipoteza II (încărcări fundamentale şi accidentale).

- ipoteza III (încărcări fundamentale,accidentale şi extraordinare).

Pe baza solicitărilor obţinute,din aceste ipoteze de încărcare se face verificarea elementelor de rezistenţă, evident pentru fiecare ipoteză admiţîndu-se alţi coeficienţi de siguranţă,adic alte rezistenţe admisibile.

In continuare se vor detalia încărcările enumerate anterior:

1.1. Greutatea proprie se evaluează ţinînd seama de:

- greutatea construcţiei metalice
- greutatea echipamentului

$\left.\right\} \gamma_{otel} = 78,5$ KN/mc

- greutatea instalaţiei de protecţie - piesele din lemn - cu $\gamma = 10$ KN/mc.

- greutatea stratului de vopsea cu $\gamma = 3$ daN/mp.

1.2.1. Presiunea hidrostatică a apei se calculează considerînd greutatea volumetrică $\gamma = 10$ KN/mc - apă de rîu fără suspensii

$\gamma = 10 - 11$ KN/mc - apa de rîu cu suspensii

$\gamma = 10,4$ KN/mc - apa de mare.

1.2.2. Presiunea hidrodinamică apare în cazul manevrării porţii de ecluză.
De obicei această presiune se apreciază în funcţie de situaţiile concrete ale ecluzei pentru care se proiectează poarta. Lucrarea /13/ recomandă stabilirea acestei presiuni pe model, iar /8/ studiază amănunţit şi analitic şi experimental această presiune. Rezultatele vor fi prezentate la paragraful 2.2.

1.3. Acţiunea valurilor este o presiune suplimentară care se suprapune peste cea hidrostatică. Ea depinde de lungimea valului, de înălţimea sa şi de adîncimea apei în faţa porţii. Determinarea presiunii dată de valuri cît şi punctul de aplicaţie al acesteia se pot calcula conform indicaţiilor date de lucrarea / 7 / pag. 137.

Unele tratate de specialitate /13/ iau în considerare presiunea valurilor considerînd o supraînălţare a presiunii apei cu o,5 m.

1.4. Presiunea gheţii se consideră că acţionează în două moduri:

- statică
- dinamică.

Presiunea statică a gheţii se consideră în calcule /13/ în felul următor:

- la ape cu formare puternică a gheţii(grosimea stratului de gheaţă $\geqslant$3o cm) pe 3 m adîncime triunghiul de presiune se înlocuieşte cu o presiune uniformă de 3o KN/mp (fig.II.1).
- la ape cu formare moderată a gheţii (grosimea stratului de gheaţă $<$3o cm) pe 2 m adîncime triunghiul de presiune se înlocuieşte cu o presiune uniformă de 2o KN/mp.

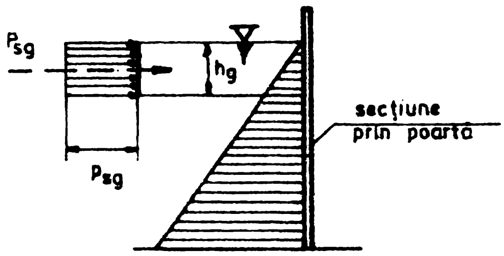


Fig. II.1

Pentru structura portantă principală se ia o încărcare liniară suplimentară de:

a) lo KN/m la apele cu formarea puternică a gheţii;
b) o,7 KN/m la apele cu formare moderată a gheţii.

Presiunea dinamică a gheţii este exercitată de gheaţă în mişcare.

Se consideră că această presiune este preluată numai de construcţia metalică a echipamentului /13/.

Conform normelor pentru standard - I.S.P.H - Bucureşti, iulie 1977 /12/ :

Presiunea gheţii se consideră în felul următor:

A. Presiunea dinamică a gheţii (la lovirea sloiurilor care plutesc liber).

B. Presiunea statică a podului de gheaţă la dilatarea lui termică.

C. Presiunea statică din îngrămădirea cîmpului de gheaţă în plutire.

D. Acţiunea cîmpului de gheaţă prins de construcţie.

Punctul de aplicaţie a încărcării din gheaţă se adoptă la o,3 h gheaţă (m) sub nivelul de calcul al apei.

Aceste mărimi se dau prin relaţii şi grafice funcţie de grosimea geţii, rezistenţa limită a gheţii la strivire, rezistenţa limită a gheţii la compresiune, temperatura iniţială, medie pe întreaga grosime a gheţii, temperatura aerului, lungimea podului de gheaţă, viteza curentului de apă.

1.5. Presiunea vîntului se consideră orizontală /13/ şi egală cu:

p_v = 1oo daN/mp pentru situaţia de repaus

p_v = 5o daN/mp pentru situaţia de mişcare a porţilor.

Normele /12/ iau în considerare acţiunea vîntului asupra construcţiilor hidrotehnice în modul următor:

- în mod direct ca forţă exterioară distribuită(presiuni şi secţiuni);
- în mod indirect ca presiune hidrostatică şi hidrodinamică suplimentară datorită valurilor provocate de vînt în lacuri, bazine.

Efectele acţiunii vîntului, respectiv forţele şi elementele de calcul ale valurilor se determină pe baza datelor rezultate din studiile şi cercetările de teren, sau pe baza studiilor şi cercetărilor din laborator.

Presiunea dinamică de bază a vîntului

$$g_v = \frac{\rho v^2_{cal.}}{2} \qquad \text{(II.1)}$$

ρ = densitatea aerului (t/mc)

$V_{cal.}$ = viteza de calcul rezultată din studii şi cercetări de teren.

$\rho = 1{,}225 \times 10.^{3}$ t/mc

Forţele datorită acţiunii directe a vîntului aplicate normal pe suprafeţele expuse ale construcţiei considerate uniform distribuite

$$p_n^n = \beta \cdot C_n \cdot g_v \qquad (II.2)$$

g_v = pres.dinamică la înălţimea respectivă

β = coeficient dinamic

C_n = coef. componentei normale a acţiunii vîntului.

Coeficienţii din rel. (II.1) şi (II.2) sînt daţi în tabele şi grafice.

1.6. Incărcarea rezultată din împingerea navelor.

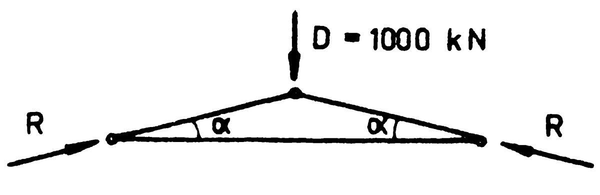
1.6.1. Consideraţii asupra acestei încărcări în Institutele de proiectare.

Conform normelor /13/ încărcarea se consideră în calcule în modul următor:

1ooo KN pentru ecluze de primă importanţă ;
5oo KN pentru ecluze de importanţă secundară.

Forţa se consideră că acţionează în două variante:

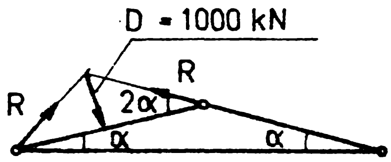
a) forţa aplicată pe linia de închidere a celor 2 canate (fig. II.2a)



$$R = \frac{D}{2 \sin \alpha} = 1460 \text{ kN} \qquad (II.3)$$

I. 2.a.

b) forța aplicată la mijlocul canatului (fig. II.2.b)



II 2.b

$$R = \frac{D}{2 \sin(2\alpha)} = 780 \text{ kN} \quad (\text{II}.4)$$

Fig. II. 2

Pentru porțile de ecluză de la Complexul hidroenergetic SHEN Porțile de Fier I și II (Gruia) această forță s-a considerat de 1000 KN (fig.II.2) acționînd dinspre amonte, la nivelul axei grinzii principale superioarc.

Din experiență rezultă că această forță nu produce tensiuni care să depășească valoarea admisă ; avînd în vedere că la partea superioară diagrama presiunii hidrotehnice este aproape nulă, iar secțiunile transversale ale tuturor grinzilor principale sînt aproximativ egale. De asemenea se consideră că la preluarea acestei încărcări lucrează împreună toate cele trei grinzi principale superioare ale porții.

Impactul datorită vaselor se poate determina /13/ luînd în considerare energia cinetică E_c = 0,002 G KN. m unde G (KN) este greutatea celei mai mari nave care trece în mod repetat prin ecluză, încărcată la capacitatea maximă.

Energia cinetică nu trebuie să ducă la depășirea limitei de curgere în structura de rezistență a porții:

$$E_c \leqslant L_{i(curgere)} \qquad (II.5)$$

Din condiţia (II.5) se poate impune o anumită viteză limită pentru orice vas care trece prin ecluză:

$$\frac{1}{2}mv^2 < F\Delta l_{curgere} \qquad (II.5')$$

de unde:

$$v = \sqrt{\frac{2F\Delta l c}{m}} \qquad (II.6)$$

După normele /12/ această viteză se dă sub forma (II.7):

$$V_a = \sqrt{\frac{2.g.Ei}{\gamma.D_v}} \qquad (II.7)$$

unde:

E_i = energia de îngrămădire a navelor pentru cazul forţei minime admise asupra construcţiei de acostare.(Se dă prin diferite diagrame sau grafice).

γ = coeficient dat în tabele(valoarea lui aproximativă fiind o,45)

D_v = capacitatea de calcul a vasului (t)

De obicei v se impune funcţie de D_v după cum urmează

D_v (mii tone)	2	5	lo
V (m/s)	o,2	o,15	o,1

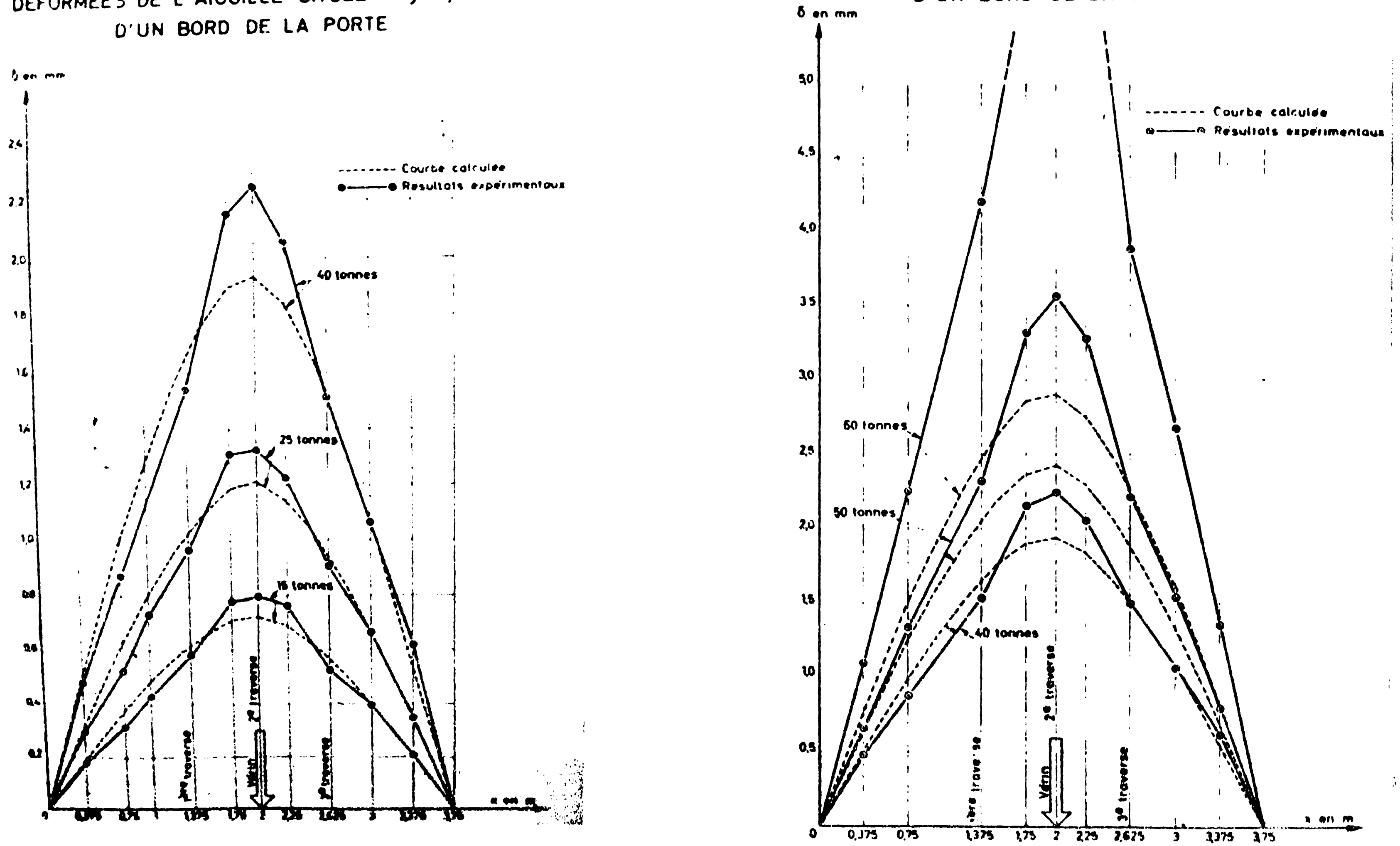
1.6.2. Studii teoretice şi experimentale efectuate asupra încărcării din împingerea navelor.

In Belgia, la Universitatea din Liege, pe poarta de ecluză asupra căruia s-au efectuat studii teoretice şi experimentale ale tensiunilor şi deformaţiilor rezultate din presiunea hidrostatică a apei (Cap.I.3.2.4) C.Genin a studiat şi efectul dat de împingerea navelor /5/, /6/.

Incercările experimentale au fost executate pentru diferite poziţii şi viteze de acţionare ale acestora. In paralel s-au calculat şi analitic tensiunile şi deformaţiile din aceste încărcări.

DEFORMEES DE L'AIGUILLE SITUEE A y = 1,90 m
D'UN BORD DE LA PORTE

DEFORMEES DE L'AIGUILLE SITUEE A y = 1,90 m
D'UN BORD DE LA PORTE



a)   b)

Fig. II. 3

Din sudiul comparativ efectuat rezultă următoarele:

Pentru cazul acţiunii statice:

- în privinţa deformaţiilor:

In domeniul elastic (pentru valoarea forţei < 4oo KN) deformaţiile calculate corespund foarte bine cu cele măsurate (eroarea maximă fiind aproximativ 5%), cu excepţia deformaţiilor locale importante care se produc în timpul încărcării şi care bineînţeles nu se pot calcula (fig.II.3.a).

Pentru forţe mai mari de 4oo KN apar deformaţii plastice importante (fig.II.3.b).

- în privinţa tensiunilor:

Tensiunile , atît cele calculate cît şi cele măsurate sînt foarte mici (fig.II.4). Din acest motiv precizia relativă a tensiunilor măsurate nu este satisfăcătoare şi între tensiunile măsurate şi cele calculate există abateri destul de mari. Ordinul de mărime, însă al acestora este acelaş.Pentru forţa la limita domeniului elastic, tensiunea maximă măsurată a fost de 14oo daN/cmp,deci mai mică decît σ a.

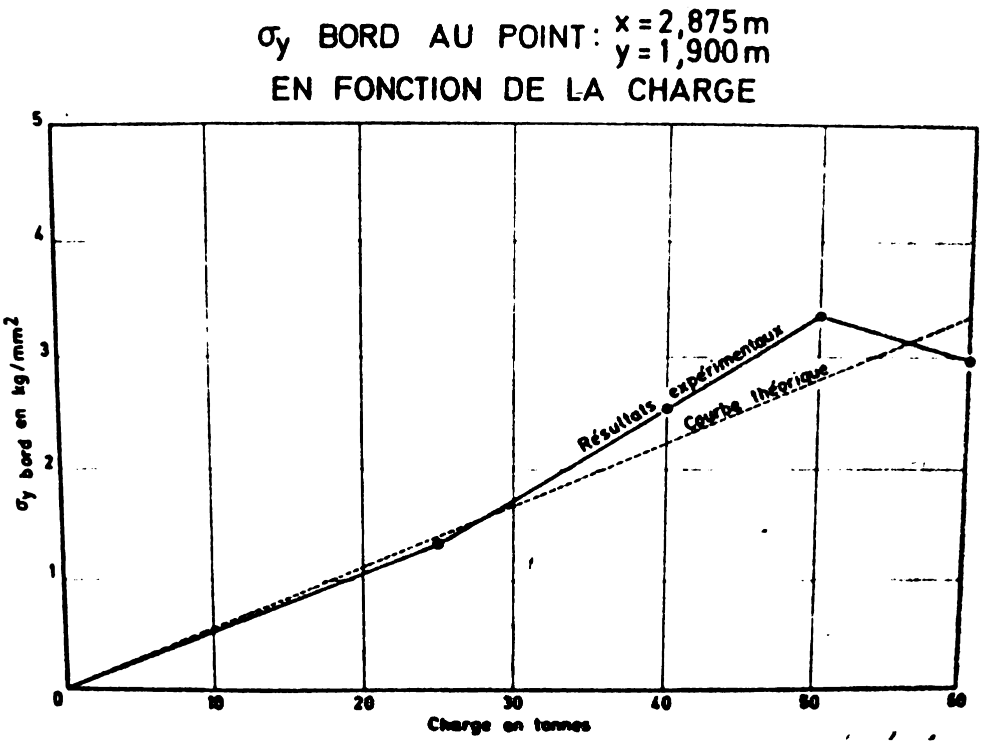


Fig. II.4

Pentru cazul acţiunii dinamice (impactul dat de vase), s-au considerat două situaţii:

- Cînd vasul loveşte poarta dinspre amonte la nivelul primei grinzi principale, între două antretoaze: primele deformaţii plastice au apărut la impactul de 175 KN, ceea ce corespunde unui vas cu masa m = 135o t care se deplasează cu o viteză de o,415 km/oră. Acest şoc provoacă deteriorări numai la grinda principală fără să se afecteze etanşeitatea porţii. In grindă apar deformaţii plastice importante.

- Cînd vasul loveşte poarta la nivelul unei grinzi principale dar în dreptul antretoazei: primele deformaţii plastice apar la 4oo kN, ceea ce corespunde unui vas cu masa m = 135o t şi viteza v = o,945 km/oră. Aceste deformaţii nu se produc decît sub punctul de aplicaţie al forţei.

Ruperea tolei s-a produs pentru o forţă de 6oo kN, corespunzător unui vas cu masa m = 135o t şi viteza v = 1,536 km/oră.

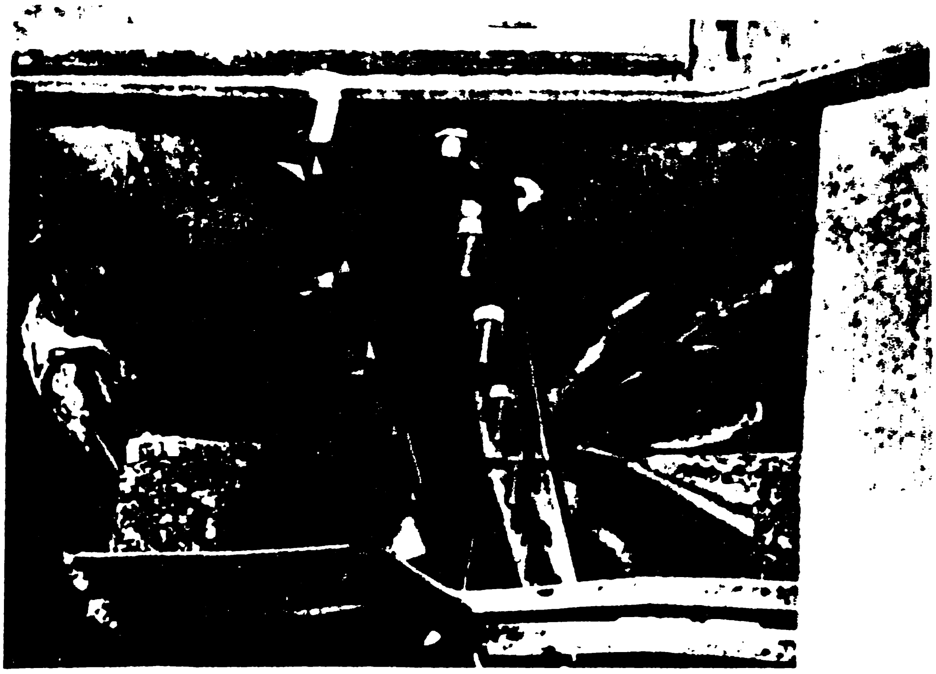
Fig.II.5 redă deformaţiile tolei, a grinzilor principale şi antretoazelor în două din fazele încercării.

Din studiul teoretic şi experimental efectuat pentru acest tip de încărcare C. Genin ajunge la următoarele constatări:

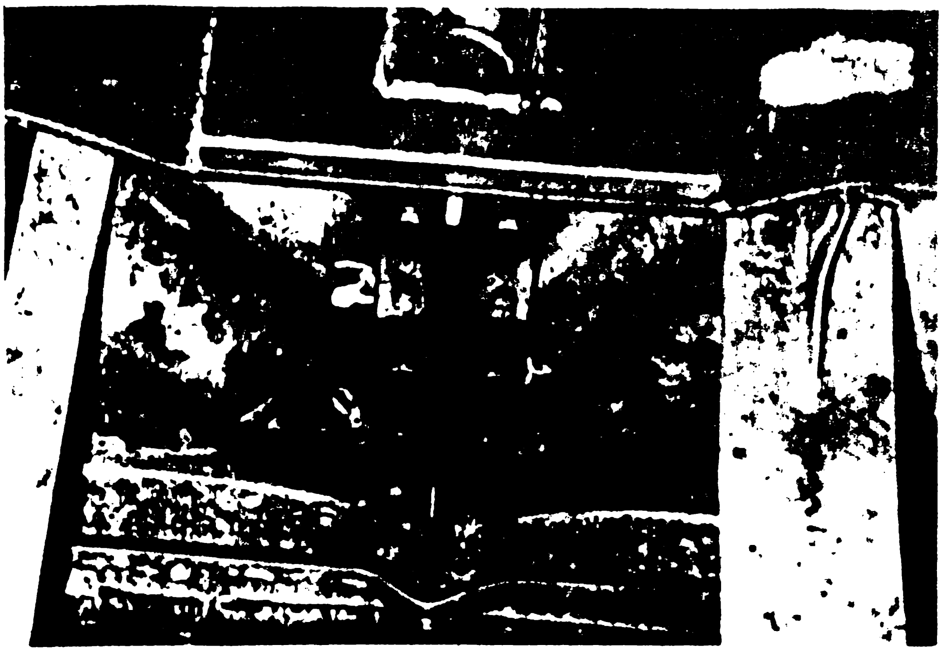
- Teoria arată că efectele cauzate de presiunea hidrostatică şi de forţa concentrată sînt liniar dependente. De aceea dimensionarea porţii de ecluză să se facă la încărcarea din presiunea hidrostatică şi după dimensionare să se facă o verificare şi la efectul loviturii cauzate de vas.

- La dimensionare să se adopte un coeficient de siguranţă care să ţină cont de efectul local al impactului produs de vas. (nu se precizează însă valoarea acestui coeficient de siguranţă).

- Toate elementele componente ale porţii contribuie la preluarea încărcării.



a)



b)

Fig. II 5

1.7. Incărcarea din variaţia de temperatură.

Normele /13/ consideră influienţa temperaturii separat pentru variaţiile de temperatură faţă de o temperatură de montaj acceptată la $+10^{o}C$ şi separat pentru acţiunea ei inegală asupra construcţiei.

- Ca variaţii de temperatură faţă de temperatura de montaj de $+ 10^{o}C$ se apreciază:

a) $\pm 35^{o}$ C pentru construcţii care stau permanent deasupra apei sau care temporar sînt scoase din apă în întregime sau în cea mai mare parte.

b) $\pm 20^{o}C$ pentru construcţii care în permanenţă sau temporar au numai o mică parte ieşită din apă, sau sînt apărate împotriva variaţiilor mari de temperatură.

- Variaţia de temperatură în masa construcţiei se ia $\pm 15^{o}C$ numai pentru cazul "a".

Dacă condiţiile climaterice locale impun alte valori decît cele de mai sus, ele vor fi luate în considerare în calcule.

1.8. Incărcarea din frecare la reazeme.

Apare în cazul manevrării porţilor de ecluză şi se calculează cu relaţia:

$$F = f.P \qquad (II.8)$$

f= coeficient de frecare în funcţie de materialul care se găseşte în contact

P= presiunea totală

1.9. Incărcări seismice.

Apar în cazul oscilaţiilor elastice ale scoarţei pămînteşti ,produse de cutremure. Se manifestă sub două forme:

a) Forţe seismice care apar în construcţie sub influienţa oscilaţiilor seismice ale terenului. Calculul se face presupunînd că acestea acţionează static,dar pot avea orice direcţie în spaţiu. Sarcina seismică se consideră aplicată în centrul de greutate al construcţiei şi se determină cu relaţia:

$$P_s = G. K_s \qquad (II.9)$$

G = greutatea construcţiei

K_s= coef. funcţie de intensitatea seismică

b) Presiunea seismică a apei se calculează cu relaţia:

$$P_{sa} = K_s \cdot \gamma \cdot Y \qquad (II.1o)$$

unde:

P_{sa} = pres.suplimentară a apei în KN/mp. la adîncimea y.

K_s = coef.seismic de calcul

γ = greutatea volumetrică a apei[KN/mc]

y = adîncimea apei în punctul considerat.

Normele /12/ consideră valorile de calcul ale încărcărilor seismice după cum urmează:

A. Forţe care acţionează masa construcţiei.

a) Incărcări seismice orizontale care se calculează cu relaţia :

$$S_h = a_h \frac{Q}{g} \left[1 + (\beta - 1) \frac{h}{H} \right] \qquad (II.11)$$

unde:

S_h = încărcarea seismică orizontală la înălţimea h de la cota de fundare

Q = sarcina gravitaţională (G)

H = înălţime totală a construcţiei

β = coef.dinamic al acţiunii seismice funcţie de perioadele şi amplitudinile de oscilaţie β variază între 1 şi 2 . Se dau grafice pentru β funcţie de perioada de vibraţie,tipul construcţiei

a_h = acceleraţia de calcul orizontală care se dă funcţie de gradul de intensitate seismică în (m/s^2) variază între (o,o3 g ....o,2 g)
grad VI grad IX

b) Incărcări seismice verticale; se calculează cu relaţia :

$$S_v = a_v \frac{Q}{g} \beta_v \qquad (II.12)$$

unde:

a_v = acceleraţia seismică verticală pentru care se adoptă valori egale cu 5o% din valorile normate pentru direcţie orizontală

β_v = coeficient dinamic pentru acţiunile verticale ale cutremurului

β_v = 1,o 5,o

B. Presiunea apei în timpul cutremurului.

Acţiunea cutremurului se exercită sub 2 forme:

a) Variaţia nivelului de retenţie. Nivelul de calcul se stabileşte de regulă adăugînd la nivelele din alineatul precedent, jumătate din vadul rezultat din cutremur: o,5.Δh

unde:

$$\Delta_h = 0{,}5\, a_h \cdot T\sqrt{\frac{h}{g}} \qquad (II.13)$$

h = adîncimea apei lîngă construcţie

T = perioada de vibraţie a terenului (o,5 s)

b) Presiunea suplimentară a apei pe paramenţii verticali se calculează cu formulele:

$$p_y = k_c\, a_c \cdot \gamma \sqrt{H \cdot Y} \qquad (II.14)$$

unde:

p_y = presiunea unitară la adîncimea y sub nivelul apei

k_c = coeficient = $\dfrac{0{,}816}{1-7{,}75\left(\dfrac{H}{1000T}\right)^2}$ se dă în diagrame

γ = gr. specifică a apei [kN /mc]

a_c = acceleraţia seismică orizontală în punctul considerat ($a_c = \beta_y \cdot a_h$)

H = adîncimea maximă a apei

T = perioada vibraţiilor seismice în fundaţie

T $\cong$ 1 sec.

$$P_y = \frac{2}{3}\, y \cdot p_y \qquad \text{(II.15)}$$

unde:

P_y = presiunea totală pe parament pe înălţimea y sub nivelul apei,aplicată la adîncimea 3/5 y sub nivelul apei.

2. STUDIUL INCARCARILOR IN CAZUL CELOR DOUA SITUATII DE EXPLOATARE A PORTILOR DE ECLUZA BUSCATE.

In cazul porţilor buscate de ecluză stabilirea ipotezelor de încărcare se face pentru următoarele două situaţii de exploatare ale porţilor:

2.1. Studiul încărcărilor în cazul cînd canatele porţii sînt închise şi se găsesc sub presiunea apei.

In acest caz încărcarea fundamentală asupra porţii este diferenţa de presiune a apei care acţionează din cele două biefuri (amonte - aval) la care se pot adăuga toate încărcările amintite anterior (fig.II.6).

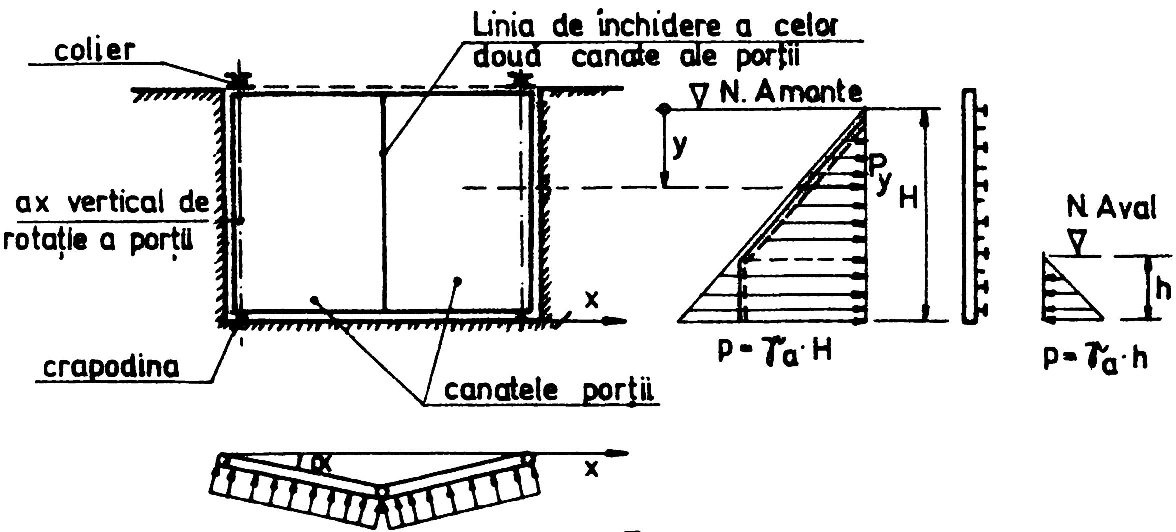


FIG. II. 6

Dimensionarea porţilor de ecluză se face în această situaţie de exploatare, deci din încărcarea fundamentală care este presiunea hidrostatică a apei. După dimensionare se face verificarea şi pentru celelalte încărcări.

In prezenta lucrare toate metodele aplicate pentru studiul stării de deformaţie şi de tensiune în structura de rezistenţă a porţilor de ecluză s-au considerat în ipoteza fundamentală I şi numai din presiunea hidrostatică a apei.

Presiunea apei asupra canatului se poate schematiza sub forma unei rezultante Q (fig.II.7) . Cunoscînd direcţia şi locul rezultantei presiunii apei Q şi avînd în vedere că reacţiunile H_A a articulaţiei de mijloc (A) a arcului cu trei articulaţii au direcţie orizontală, se poate determina direcţia şi mărimea reacţiunii canatului (H_0) în punctul de rotaţie (O), pe baza condiţiei de echilibru a canatului./1/.

Se poate observa din fig. (II.7) că atunci cînd secţiunea în plan a celor două canate lucrează ca grinzi între articulaţiile O şi A ale cadrului cu trei articulaţii presiunea

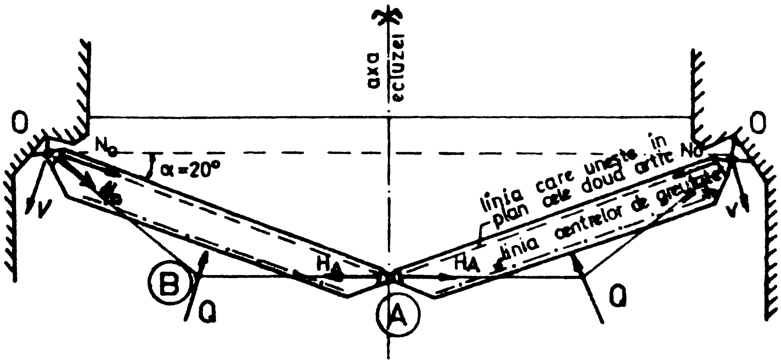


Fig. II.7

hidrostatică a apei Q dă un moment încovoietor M_i care produce întinderi în fibrele dinspre bieful aval al ecluzei. Forma în plan a canatului porţii cu deplasarea centrelor de greutate spre tola de etanşare au creat condiţiile ca forţele (N_0) care comprimă poarta să producă în aceasta un moment de încovoiere (M_{N_0}) de sens invers momentului încovoietor (M_i). Crearea momentului de sens invers în construcţia porţii buscate reprezintă un mare avantaj, deoarece ,sub acţiunea lui, poarta se descarcă în mod considerabil de acţiunea momentului direct(M_i).

La acţiunea momentului de sens invers dat de No se mai adăugă şi momentul dat de componenta presiunii laterale a apei (N_ℓ) .

Schema statică de calcul şi diagramele de eforturi rezultate într-o secţiune în plan a canatului porţii buscate din acţiunea presiunii hidrostatice a apei este redată în fig. II.8.

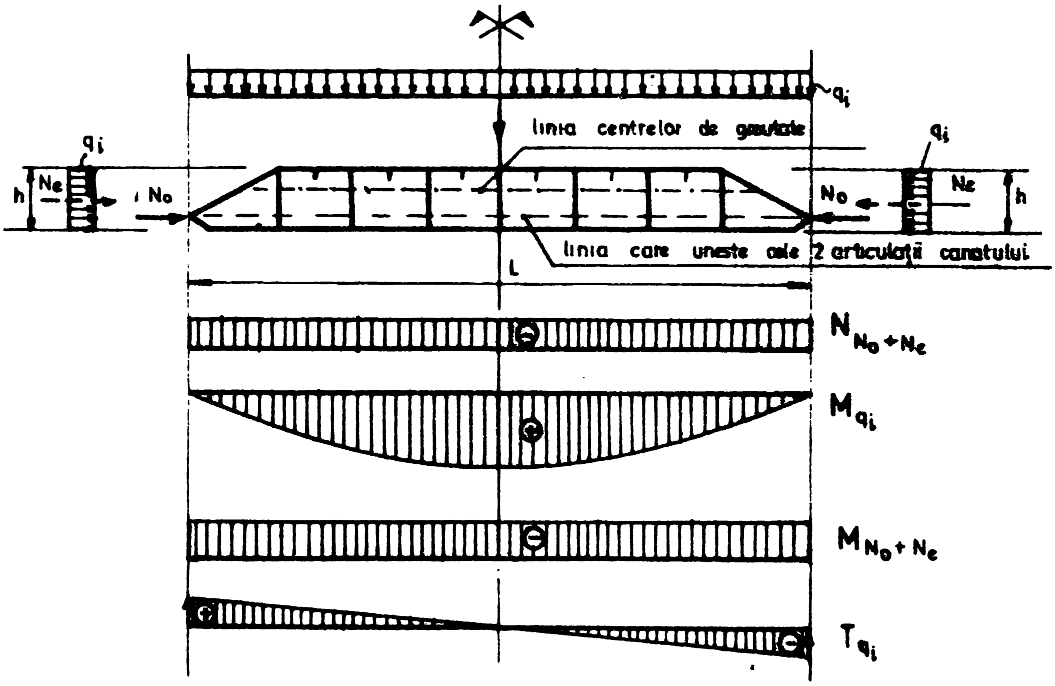


Fig. II.8

2.2.Studiul încărcărilor în cazul manevrării (de deschidere şi de închidere)a canatelor porţii.

In acest caz asupra porţii acţionează greutatea proprie, presiunea apei şi a vîntului.

- Presiunea apei asupra canatului aflat în rotaţie este cauzată de valuri şi de diferenţa între nivelul biefului aval şi a celui amonte datorită deplasării canatelor în apă. Normele sovietice apreciază că această presiune se poate echivala aproximativ cuosupraînălţare a diagamei din presiune hidrostatică cu o,5 m.

- Presiunea vîntului se consideră conform normelor DIN 197o4 egală cu 5o daN/cmp în cazul dispozitivelor aflate în mişcare.

Dacă se notează cu Q rezultanta forţelor date de presiunea apei şi a vîntului la rotirea canatului, valoarea reacţiunilor de reazem ce apar în crapodină (C) colir (P) şi tirant (T), fig.II.9, se pot determina din următoarele ecuaţii de echilibru:

$$C_x + P_x + T_x = 0$$

$$C_y - P_y + T_y - Q = 0$$

$$Q.h + T_y \cdot H + P_y \cdot H = 0 \qquad \text{(II.16)}$$

$$P_x \cdot H - T_x \cdot H = 0$$

$$T.\ell - Q.L. = 0$$

Din rezolvarea sistemului rezultă necunoscutele din reazem corespunzătoare forţei Q.

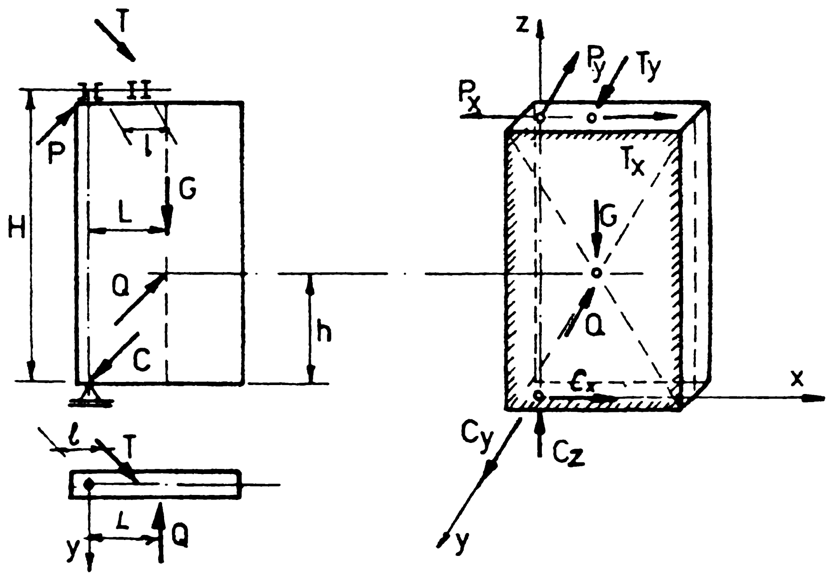


Fig. II.9

Lucrul canatului în timpul rotaţiei reprezintă lucrul unei cutii rigide, care are reazeme articulate în C,P,T şi este acţionat de greutatea canatului G, rezultanta Q, şi reacţiunile de reazem C, P, T. (fig.II.9).

Din acţiunea acestor forţe se calculează corespunzător crapodina (C), colierul (P), dispozitivul de tracțiune (T), mecanismul care deservește canatul și legăturile diagonale ale canatului porții.

O lucrare foarte interesantă în privința calculului eforturilor care apar în timpul manevrării unei porți buscate de ecluză este lucrarea /8/.

Ea face un studiu amănunțit al acestor eforturi atît din punct de vedere teoretic cît și experimental luînd în considerare toți factorii hidraulici care intervin.

Forțele rezistente care acționează o poartă buscată de ecluză se pot împărți /8/ în trei categorii:

- forțele rezistente mecanice ;
- forțele rezistente hidrodinamice;
- forțele rezistente datorită vîntului, gheții, valurilor, suspensiilor, nămolului.

2.2.1. Studiul forțelor rezistente mecanice.

Pentru forțele rezistente mecanice sînt indicate relațiile:

a) pentru cuplul forțelor rezistente din crapodină

$$M_c = 0{,}5\ fc.\ dc.\ C \qquad (II.17)$$

b) pentru cuplul forțelor rezistente din pivot(colier):

$$M_p = fp.\ R_p \cdot \frac{dp}{6} \qquad (II.18)$$

unde:

fc, fp = coeficienți de frecare

dc, dp = diametrul crapodinei, respectiv diametrul pivotului

C, R_p = reacțiunile din crapodină, respectiv din pivot.

2.2.2. Studiul forțelor rezistente hidrodinamice.

Forțele rezistente hidrodinamice se pot împărți în două grupe:

a) forţe care rezultă din diferenţa de nivel între cele două cote (amonte, aval) ale apei, care acţionează pe poartă în timpul manevrării. (fig.II.10).

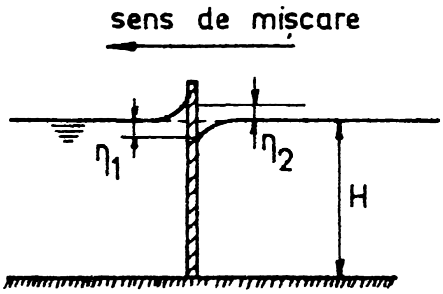


Fig. II. 10

Aceste forţe se calculează cu relaţia:

$$F_\eta = \gamma \cdot L \cdot H \cdot \eta \qquad \text{(II.19)}$$

iar cuplul acestor forţe:

$$M_\eta = \gamma \cdot H \cdot \eta \cdot \frac{L^2}{2} \qquad \text{(II.20)}$$

unde:

pentru $\eta_1 = \eta_2 = \eta$

H_η = înălţimea coloanei de apă

L = lungimea porţii

γ = greutatea specifică a apei.

b) forţe care rezultă în timpul mişcării, componentă în care sînt incluse toate forţele de rezistenţă la rotaţie ale porţii.

Aceste forţe se calculează cu relaţia:

$$F_e = \frac{H}{2g} \cdot \gamma \cdot R \cdot \omega^2 \cdot \frac{L^3}{3} \qquad \text{(II.21)}$$

iar cuplul forţelor :

$$M_e = \frac{H \cdot \gamma \cdot R \cdot \omega^2 L^4}{8\,g} \qquad \text{(II.22)}$$

unde:

R = coeficient de rezistenţă la rotaţie al porţii

ω = viteza unghiulară a porţii în timpul rotaţiei

g = acceleraţia gravitaţională.

Aceste forţe necesită un calcul hidraulic foarte complex. In acest scop se definesc doi parametrii caracteristici D si R.

$$D = \frac{M_n}{\gamma \cdot L^4} \tag{II.23}$$

$$R = \frac{8 \cdot M_e \cdot g}{\gamma \cdot H \cdot \omega^2 \cdot L^4} \tag{II.24}$$

Aceşti parametrii depind de două mărimi folosite curent în hidraulică : numărul Reynolds (Re) şi numărul Froude (Fr), precum şi de caracteristicile porţii(L,H)şi de unghiul θ pe care îl face poarta în timpul manevrării cu peretele ecluzei.

Pornind de la ecuaţiile fundamentale ale hidrodinamicii(II.25), (II.26), (II.27) în regim bidimensional de scurgere:

$$\frac{\partial u_1}{\partial x_1} + \frac{\partial u_2}{\partial x_2} = 0 \tag{II.25}$$

$$\rho \frac{\partial u_1}{\partial t} + \rho \left(u_1 \frac{\partial u_1}{\partial x_1} + u_2 \frac{\partial u_1}{\partial x_2} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x_1} + \mu \cdot \left(\frac{\partial^2 u_1}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2 u_1}{\partial x_2^2} \right) \tag{II.26}$$

$$\rho \frac{\partial u_2}{\partial t} + \rho \left(u_1 \frac{\partial u_2}{\partial x_1} + u_2 \frac{\partial u_2}{\partial x_2} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x_2} + \mu \cdot \left(\frac{\partial^2 u_2}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2 u_2}{\partial x_2^2} \right) \tag{II.27}$$

care se transpun în coordonate polare (II.28), (II.29), (II.3o) conform modelului matematic din fig.II.11.

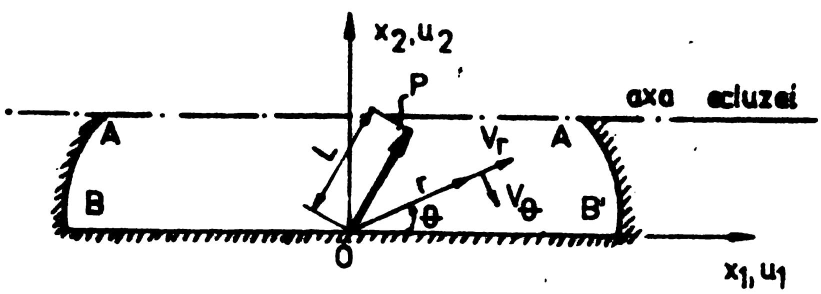


Fig. II. 11

$$\frac{1}{r}\frac{\partial(r.V_r)}{\partial r}+\frac{1}{r}\frac{\partial V_\theta}{\partial\theta}=0 \qquad \text{(II.28)}$$

$$\rho\left(\frac{\partial V_r}{\partial t}+V_r\frac{\partial V_r}{\partial r}+\frac{V_\theta}{r}\frac{\partial V_r}{\partial\theta}\quad\frac{V_\theta^2}{r}\right)=$$

$$-\frac{\partial p}{\partial r}+\mu\left(\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial V_r}{\partial r}\right)+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 V_r}{\partial\theta^2}\quad\frac{V_r}{r^2}-\frac{2}{r^2}\frac{\partial V_\theta}{\partial\theta}\right. \qquad \text{(II.29)}$$

$$\rho\left(\frac{\partial V_\theta}{\partial t}+V_r\frac{\partial V_\theta}{\partial r}+\frac{V_\theta}{r}\frac{\partial V_\theta}{\partial\theta}+\frac{V_\theta V_r}{r}\right)=$$

$$-\frac{1}{r}\frac{\partial p}{\partial\theta}+\mu\left[\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial V_\theta}{\partial r}\right)+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 V_\theta}{\partial\theta^2}-\frac{V_\theta}{r^2}+\frac{2}{r^2}\frac{\partial V_r}{\partial\theta}\right] \qquad \text{(II.30)}$$

Calculul se poate conduce numeric cu metoda diferențelor finite considerînd sistemul de coordonate şi rețeaua definită în fig.II.12, rețea care trebuie să îndeplinească condiții:

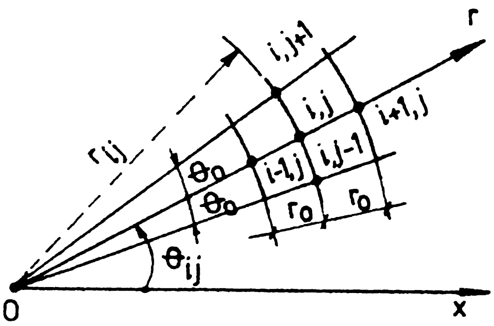


Fig . II.12

$$r_o \leq \frac{L}{R_e} \qquad \text{(II.31)}$$

$$\theta_o \cdot r_{i,j} \leq \frac{L}{R_e} \qquad \text{(II.32)}$$

Calculul numeric programat la calculator dă posibilitatea să se determine:

- funcția de curent în fiecare nod al rețelei, cu relația:

$$\psi_{i,j}^{n+1} = \frac{1}{2\left(\frac{1}{r_o} + \frac{1}{r_{i,j}\cdot\theta_o}\right)^2} \left[\xi_{i,j}^{n+1} + \frac{r_{i+\frac{1}{2}} \cdot \psi_{i+1,j}}{r_{i,j} \cdot r_o^2} \quad \frac{r_{i-\frac{1}{2}} \; \psi_{i-1,j}^{n+1}}{r_{i,j} \cdot r_o^2} \quad \frac{1}{(r_{i,j}\cdot\theta_o)^2} \left(\psi_{i,j+1}^{n+1} + \psi_{i,j-1}^{n+1}\right) \right]$$

(II.33)

- vitezele în toate punctele interioare cu relaţiile:

$$V_{r_{i,j}} = 0{,}5 \left(V_{r_{i,j+\frac{1}{2}}} + V_{r_{i,j-\frac{1}{2}}} \right) \quad \text{(II.34)}$$

$$V_{\theta_{i,j}} = 0{,}5 \left(V_{\theta_{i+\frac{1}{2},j}} + V_{\theta_{i-\frac{1}{2},j}} \right) \quad \text{(II.35)}$$

- presiunea hidrostatică în fiecare nod al reţelei cu relaţiile:

$$p_{i-\frac{1}{2},j}^{n+1} = p_{i+\frac{1}{2},j}^{n+1} + \rho \cdot r_o \left(\frac{V_{r_{i,j}}^{n+1} - V_{r_{i,j}}^{n}}{\delta t} + V_{r_{i,j}}^{n+1} \frac{V_{r_{i+\frac{1}{2},j}}^{n+1} - V_{r_{i-\frac{1}{2},j}}^{n+1}}{r_o} + \right.$$

$$\left. + V_{\theta_{i,j}} \frac{V_{r_{i,j+\frac{1}{2}}}^{n+1} - V_{r_{i,j-\frac{1}{2}}}^{n+1}}{r_{i,j}\,\theta_o} - \frac{\left(V_{\theta_{i,j}}\right)^2}{r_{i,j}} \right) + \frac{\mu}{r} \left(\frac{\xi_{i,j+1} - \xi_{i,j-1}}{2\theta_o} \right)$$

(II.36)

$$p_{i,j+\frac{1}{2}}^{n+1} = p_{i,j-\frac{1}{2}}^{n+1} - \rho \cdot r_{i,j} \cdot \theta_o \left(\frac{V_{\theta_{i,j}}^{n+1} - V_{\theta_{i,j}}^{n}}{\delta t} + V_{r_{i,j}}^{n+1} \frac{V_{\theta_{i+\frac{1}{2},j}}^{n+1} - V_{\theta_{i-\frac{1}{2},j}}}{r_o} + \right.$$

$$\left. + V_{\theta_{i,j}}^{n+1} \frac{V_{\theta_{i,j+\frac{1}{2}}}^{n+1} - V_{\theta_{i,j-\frac{1}{2}}}^{n+1}}{r_{i,j} \cdot \theta_o} + \frac{\left(V_\theta \cdot V_r\right)_{i,j}^{n+1}}{r_{i,j}} \right) + \frac{\mu}{2 r_o} \left(\xi_{i+1,j} - \xi_{i-1,j} \right)$$

(II.37)

- momentele rezistente la rotaţie M_e :

$$M_e = M_1 - M_2 \quad \text{(II.38)}$$

unde:

$$M_1 = \int_0^L r_{i,j}(r)\; p_{i,j_1}(r)\; S_{i,j}(r) \cdot dr + C \quad \text{(II.39)}$$

$$M_2 = \int_0^L r_{i,j}(r)\; p_{i,j_2}(r)\; S_{i,j}(r)\, dr + C \quad \text{(II.40)}$$

- coeficientul de rezistenţă la rotaţie R cu relaţia (II.24) .

Rezultatele obţinute din calcul au fost comparate cu rezultatele obţinute pe modelul unei porţi buscate de ecluză (ecluza de la Duffel, pe canlul Néthe - Belgia).

S-a constatat o foarte bună concordanţă între calculele teoretice şi între rezultatele experimentale.

Aceste rezultate sînt ilustrate în fig.II.13 ...II.16 unde sînt redate comparativ liniile de curent rezultate pentru trei poziţii distincte ale porţii în timpul manevrării, atît din încercarea experimentală, cît şi din calculul la calculator.

In urma acestui studiu hidraulic s-au stabilit următoarele relaţii de calcul pentru parametrii caracteristici R şi D :-pentru o manevrare de deschidere a porţii:

$$D = \frac{1}{F_r^{-3/2} R^{1/3} \left(\frac{L}{H}\right)^{9/4}} \left(2,404 - 0,09538\,\theta + 0,14479 \cdot 10^{-2} \theta^2 + 0,4572 \cdot 10^{-3} \theta^3 - 59,69 \cdot 10^{-8} \theta^4 \right) \qquad (II.41)$$

$$R = 19,84 + 0,559\,\theta + 1,984 \cdot 10^{-2} \theta^2 - 20,71 \cdot 10^{-4} \theta^3 + 0,389 \cdot 10^{-4} \theta^4 - 0,0207 \cdot 10^{-5} \theta^5 \qquad (II.42)$$

-pentru o manevrare de închidere a porţii:

$$D = \frac{1}{F_r^{-3/2} R_e^{1/3} \left(\frac{L}{H}\right)^{9/4}} \left(4,3003 - 1,5078 \cdot 10^{-1} \theta + 0,07697 \cdot 10^{-2} \theta^2 + 0,01093 \cdot 10^{-3} \theta^3 + 7,1795 \cdot 10^{-8} \cdot \theta^4\right) \qquad (II.43)$$

$$R = 28,01 + 0,084\,\theta - 0,03187\,\theta^2 + 8,443 \cdot 10^{-4} \theta^3 - 0,5796 \,. \qquad (II.44)$$

In aceste relaţii R_e şi F_r sînt numerele lui Reynolds, respectiv al lui Froude ; L şi H sînt caracteristicile porţii iar θ este unghiul pe care îl face poarta, în timpul manevrării, cu peretele ecluzei.

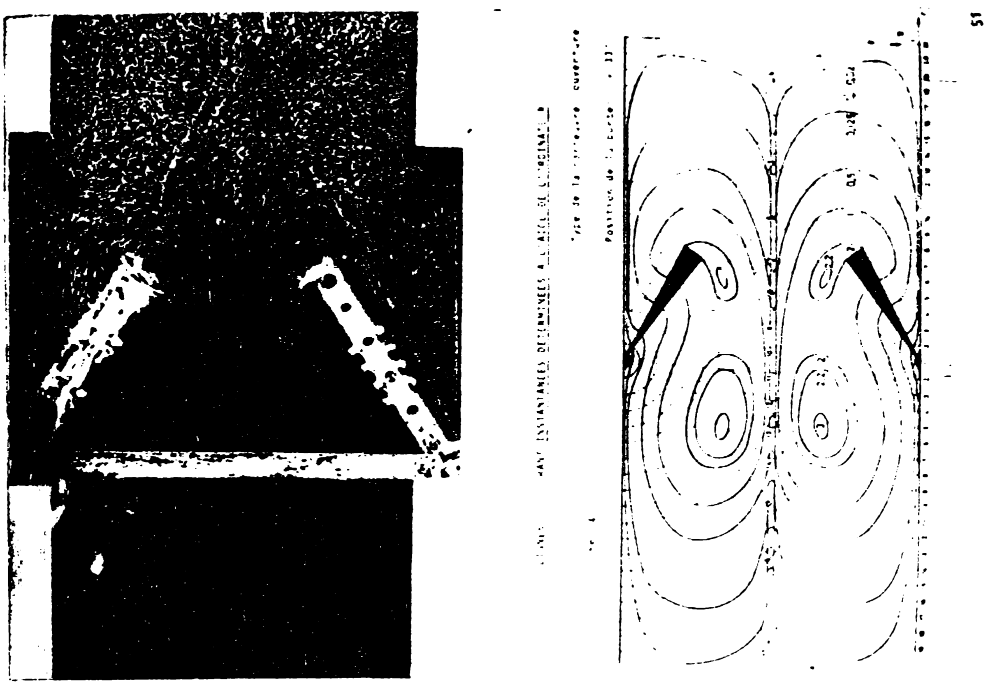


Fig. II. 14

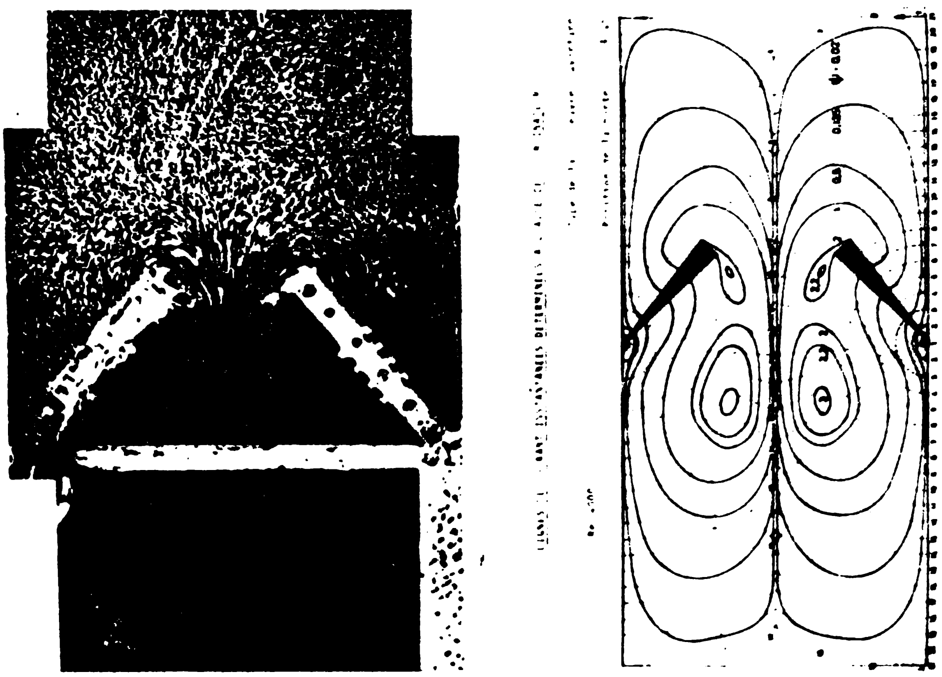
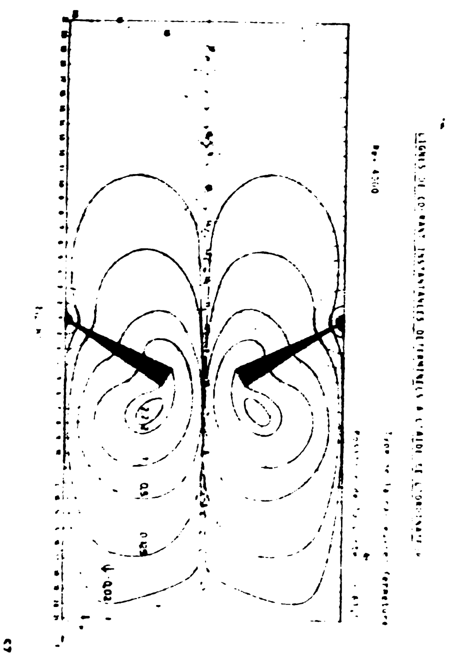
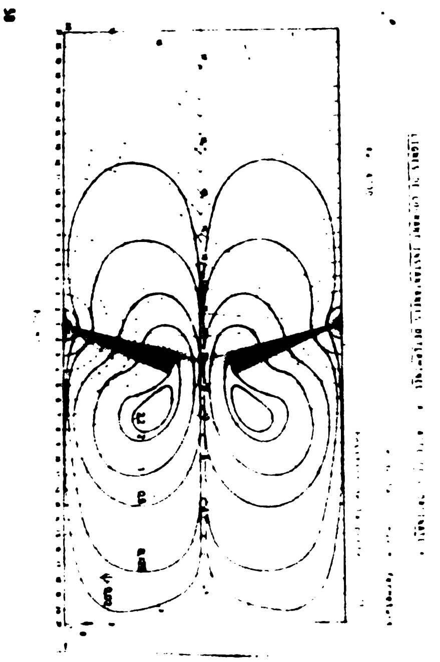


Fig. II. 13





2.2.3. Forţele datorită vîntului, gheţii, nămolului.

Pentru forţele rezistente din această categorie se propun de către diferiţi autori /8/ valori rezultate dintr-o anum experienţă de proiectare, avînd în vedere că un calçul exact al acestor eforturi este complicat de realizat.

Astfel:

- acţiunea valurilor se consideră echivalentă unei denivelări a diagramei de presiune a apei cu o,3 m;

- acţiunea vîntului se consideră de loo daN/mp pe partea defavorabilă a canatelor porţii;

- acţiunea nămolului se consideră că acţionează la partea inferioară a porţii pe înălţimea de o,1 m.

2.3. Aplicaţii ale studiului forţelor rezistente hidrodinamice rezultate în timpul manevrării, pentru cazul porţii de ecluză SHEN - Porţile de Fier II - Gruia.

Pornind de la relaţiile (II.41 ... II.44) s-a întocmit pentru poarta buscată SHEN - Porţile de Fier II - Gruia , un program de calcul automat. Programul calculează parametrii R şi D , momentele M_e, M_η şi M_T funcţie de diferite poziţii ale porţii, în timpul manevrării de închidere şi deschidere.

Momentul M_e se calculează în baza relaţiei (II.22) iar momentele M_η şi M_T în baza relaţiilor (II.45) şi (II.46) :

$$M_\eta = D.\ L^4 \qquad \text{(II.45)}$$

$$M_T = M_e + M_\eta \qquad \text{(II.46)}$$

Fig.(II.17) redă organigrama de calcul.

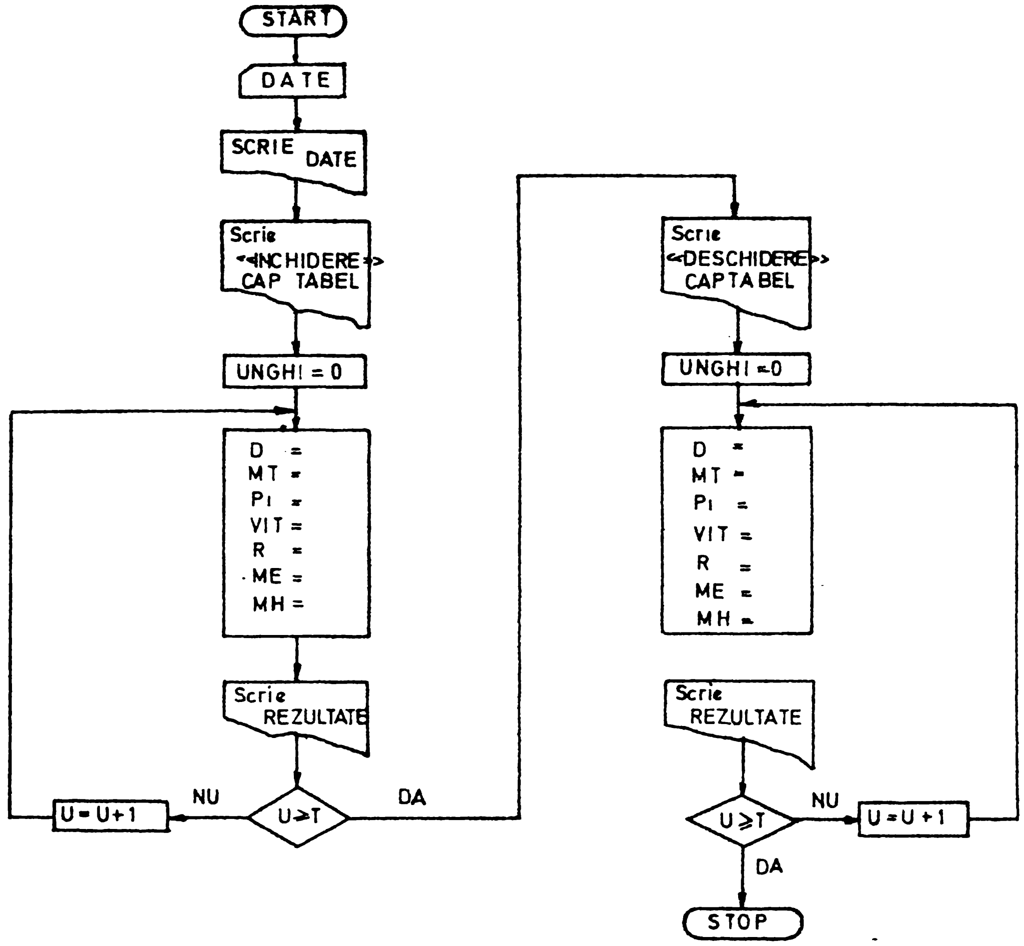


Fig. II. 17

In urma calculului efectuat s-au trasat diagramele din fig.(II.18 ... II.22).

Din graficele trasate rezultă următoarele:

- valoarea maximă a momentului M_η (fig.II.21)apare în momentul deschiderii şi este $M_{\eta\ max} = 104,80$ KN.m

- valoarea maximă a momentului M_e (fig.II.20)apare tot la manevrarea la deschidere şi este pentru $\theta = 0$, $M_{e\ max} = 123,46$ KN.m.

VARIAŢIA COEFICIENTULUI
-R-

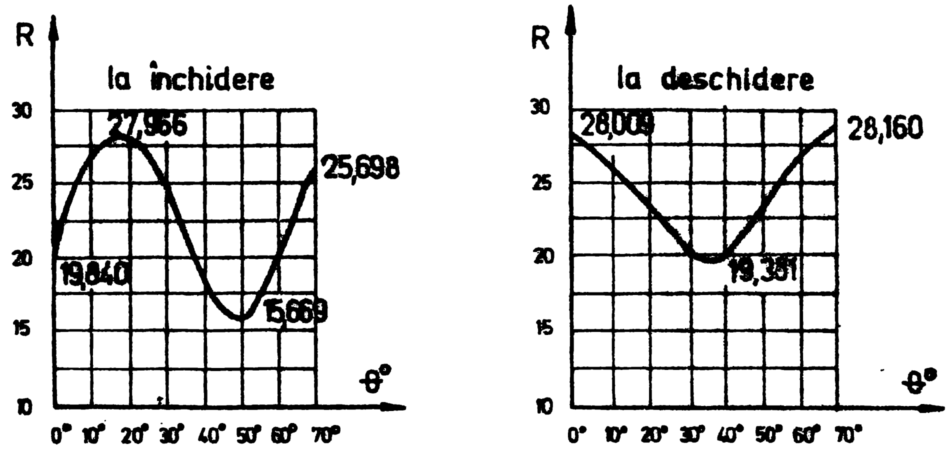


Fig. II. 18.

VARIAŢIA COEFICIENTULUI
-D-

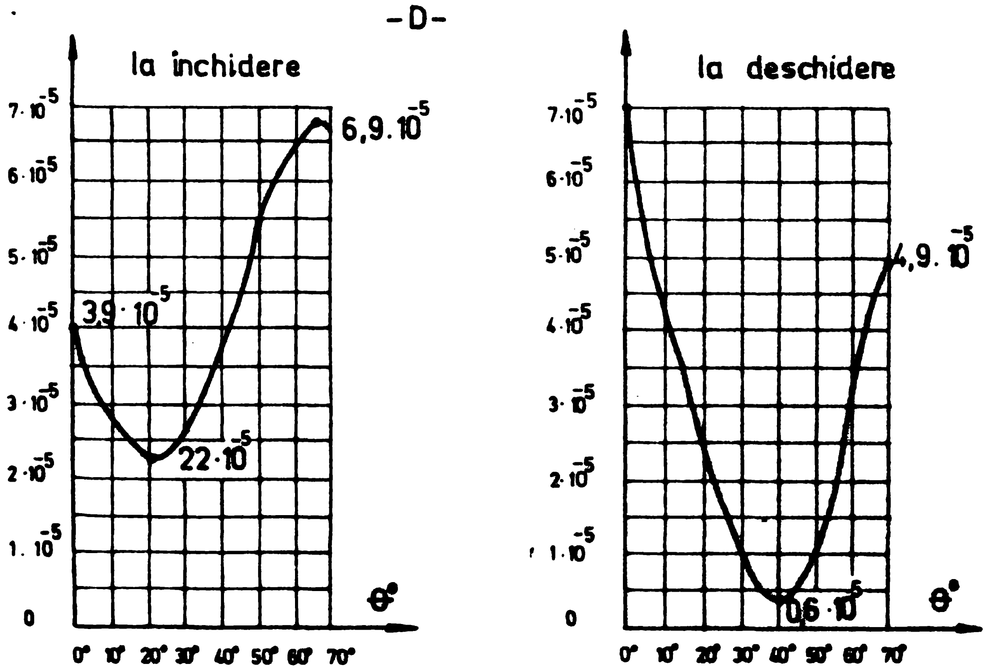


Fig. II.19

VARIATIA MOMENTULUI M_{η} DAT DE DIFERENTA DE NIVEL DINTRE COTA AMONTE SI AVAL A APEI

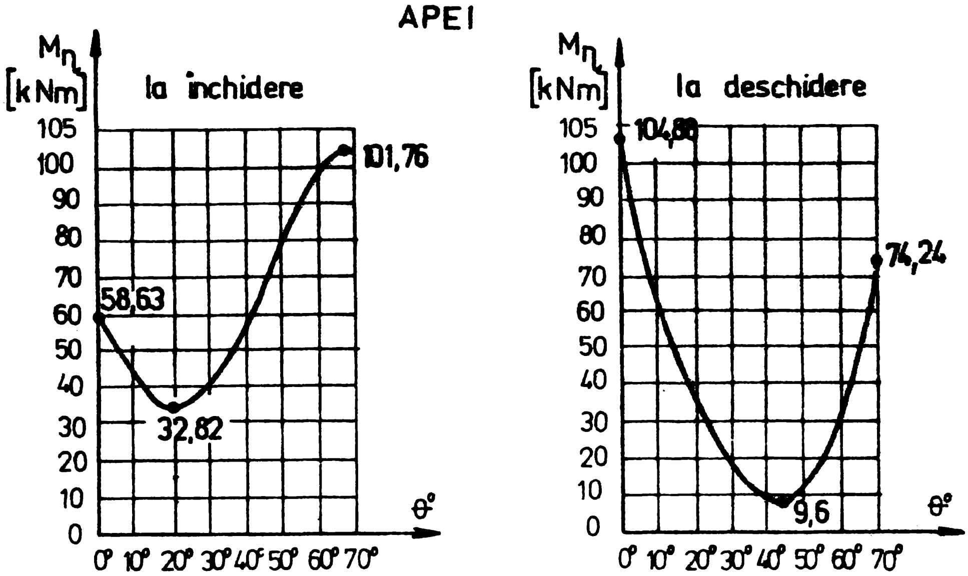


Fig. II. 21

VARIATIA MOMENTULUI M_e REZULTAT DIN INERTIA APEI LA MANEVRAREA PORTII

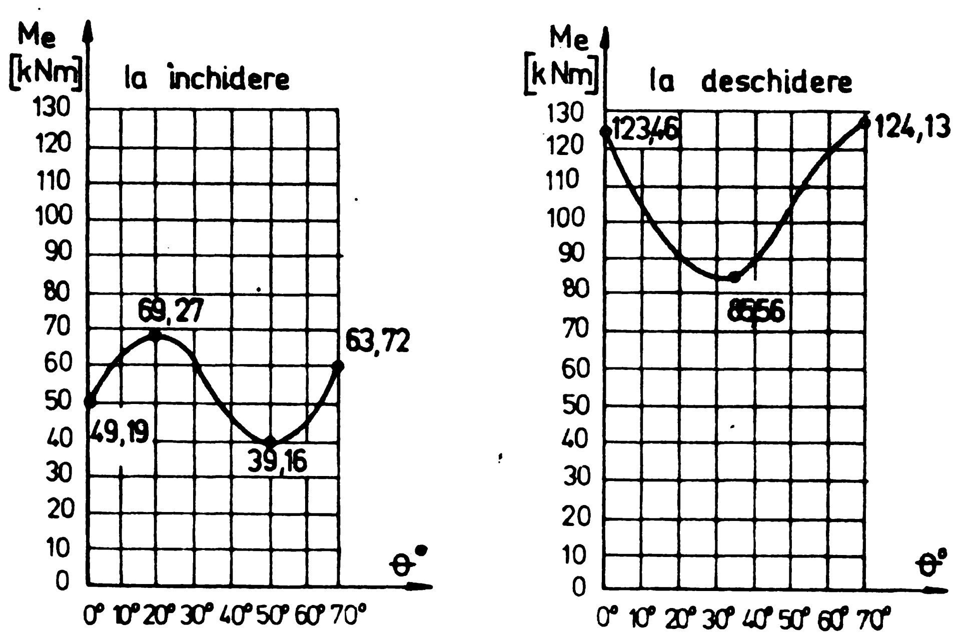


FIG. I. 20

- valoarea maximă a momentului total rezultat din acţiunea hidrodinamică a apei M_T (fig. II.22) apare în momentul deschiderii şi este $M_{T\ max}$ = 228,34 KN.m.

VARIATIA MOMENTULUI TOTAL M_T
DIN ACTIUNEA HIDRODINAMICA A APEI

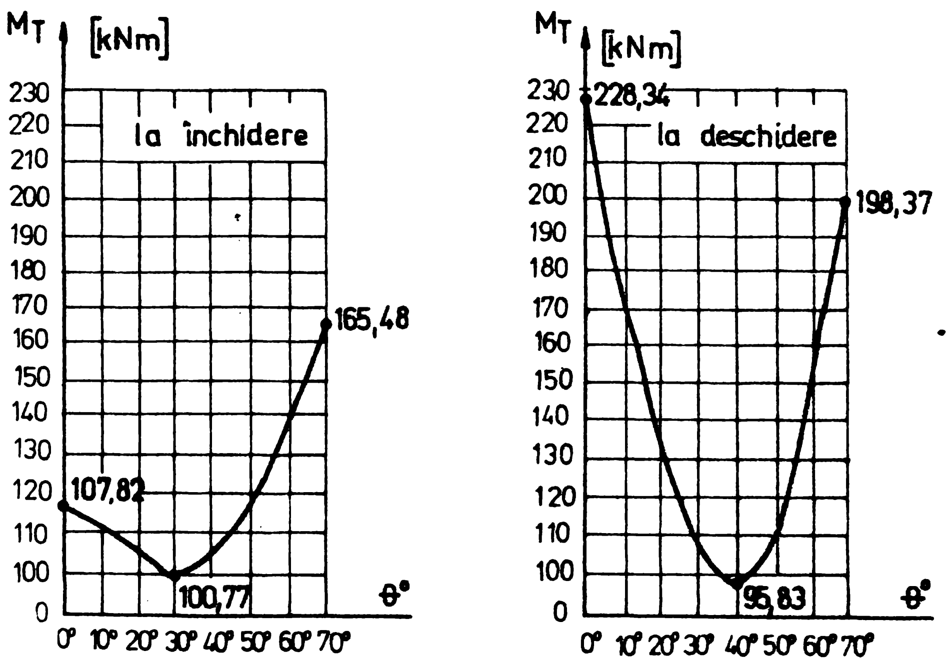


Fig. II.23

In institutul de proiectări al acestor construcţii metalice hidrotehnice - C.C.P.E.H. - Timişoara calculul acestor eforturi rezultante se face după normele sovietice(expuse la începutul paragrafului 2.2.).

BIBLIOGRAFIE

1. Борисевич С.П. – Двустворчатые ворота шлюзов Москва – 1961

2. Ciomocoş F.D. – Încărcările care acţionează asupra porţilor buscate de ecluză. Referat la teza de doctorat prezentat în colectivul de catedră -17 martie 1978.

3. Ciomocoş F.D. – Consideraţii asupra eforturilor rezultate la manevrarea unei porţi buscate de ecluză. Buletinul I.P.T. - iunie 1978 -

4. Ciomocoş F.D. – Studiul eforturilor rezultate din actiunea hidrodinamică a apei la manevrarea unei porţi buscate de ecluză. Sesiunea Jubiliară I.P.C. Cluj Napoca - octombrie 1978.

5. C.Genin – Les bordages orthotropes plans. Calcul d'une porte plane d'ecluse par la methode des lignes de charge. Application au cas de l'impact d'un bateau. 1975.

6. C.Genin, E. Firaprez – Etude sur modele d'une porte metallique d'ecluse. M.T.111 janvier 1976.

7. M.Crişin – Constructii hidrotehnice E.T. - Bucureşti 1959.

8. A.Lejeune – Etude des efforts de maneuvre des portes busquees d'ecluses. Memoires CERES. Nouvelle serie nr.44 decembre 1973.

9. D.Mateescu – Constructii metalice speciale . Editura tehnică. Bucureşti - 1962.

lo.D. Roşu	-	Construcţii metalice hidrotehnice - partea II - Stavile. Institutul politehnic Timişoara,1966
11.G. Wickert, G. Schmauber	-	Stahlwasserbau - Theorie Konstruktive Losungen Spezielle Probleme. Springer - Verlag Berlin.Heidelberg New York 1971.
12.I.S.P.H.	-	Construcţii hidrotehnice supraterane. Acţiuni. Prescripţii pentru evaluarea încărcărilor. Proiect de standard. Bucureşti,iulie 1977.
13.C.C.P.E.H. Timişoara	-	Condiţii tehnice de proiectare pentru echipamente hidromecanice. Norme interne, Timişoara 1975.
14.C.C.P.E.H. - Timişoara	-	Proiect de execuţie al porţii de ecluză buscată - Porţile de Fier I - .
15.C.C.P.E.H. Timişoara	-	Proiect de execuţie al porţii de ecluză buscată - Porţile de Fier II - Gruia.

CAPITOLUL

III

CALCULUL PORTILOR DE ECLUZA

CU

METODA ELEMENTELOR FINITE (DREPTUNGHIULAR)

1. INTRODUCERE

Metodele moderne de analiză a structurilor au la bază procedeul discretizării,adică folosirea unui model prin care este idealizată structura reală.Modelul ales trebue să îndeplinească următoarele două condiţii:

- să aproximeze cît mai exact proprietăţile geometrice şi elastice ale structurii reale,
- să permită într-o cît mai mare măsură,eliminarea dificultăţilor matematice pe care le comportă metodele analitice.

In cazul metodei elementelor finite procedeul discretizării comportă împărţirea structurii continue într-un număr arbitrar dar finit de elemente,denumite elemente finite care pot avea diverse forme geometrice,iar proprietăţile elastice pot fi diferte de la element la element. Forma geometrică şi numărul elementelor finite depind atît de cadrul problemei,care poate fi spaţială sau plană cît şi de gradul de precizie urmărit.

Faţă de metoda diferenţelor finite are capacitatea de a ţine seama de neliniarităţile elastice,de neomogeneităţilor structurii ceiace pentru o metodă de analiză a structurii continue constitue un avantaj cu totul remarcabil.

Dimensiunile elementelor finite fiind cu totul arbitrare, cercetătorul are posibilitatea de a concepe o reţea de elemente finite adaptabilă structurii cu cele mai complexe configuraţii geometrice.Acesta este un alt avantaj major al metodei elementelor finite,deoarece elimină unul din neajunsurile cronice ale metodei analitice clasice de analiză a structurilor: incapacitatea de a se adapta unor forme geometrice cît de cît complicate.

Pentru calculul unei structuri cu metoda elementelor finite se pot stabili următoarele etape:

- alegerea tipului şi a formei geometrice a elementului finit cu care se va lucra;
- stabilirea cîmpului de deplasări al elementului finit ales astfel ca să fie conformabil;
- calculul matricei de rigiditate $[k]$ pentru fiecare element în parte;
- calculul matricei forţelor nodale echivalente $[F]$ pentru fiecare element finit în parte;
- formarea matricei de rigiditate a structurii $[K]$ prin

asamblarea matricei de rigiditate a tuturor elementelor finite;

- formarea matricei deplasărilor nodale $[u]$ a întregii structuri prin asamblarea matricei deplasărilor nodale ale tuturor elementelor finite;
- inversarea matricei de rigiditate a structurii;
- calculul deplasărilor nodale ale structurii prin efectuarea produsului matricial;
- determinarea stării de eforturi în elementele finite.

2. DETERMINAREA MATRICEI DE RIGIDITATE $[k]$ A ELEMENTELOR FINITE

Se ştie că ecuaţia fundamentală a metodei elementelor finite modelul deplasării pure, pentru un singur element finit are forma:

$$[k] \cdot \{u\} = \{F\} \tag{III.1}$$

unde $[k]$ = matricea de rigiditate a elementului finit, ale cărui caracteristici geometrice şi elastice le conţine;

$\{u\}$ = matricea deplasărilor la noduri ale elementului finit (matricea deplasărilor nodale)

$\{F\}$ = matricea încărcărilor care solicită elementul finit (matricea forţelor nodale)

Pentru determinarea matricei de rigiditate $[k]$ a elementelor finite se propune o funcţie de deplasări sau mai multe funcţii de deplasări:

$$\{u(x,y)\} = \{\varphi(x,y)\}\{\alpha\}$$

unde:

$\{u(x,y)\}$ = matricea deplasărilor unui punct al elementului finit (matrice coloană)

$\{\varphi(x,y)\}$ = matricea variabilelor cîmpului de deplasări (matrice dreptunghiulară de ordinul 3 n), n fiind numărul de noduri ale elementului finit.

Se scriu funcţiile de deplasări pentru fiecare dintre nodurile elementului finit şi se obţine următoarea ecuaţie matricială:

$$\{u\} = [A]^{-1}\{\alpha\} \tag{III.2}$$

unde:

$\{u\}$ = matricea deplasărilor nodale ale elementului finit;

$[A]$ = matricea caracteristicilor geometrice ale elementului finit care conţine coordonatele tuturor nodurilor.

$\{\alpha\}$ = matricea parametrilor $\{\alpha_i\}$ ai funcţiilor de deplasări.

Rezolvînd ecuaţia matricială (III.2) se poate scrie:

$$\{\alpha\} = [A] \cdot \{u\} \qquad (III.3)$$

Din acestea se pot defini şi deformaţiile specifice ε_{xx}, ε_{yy}, ε_{xy}

$$\{\varepsilon\} = [N] \cdot \{\alpha\} \qquad (III.4)$$

unde $[N]$ este matricea derivatelor parţiale ale funcţiilor de deplasări ale elementului finit, are dimensiuni 3 n unde n este necesarul de deplasări generalizate ale elementului finit.

Dacă se înlocuieşte (III.3) în (III.4) se obţine:

$$\{\varepsilon\} = [N] \cdot [A]^{-1} \cdot \{u\} \qquad (III.5)$$

Dacă se introduce notaţia:

$$[B] = [N] \cdot [A]^{-1} \qquad (III.6)$$

rezultă:

$$\{\varepsilon\} = [B] \cdot \{u\} \qquad (III.7)$$

Această relaţie exprimă deformaţiile elementului finit în funcţie de deplasările nodurilor sale.

Cunoscînd şi relaţia dintre σ şi ε :

$$[\sigma] = [D] \cdot \{\varepsilon\} \qquad (III.8)$$

şi aplicînd relaţiei (III.7) principiul lucrului mecanic virtual rezultă:

$$[k] = \int_v [B]^T \cdot [D] \cdot [B] \, dv \qquad (III.9)$$

Relaţia (III.9) este expresia generală a matricei de rigiditate a unui element finit, expresie utilizată pentru elementele finite studiate în lucrare.

Avînd în vedere forma structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză în lucrare se utilizează elemente finite dreptunghiulare atît în stare plană de eforturi cît şi în încovoiere.

Se prezintă în continuare matricea de rigiditate utilizată la aceste elemente finite.

2.1. Matricea de rigiditate a elementului finit dreptunghiular în stare plană de eforturi.

In stare plană de eforturi se presupun variaţii liniare pentru deplasările de-alungul laturilor elementului finit. Pentru satisfacerea acestor condiţii se consideră următoarele funcţii de deplasări:

$$U_x = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \alpha_4 xy \qquad (III.1o)$$

$$U_y = \alpha_5 + \alpha_6 x + \alpha_7 y + \alpha_8 xy$$

Ordinea şi direcţiile pozitive ale deplasărilor $(u_1 \ldots u_8)$ se pot vedea în fig.(III.1). După cum se vede elementul finit este amplasat la distanţa Δx de originea sistemului de axe. Această amplasare permite a se obţine mai lesnicios inversa matricei A şi folosirea relaţiei (III.9) la determinarea matricei de rigiditate.

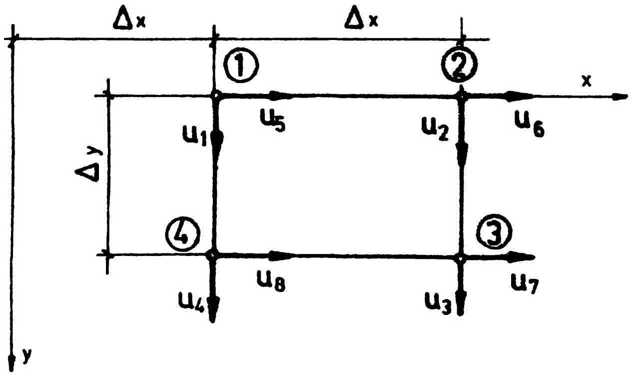


Fig. III. 1

aţiile (III.lo) se pot scrie sub formă matricială:

$$
\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \\ u_5 \\ u_6 \\ u_7 \\ u_8 \end{Bmatrix} =
\begin{bmatrix}
1 & x_1 & y_1 & x_1 \cdot y_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & x_2 & y_2 & x_2 \cdot y_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & x_3 & y_3 & x_3 \cdot y_3 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & x_4 & y_4 & x_4 \cdot y_4 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x_5 & y_5 & x_5 \cdot y_5 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x_6 & y_6 & x_6 \cdot y_6 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x_7 & y_7 & x_7 \cdot y_7 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x_8 & y_8 & x_8 \cdot y_8
\end{bmatrix} \cdot
\begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_7 \\ \alpha_8 \end{Bmatrix}
\qquad (III.11)
$$

ι:

$$\{u\} = [A]\{\alpha\} \qquad (III.11')$$

ıtru poziţia elementului finit din fig.(III.1) matricea $[A]$
: forma:

$$
[A] = \begin{bmatrix}
1 & \Delta x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 2\Delta x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 2\Delta x & \Delta y & 2\Delta x \Delta y & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & \Delta x & \Delta y & \Delta x \Delta y & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \Delta x & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 2\Delta x & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 2\Delta x & \Delta y & 2\Delta x \Delta y \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \Delta x & \Delta y & \Delta x \Delta y
\end{bmatrix} \qquad (III.12)
$$

Cunoscînd relaţiile dintre deformaţiile specifice şi funcţţile de deplasări rezultă:

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{xx} &= \frac{\partial U_x}{\partial_x} = \alpha_2 + \alpha_4\, y \\
\varepsilon_{yy} &= \frac{\partial U_y}{\partial_x} = \alpha_7 + \alpha_8\, y \\
\varepsilon_{xy} &= \frac{\partial U_x}{\partial_y} + \frac{\partial U_y}{\partial_x} = \alpha_3 + \alpha_4\, x + \alpha_6 + \alpha_8\, y
\end{aligned} \tag{III.13}$$

sau sub formă matricială:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & y & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x \\ 0 & 0 & 1 & x & 0 & 1 & 0 & y \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_7 \\ \alpha_8 \end{Bmatrix} \tag{III.14}$$

$$\text{sau} \quad \{\varepsilon\} = [N] \cdot \{\alpha\} \tag{III.14'}$$

Cunoscînd matricea $[N]$ se poate calcula matricea $[N]^T$ apoi produsul $[N]^T \cdot [D] \cdot [N]$ obţinîndu-se matricea $[N]^*$:

$$[N]^* = [N]^T \cdot [D] \cdot [N] \tag{III.15}$$

sau dezvoltat :

$$[N]^* = \frac{E}{1-\mu^2} \cdot \begin{bmatrix}
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 & 1 & 0 & y & 0 & 0 & \mu & \mu \cdot x \\
 & & \frac{1-\mu}{2} & \frac{1-\mu}{2} \cdot x & 0 & \frac{1-\mu}{2} & 0 & \frac{1-\mu}{2} \cdot y \\
 & & & y^2 + \frac{1-\mu}{2} \cdot x^2 & 0 & \frac{1-\mu}{2} \cdot x & \mu \cdot y & n \cdot y \cdot \mu + n y \cdot \frac{1-\mu}{2} \\
 & \text{simetric} & & & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 & & & & & \frac{1-\mu}{2} & 0 & \frac{1-\mu}{2} y \\
 & & & & & & 1 & x \\
 & & & & & & & x^2 + y^2 \cdot \frac{1-\mu}{2}
\end{bmatrix} \tag{III.15}$$

unde $[D]$ este matricea de elasticitate în starea plană de eforturi şi are forma:

$$[D]=\frac{E}{1-\mu^2}\begin{bmatrix} 1 & \mu & 0 \\ \mu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\mu^2}{2} \end{bmatrix} \qquad \text{(III.16)}$$

In continuare pentru determinarea matricei de rigiditate a elementului finit se calculează:

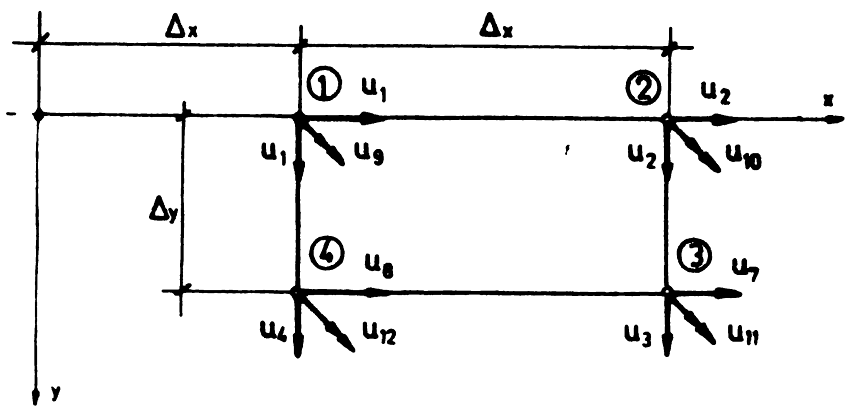
$$\int_V [N]^T\cdot[D]\cdot[N]\,dv = \int_V [N]^*\,dv = \frac{E\cdot t}{1-\mu^2}\int_A [N]^*\,dA \qquad \text{(III.17)}$$

Aceasta înseamnă să se efectueze integrala matricei $[N]^*$ pe domeniul elementului finit din fig.(III.1)
După efectuarea acestor integrale se poate determina matricea de rigiditate a elementului finit cu relaţia:

$$[K] = [A^{-1}]^T\cdot\int_V [N]^T[D][N]\,dv\cdot[A^{-1}] \qquad \text{(III.18)}$$

2.2. Matricea de rigiditate îmbunătăţită a elementului finit dreptunghiular în starea plană de eforturi.

Pentru discretizarea cu elmente finite a elementelor plane de elasticitate care intervin în lucrare,la discretizările cu elemente finite a inimilor antretoazelor şi grinzilor principale ale porţii de ecluză,se utilizează elementul finit dreptunghiular îmbunătăţit(la care se mai adaugă în noduri şi rotirile în raport cu axa normală la planul elementului finit)(fig.III.2)



(fig.III.2)

Fig. III. 2.

Se vor considera următoarele funcţii de deplasări:

$$U_x = -\alpha_1 - \alpha_2 x - \alpha_3 y - \alpha_4 xy + \alpha_9 y - \alpha_{11} \frac{y^2}{2}$$

$$U_y = \alpha_5 + \alpha_6 x + \alpha_7 y + \alpha_8 xy + \alpha_9 x - \alpha_{10} \frac{x^2}{2} \qquad \text{(III.19)}$$

$$\theta = \alpha_9 - \alpha_{10} x - \alpha_{11} y - \alpha_{12} xy$$

Matricea de rigiditate $[k]$ a elementului finit se determină urmînd aceiaş mod ca şi în cazul precedent:

$$\begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \\ U_4 \\ U_5 \\ U_6 \\ U_7 \\ U_8 \\ U_9 \\ U_{10} \\ U_{11} \\ U_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix}
-1 & -x_1 & -y_1 & -x_1 y_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_1 & 0 & -\frac{y_1^2}{2} & 0 \\
-1 & -x_2 & -y_2 & -x_2 y_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_2 & 0 & -\frac{y_2^2}{2} & 0 \\
-1 & -x_3 & -y_3 & -x_3 y_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_3 & 0 & -\frac{y_3^2}{2} & 0 \\
-1 & -x_4 & -y_4 & -x_4 y_4 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_4 & 0 & -\frac{y_4^2}{2} & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x_5 & y_5 & x_5 y_5 & x_5 & -\frac{x_5^2}{2} & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x_6 & y_6 & x_6 y_6 & x_6 & -\frac{x_6^2}{2} & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x_7 & y_7 & x_7 y_7 & x_7 & -\frac{x_7^2}{2} & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x_8 & y_8 & x_8 y_8 & x_8 & -\frac{x_8^2}{2} & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -x_9 & -y_9 & -x_9 y_9 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -x_{10} & -y_{10} & -x_{10} y_{10} \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -x_{11} & -y_{11} & -x_{11} y_{11} \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -x_{12} & -y_{12} & -x_{12} y_{12}
\end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_7 \\ \alpha_8 \\ \alpha_9 \\ \alpha_{10} \\ \alpha_{11} \\ \alpha_{12} \end{Bmatrix}$$

(III.2o)

sau sub formă restrînsă:

$$\{u\} = [A] \cdot \{\alpha\} \qquad \text{(III.2o')}$$

Pentru poziţia elementului finit din fig.III.2.matricea[A] are forma:

$$
\begin{bmatrix}
-1 & -\Delta x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
-1 & -2\Delta x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
-1 & -2\Delta x & -\Delta y & -2\Delta x\Delta y & 0 & 0 & 0 & 0 & \Delta y & 0 & -\Delta y^2/2 & 0 \\
-1 & -\Delta x & -\Delta y & -\Delta x\Delta y & 0 & 0 & 0 & 0 & \Delta y & 0 & -\Delta y^2/2 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \Delta x & 0 & 0 & \Delta x & -\Delta x^2/2 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 2\Delta x & 0 & 0 & 2\Delta x & -2\Delta x^2 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 2\Delta x & \Delta y & 2\Delta x\Delta y & -2\Delta x & -2\Delta x^2 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \Delta x & \Delta y & \Delta x\Delta y & \Delta x & -\Delta x^2/2 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -\Delta x & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -2\Delta x & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -2\Delta x & -\Delta y & -2\Delta x\Delta y \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -\Delta x & -\Delta y & -\Delta x\cdot\Delta y
\end{bmatrix}
\qquad (III.21)
$$

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u_x}{\partial x} = \alpha_2 - \alpha_4 y$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{\partial u_y}{\partial y} = \alpha_7 + \alpha_8 y \qquad (III.22)$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\partial u_x}{\partial y} - \frac{\partial u_y}{\partial x} = -\alpha_3 - \alpha_4 x + \alpha_6 + \alpha_8 x + 2\alpha_9 - \alpha_{10} x - \alpha_{11} y$$

$$
\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
0 & -1 & 0 & -y & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & y & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & -1 & -x & 0 & 1 & 0 & x & 2 & -x & -y & 0
\end{bmatrix}
\begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_7 \\ \alpha_8 \\ \alpha_9 \\ \alpha_{10} \\ \alpha_{11} \\ \alpha_{12} \end{Bmatrix}
\qquad (III.23)
$$

$$\text{sau} \quad \{\varepsilon\} = [N]\cdot\{\alpha\} \qquad (III.23')$$

Urmînd calculele la fel ca şi pentru elementul finit precedent rezultă matricea de rigiditate îmbunătăţită pentru elementul finit dreptunghiular în stare plană de eforturi.

2.3. Matricea de rigiditate a elementului finit dreptunghiular ortotrop de placă.

La determinarea matricei de rigiditate a elemenului finit dreptunghiular ortotrop de placă se iau în considerare numai deplasările normale pe planul plăcii(de la colţurile elementului finit $u_1..u_4$) şi rotirile pe direcţiile celor două axe($u_5....u_{12}$) deoarece se ştie că în teoria plăcilor plane supuse la încovoiere avînd deformaţii mici nu se iau în considerare deplasările din planul plăcii(fig.III.3) Funcţia de deplasări normală pe planul plăcii se consideră de forma: (III.24)

$$U_z = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \alpha_4 x^2 + \alpha_5 xy + \alpha_6 y^2 + \alpha_7 x^3 + \alpha_8 x^2 y + \alpha_9 xy^2 + \alpha_{10} y^3 + \alpha_{11} x^3 y + \alpha_{12} x y^3$$

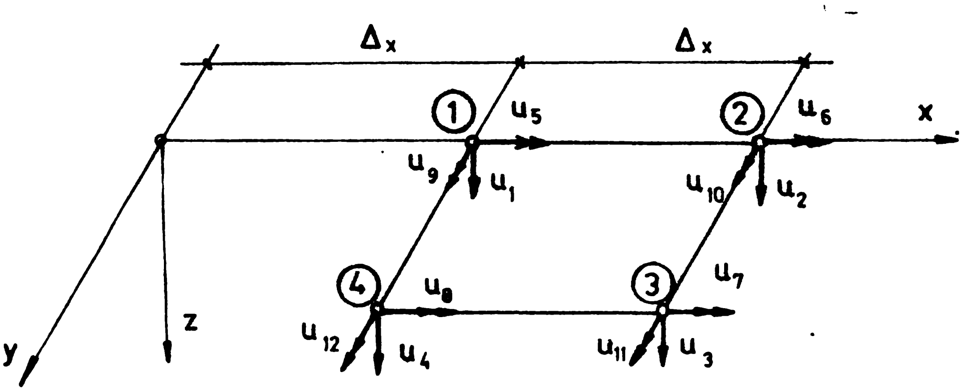


fig. III. 3

La fel ca şi la elementul finit dreptunghiular în stare plană se determină:

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \\ u_5 \\ u_6 \\ u_7 \\ u_8 \\ u_9 \\ u_{10} \\ u_{11} \\ u_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_1 & 0 & x_1^2 & 0 & 0 & x_1^3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 2x_2 & 0 & 4x_2^2 & 0 & 0 & 8x_2^3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 2x_3 & y_3 & 4x_3^2 & 2x_3y_3 & y_3^2 & 8x_3^3 & 4x_8^2y_3 & 2x_3y_3^2 & y_3^3 & 8x_3^3y_3 & 2x_3y_3^3 \\ 0 & x_4 & y_4 & x_4^2 & x_4y_4 & y_4^2 & x_4^3 & x_4^2y_4 & x_4y_4^2 & y_4^3 & x_4^3y_4 & x_4y_4^3 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & x_5 & 0 & 0 & x_5^2 & 0 & 0 & x_5^3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 2x_6 & 0 & 0 & 4x_6^2 & 0 & 0 & 8x_6^3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 2x_7 & 2y_7 & 0 & 4x_7^2 & 4x_7y_7 & 3y_7^2 & 8x_7^3 & 6x_7y_7^2 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & x_8 & 2y_8 & 0 & x_8^2 & 2x_8y_8 & 3y_8^2 & x_8^3 & 3x_8y_8 \\ 0 & 1 & 0 & 2x_9 & 0 & 0 & 3x_9^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 4x_{10} & 0 & 0 & 12x_{10}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 4x_{11} & y_{11} & 0 & 12x_{11}^2 & 4x_{11}y_{11} & y_{11}^2 & 0 & 12x_{11}^2y_{11} & y_{11}^3 \\ 0 & 1 & 0 & 2x_{12} & y_{12} & 0 & 3x_{12}^2 & 2x_{12}y_{12} & x_{11}^2 & 0 & 3x_{12}^2y_{12} & y_{12}^3 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_7 \\ \alpha_8 \\ \alpha_9 \\ \alpha_{10} \\ \alpha_{11} \\ \alpha_{12} \end{Bmatrix}$$

(III.25)

sau $$\{U\} = [A]\cdot\{\alpha\} \qquad \text{(III.25')}$$

Pentru poziția elementului finit din fig. III.3 rezultă matricia $[A]$

$$\begin{bmatrix}
1 & \Delta_x & 0 & \Delta_x & 0 & 0 & \Delta_x^3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 2\Delta_x & 0 & 4\Delta_x^2 & 0 & 0 & 8\Delta_x^3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 2\Delta_x & \Delta_y & 4\Delta_x^2 & 2\Delta_x\Delta_y & \Delta_y^2 & \Delta_x^3 & 4\Delta_x^2\Delta_y^2 & 2\Delta_x\Delta_y^2 & \Delta_y^3 & 8\Delta_x^3\Delta_y & 2\Delta_x\Delta_y^3 \\
1 & \Delta_x & \Delta_y & \Delta_x^2 & \Delta_x\Delta_y & \Delta_y^2 & 0 & \Delta_x^2\Delta_y & \Delta_x\Delta_y^2 & \Delta_y^3 & \Delta_x^3\Delta_y & \Delta_x\Delta_y^3 \\
0 & 0 & 1 & 0 & \Delta_x & 0 & 0 & \Delta_x^2 & 0 & 0 & \Delta_x^3 & 0 \\
0 & 0 & 1 & 0 & 2\Delta_x & 0 & 0 & 4\Delta_x^2 & 0 & 0 & 8\Delta_x^3 & 0 \\
0 & 0 & 1 & 0 & 2\Delta_x & 2\Delta_y & 0 & 4\Delta_x^2 & 4\Delta_x\Delta_y & 3\Delta_y^2 & 8\Delta_x^3 & 6\Delta_x\Delta_y^2 \\
0 & 0 & 1 & 0 & \Delta_x & 2\Delta_y & 3\Delta_x^2 & \Delta_x^2 & 2\Delta_x\Delta_y & 3\Delta_y^2 & \Delta_x^3 & 3\Delta_x\Delta_y^2 \\
0 & 1 & 0 & 2\Delta_x & 0 & 0 & 12\Delta_x^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 1 & 0 & 4\Delta_x & 0 & 0 & 12\Delta_x^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 1 & 0 & 4\Delta_x & \Delta_y & 0 & 12\Delta_x^2 & 4\Delta_x\Delta_y & \Delta_y^2 & 0 & 12\Delta_x^2\Delta_y & \Delta_y^3 \\
0 & 1 & 0 & 2\Delta_x & \Delta_y & 0 & 3\Delta_x^2 & 2\Delta_x\Delta_y & \Delta_y^2 & 0 & 3\Delta_x^2\Delta_y & \Delta_y^3
\end{bmatrix} \qquad \text{(III.26)}$$

Deformațiile specifici sînt:

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{xx} &= -z\frac{\partial^2 u_z}{\partial x_z^2} = -z(2\alpha_4 + 6\alpha_7 x + 2\alpha_8 y + 6\cdot\alpha_{11} x\cdot y) \\
\varepsilon_{yy} &= -z\frac{\partial^2 u_z}{\partial y_z^2} = -z(2\alpha_6 + 2\alpha_9 x + 6\alpha_{10} y + 6\alpha_{12} xy) \qquad \text{(III.27)} \\
\varepsilon_{xy} &= -2z\frac{\partial^2 u_z}{\partial x\,\partial y} = -2z(\alpha_5 + 2\alpha_8 x + 2\alpha_9 y + 3\alpha_{11} x^2 + 3\alpha_{12} y^3)
\end{aligned}$$

sau matricial:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = -z \begin{bmatrix}
0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 & 6_x & 2_y & 0 & 0 & 6_{xy} & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 & 2_x & 6_y & 0 & 6_{xy} \\
0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 & 4_x & 4_y & 0 & 6_x^2 & 6_y^2
\end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_7 \\ \alpha_8 \\ \alpha_9 \\ \alpha_{10} \\ \alpha_{11} \\ \alpha_{12} \end{Bmatrix} \qquad \text{(III.28)}$$

$$\{\varepsilon\} = [N]\cdot\{\alpha\} \qquad \text{(III. 28')}$$

3. DETERMINAREA MATRICEI DE RIGIDITATE A STRUCTURII

Determinarea matricei de rigiditate a structurii presupune cunoaşterea matricelor de rigiditate ale tuturor elementelor finite raportate la sistemul general de referinţă.
Prin "însumarea" matricelor de rigiditate ale tuturor elementelor finite ce compun structura se obţine matricea generală de rigiditate a structurii,termenii acesteia fiind coeficienţii necunoscutelor din metoda deplasărilor.

Ordinea coeficienţilor în matricea generală de rigiditate a structurii este stabilită funcţie de numerotare adoptată pentru nodurile structurii şi de ordinea prestabilită a deplasărilor generalizate la noduri.
Pentru rezolvarea acestei probleme se propune/11/două modalităţi de alcătuire a matricei generale de rigiditate:

- a) In cazul unui număr relativ mic de necunoscute,în program se declară dimensiunea matricei generale,iar construcţia ei se face prin explorarea elementelor idealizate,adică explorarea matricelor de rigiditate ale elementelor idealizate şi "însumarea" lor în matricea generală de rigiditate pe submatrici.
- b) In cazul unui număr mare de necunoscute este necesar a se construi matricea de rigiditate explorînd nodurile structurii. Aceasta permite alcătuirea matricei generale de rigiditate pe linii sau coloane,ori pe grupe de linii sau coloane (componente ale matricei generale de rigiditate) care,pe măsura alcătuirii lor pot fi înregistrate în memoria auxiliară a calculatorului în vederea prelucrărilor ulterioare.

4. DETERMINAREA STARII DE EFORTURI IN ELEMENTELE FINITE

Pentru calculul eforturilor în elementele finite se porneşte de la relaţia:

$$[\sigma] = [D]\{\varepsilon\} \qquad \text{(III.29)}$$

care se mai poate scrie:

$$[\sigma] = [D][N]\{\alpha\} \qquad \text{(III.30)}$$

unde $\{\alpha\}$ a fost definit conform relaţiei (III.3)

Expresia relației matriciale (III.29) care exprimă starea de tensiune într-un element finit primește forma:

$$[\sigma]=[D]\cdot[N]\cdot[A]^{-1}\cdot\{u\} \qquad \text{(III.31)}$$

Pentru determinarea solicitărilor unitare M_{xx}, M_{yy}, M_{xy} și a tensiunilor σ_{xx}, σ_{yy}, σ_{xy} pentru elementele finite izotrope sau ortotrope în încovoiere se folosește relația:

$$[M]=\int_A[\sigma]\cdot z\cdot dA \qquad \text{(III.32)}$$

Inlocuind (III.31) în (III.32) și ținînd seama că integrarea se face pe secțiuni avînd $b_x = b_y = 1$ (pe unitate de lungime de placă, în planul plăcii), unde $dA = 1\cdot dz$, relația (III.32) devine:

$$[M]=\int[D]\cdot[N]\; z\cdot dz\cdot[A]^{-1}\cdot\{u\} \qquad \text{(III.33)}$$

Deoarece, în cazul elementelor finite în încovoiere matricea $[N]$ conține variabila z (III.28) se face notația:

$$[N] = z\,[N'] \qquad \text{(III.34)}$$

iar relația (III.33) se poate scrie sub forma:

$$[M] = \left[\int z^2\cdot[D]\,dz\right]\cdot[D']\cdot[A]^{-1}\cdot\{u\} \qquad \text{(III.35)}$$

unde:

$$\int z^2\cdot[D]\cdot dz = \begin{bmatrix} D_x & D_1 & 0 \\ D_1 & D_y & 0 \\ 0 & 0 & D_{xy} \end{bmatrix} \qquad \text{(III.36)}$$

Valorile rigidităților din (III.36) sînt:

- în cazul izotropiei:

$$D_x = D_y = \frac{E\cdot t^3}{12(1-\mu^2)} \;;\quad D_1 = \mu\cdot D_x \quad;\quad D_{xy} = \frac{E\cdot t^3}{12(1+\mu)} \qquad \text{(III.37)}$$

- în cazul ortotropiei aceste valori se pot lua conform celor stabilite de Huber (fig.I.4) sau Gienke (I.15)

Dacă se notează:

$$\int z^2 \left[D\right] dz = \left[D^*\right] \qquad (III.38)$$

relaţia (III.35) devine:

$$\left[M\right] = \left[D^*\right] \cdot \left[N'\right] \cdot \{u\} \qquad (III.39)$$

Considerînd $\left[N\right]$ definit de (III.28) şi (III.28') iar $\left[D^*\right]$ de (III.38) se poate determina:

$$M_{xx} = 2\ D_x\alpha_4 + 2\ D_1\alpha_6 + 6\ x\ D_x\alpha_7 + 2\ y\ D_x\alpha_8 + 2\ x\ D_1\alpha_9 + 6\ y\ D_1\alpha_{10} + 6\ x\ y\ D_x\alpha_{11} + 6\ x\ y\ D_1\alpha_{12} \qquad (III.40)$$

$$M_{yy} = 2\ D_1\alpha_4 + 2\ D_y\alpha_6 + 6\ x\ D_1\alpha_7 + 2\ y\ D_1\alpha_8 + 2\ x\ D_y\alpha_9 + 6\ y\ D_y\alpha_{10} + 6\ x\ y\ D_1\alpha_{11} + 6\ x\ y\ D_y\alpha_{12} \qquad (III.41)$$

$$M_{xy} = 2\ D_{xy}\alpha_6 + 4\ x\ D_{xy}\alpha_8 + 4\ y\ D_{xy}\alpha_9 + 6\ x^2 D_{xy}\alpha_{11} + 6\ y^2 D_{xy}\alpha_{12} \qquad (III.42)$$

Cu relaţiile (III.41...III.43) se pot determina solicitările unitare în orice punct al elementelor finite,avînd coordonatele x,y date în raport cu sistemele de referinţă locale.
Tensiunile $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}$ se pot deasemeni determina ţinînd cont de relaţiile (III.41...III.43) şi de caracteristcele geometrice ale secţiunilor plăcii.
Valorilor solicitărilor unitare (M_{xx}, M_{yy}, M_{xy}) şi a tensiunilor ($\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}$) se calculează efectuîndu-se media pentru cele 4 elemente finite dreptunghiulare,adiacente nodului respectiv.

Pentru elementul finit dreptunghiular îmbunătăţit în starea plană de eforturi,solicitările unitare (N_{xx}, N_{yy}, N_{xy}) şi tensiunile ($\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}$) se determină similar ca şi pentru elementul finit dreptughiular ortotrop de placă,plecînd de la relaţia de definiţie a solicitării unitare:

$$\left[N_{..}\right] = \int_A \left[\sigma\right] dA \qquad (III.44)$$

înlocuind (III.31) în (III.44) se obţine:

$$\left[N_{..}\right] = \left[\int \left[D\right] \cdot dz\right] \cdot \left[N\right] \cdot \left[A\right]^{-1} \cdot \{u\} \qquad (III45)$$

unde integrarea se efectuează pe secţiuni avînd $bx = by = 1$ iar $dA = 1 \cdot dz$.

Matricea $[N]$ nu mai este funcţie de z astfel încît se poate defini:

$$\int [D]\, dz = \begin{bmatrix} k_x & k_y & 0 \\ k_1 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_{xy} \end{bmatrix} \qquad \text{(III.46)}$$

Valorile rigidităţilor din (III.46) sînt:

- în cazul izotropiei:

$$k_x = k_y = \frac{E \cdot t}{1-\mu^2} \; ; \quad k_1 = \mu k \quad ; \quad k_{xy} = \frac{E \cdot t}{2(1+\mu)} \qquad \text{(III.47)}$$

- în cazul ortotropiei:

conform celor stabilite de Gienke (I.11) dacă se notează:

$$[D^{**}] = \int [D] \cdot dz \qquad \text{(III.48)}$$

relaţia se poate scrie sub forma:

$$[N_{..}] = [D^{**}] \cdot [N] \cdot \{\alpha\} \qquad \text{(III.49)}$$

Considerînd $[N]$ definit de (III.23) şi (III.23') şi $[D^{**}]$ definit de (III.48) se poate determina:

$$N_{xx} = k_x \alpha_2 + y\, k_x \alpha_4 + k_1 \alpha_7 + x\, k_1 \alpha_8 \qquad \text{(III.5o)}$$

$$N_{yy} = k_1 \alpha_2 + y\, k_1 \alpha_4 + k_y \alpha_7 + x\, k_y \alpha_8 \qquad \text{(III.51)}$$

$$N_{xy} = k_{xy} \alpha_3 + x\, k_{xy} \alpha_4 + k_{xy} \alpha_6 + y\, k_{xy} \alpha_8 + k_{xy} \alpha_9 + x\, k_{xy} \alpha_{10} + y\, k_{xy} \alpha_{11} + x\, y\, k_{xy} \alpha_{12} \qquad \text{(III.52)}$$

Cu relaţiile (III.5o....III.52) se pot determina solicitările unitare în orice punct al elementelor finite,avînd coordonatele x, y, date în raport cu sistemele de referinţă locale.

Tensiunile se obţin prin împărţirea relaţiilor (III.5o....III.52) cu grosimea plăcii (t) în cazul izotropiei sau cu grosimile echivalente,în cazul ortotropiei.

5. IDEALIZARI ALE STRUCTURII DE REZISTENTA A PORTILOR DE ECLUZA CU ELEMENTE FINITE.

Calculul structurilor de rezistenţă complexe,aşa cum sînt structurile de rezistenţă ale porţilor de ecluză,cu ajutorul metodei elementelor finite, conduce în general la matrici de rigiditate de dimensiuni mari care necesită rezolvarea unor sisteme de ecuaţii cu mii de necunoscute. Aceasta ridică probleme dificile în programare.Pentru reducerea numărului de sisteme de ecuaţii se pot recurge la:

1)- împărţirea structurii complexe în substructuri.

2)- folosirea diferitelor procedee în vederea reducerii dimensiunii matricei generale de rigiditate pe ansamblul structurii.

5.1. Utilizarea substructurilor la idealizarea structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză cu elemente finite.

Impărţirea structurii complexe în substructuri duce la rezolvarea unor sisteme de ecuaţii cu un număr mai mic de necunoscute decît în cazul rezolvării structurii pe ansamblu.

In procesul de programare aceasta duce la probleme mai laborioase,dar dacă se aleg substructurile de aşa natură încît să rezulte pe ansamblul structurii doar 1 - 2 tipuri de substructuri,se obţin mari economii de timp la prelucrarea datelor la calculator.
Pentru structurile de rezistenţă ale porţilor de ecluză autorul propune următoarele variante de substructuri,avînd în vedere rezemarea plăcii ortotrope (alcătuită din tolă şi longeroni) pe antretoaze şi pe grinzile principale.

a) Dacă placa ortotropă reazemă numai pe o direcţie (pe antretoaze) autorul propune împărţirea pe substructuri din fig.III.4

Dpă cum rezultă din fig.III.4 substructură reprezintă placa ortotropă alcătuită din tolă şi longeronii plăcii ortotrope (rezemată pe antretoaze care la rîndul lor sînt rezemate pe grinzile principale).

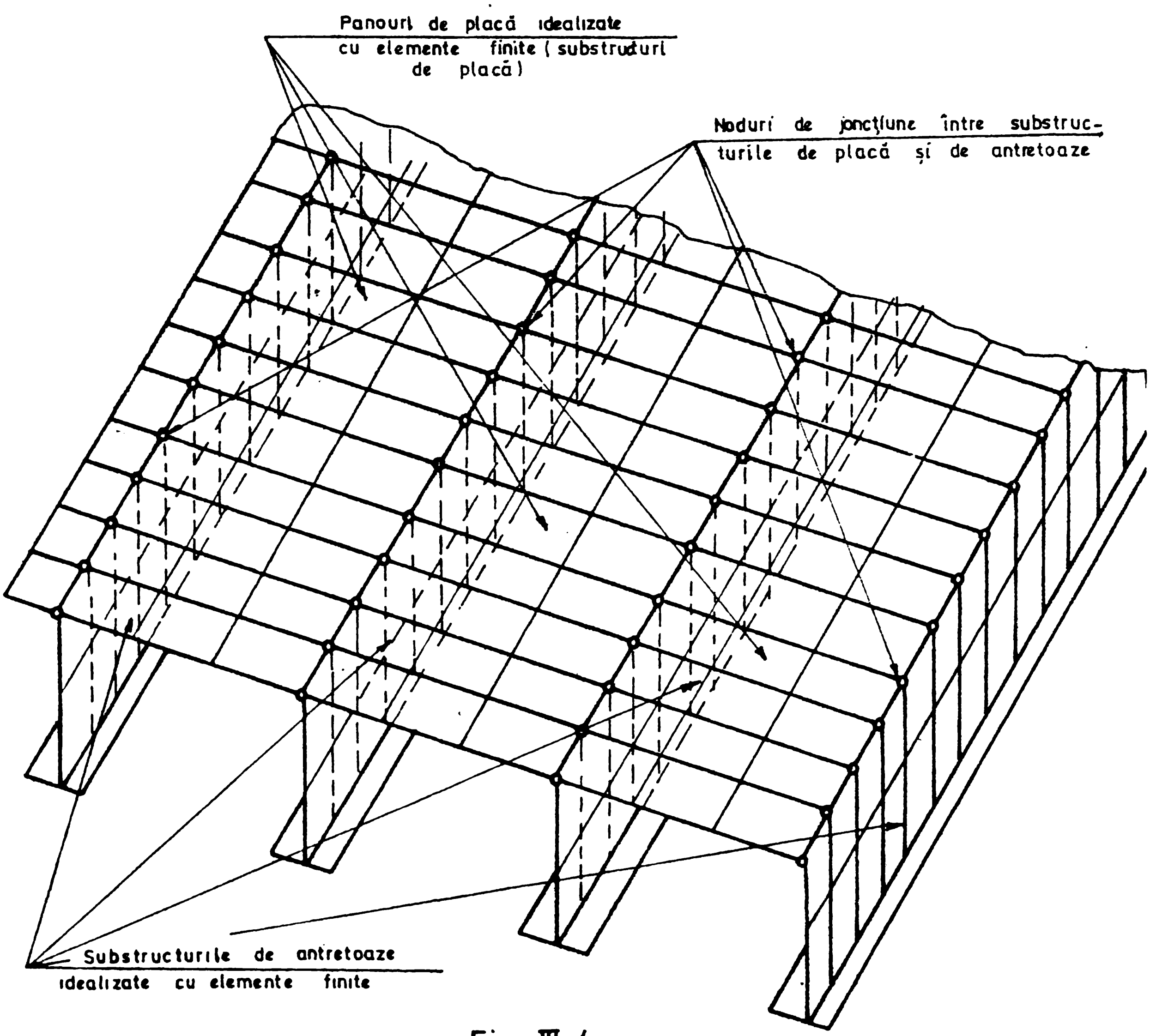


Fig. III.4

O altă substructură o reprezintă antretoazele care sînt alcătuite din inimă şi talpă inferioară.
Substructura care idealizează placa ortotropă se discretizează cu elemente finite dreptunghiulare în încovoiere şi stare plană (cap.III.23) pentru care caracteristicile de rigiditate (D_x, D_y, D_1, D_{xy}) se obţin prin uniformizare. Substructura care idealizează antretoaza se discretizează cu elemente finite şi anume:

- inima antretoazei se discretizează cu elemente finite dreptunghiulare în stare plană de eforturi;

- talpa antretoazei se discretizează cu elemente finite de bară.

Asamblarea matricelor de rigiditate a celor două substructuri menţionate se face în dreptul nodurilor de joncţiune (fig.III.4)

b) Dacă placa ortotropă reazemă pe antretoaze ,pe o direcţie, şi pe grinzile principale,pe cealaltă direcţie (fig.III.5) autorul propune următoarea împărţire pe substructuri:

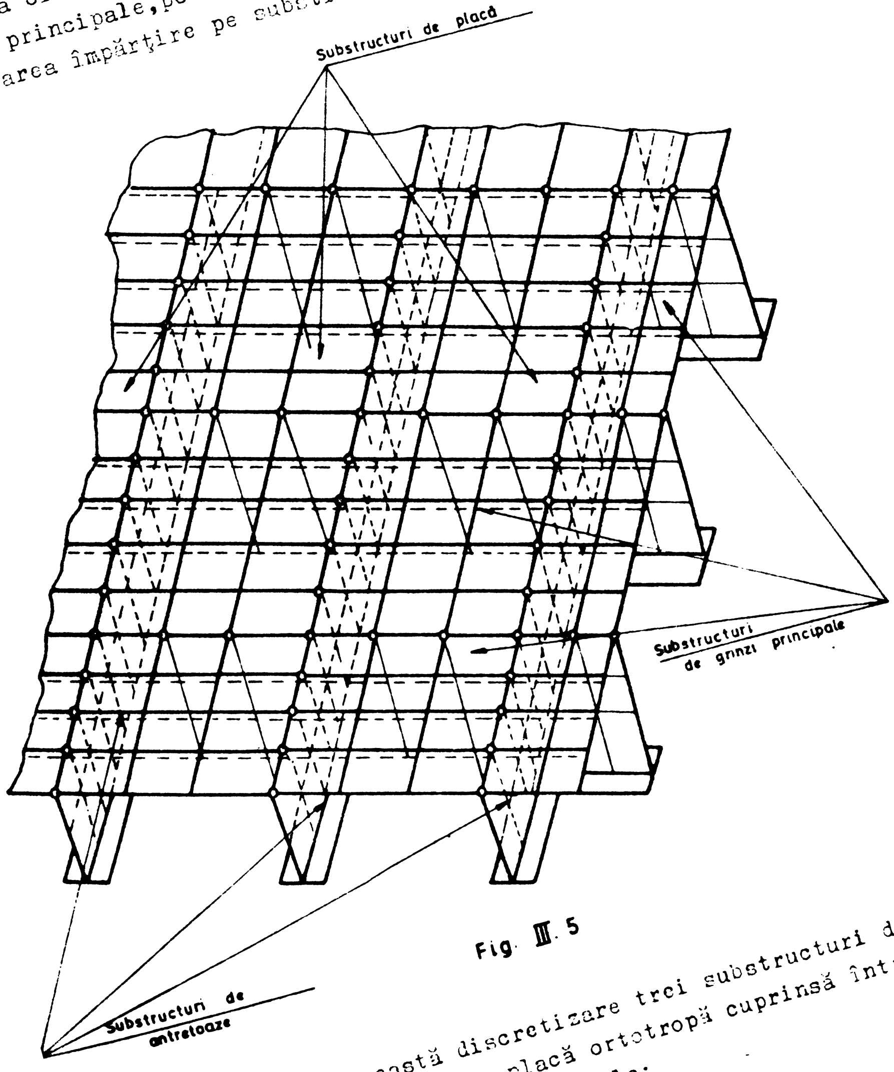


Fig. III.5

Se vor folosi la această discretizare trei substructuri de bază: una reprezintă porţiunea de placă ortotropă cuprinsă între două antretoaze şi două grinzi principale;

antretoaza cea de-a doua substructură; iar grinda principală cea de-a treia substructură. In acest caz substructura de placă ortotropă se discretizează la fel ca la paragraful precedent (5.1.a); substructura care reprezintă antretoaza şi grinda principală se consideră la fel ca şi substructura de antretoază de la (5.1.a).

Asamblarea matricilor de rigiditate ale substructurilor se face prin nodurile de joncţiune dintre panourile de plăci, antretoaze şi grinzi principale.

5.2. Calculul pe ansamblul structurii.

S-a arătat că rezolvarea structurii complexe cu metoda elementelor finite necesită rezolvarea unor sisteme de ecuaţii avînd mii de necunoscute, ceea ce impune utilizarea unor calculatoare mari ce au memorii operative de peste 500 kb.

Dat fiind posibilităţile din ce în ce mai mari pe care le pune la dispoziţie tehnica de calcul pentru rezolvarea structurilor complexe se prezintă în continuare modul de asamblare a matricei de rigiditate a unei structuri de placă ortotropă. Placa ortotropă se consideră rezemată pe antretoaze şi grinzile principale(fig.III.6), discretizată cu elemente finite dreptunghiulare pentru care se cunosc caracteristicile fizice şi geometrice.

Placa ortotropă se discretizează cu elemente finite dreptunghiulare în încovoiere avînd cîte 5 deplasări generalizate la noduri (care conţin inclusiv şi luarea în considerare a stării plane de eforturi din placă, prin cele două deplasări generalizate în planul elementului finit); inima antretoazelor şi a grinzilor principale se discretizează cu elemente finite dreptunghiulare (îmbunătăţite) în stare plană de eforturi avînd cîte trei deplasări generalizate la noduri(luîndu-se în considerare şi rotirea generalizată de-a lungul axei ox, respectiv de-a lungul axei oy (fig.III.6 şi fig.III.7).

Tălpile grinzilor principale şi ale antretoazelor se discretizează cu elemente finite de bară, avînd cîte o deplasare generalizată la noduri.

Pentru caracteristicile de rigiditate ale elementelor finite de placă se presupune că ortotropia geometrică a tolei şi longeronilor este echivalentă cu o ortotropie de material, unde caracteristicile de rigiditate pe cele două direcţii se consideră "uniformizate" (distribuite).

Pe ansamblul structurii de rezistență (fig.III.6) nodurile sînt de mai multe tipuri:

- noduri în care concură patru elemente finite de placă;
- noduri în care concură patru elemente finite de placă și două elemente finite în stare plană provenite din discretizarea inimii antretoazelor;
- noduri în care concură patru elemente finite de placă și două elemente finite în stare plană provenite din discretizarea inimii grinzilor principale;
- noduri în care concură patru elemente finite de placă și patru elemente finite în stare plană, provenite: două din discretizarea inimii antretoazelor și două din discretizarea inimii grinzilor principale.

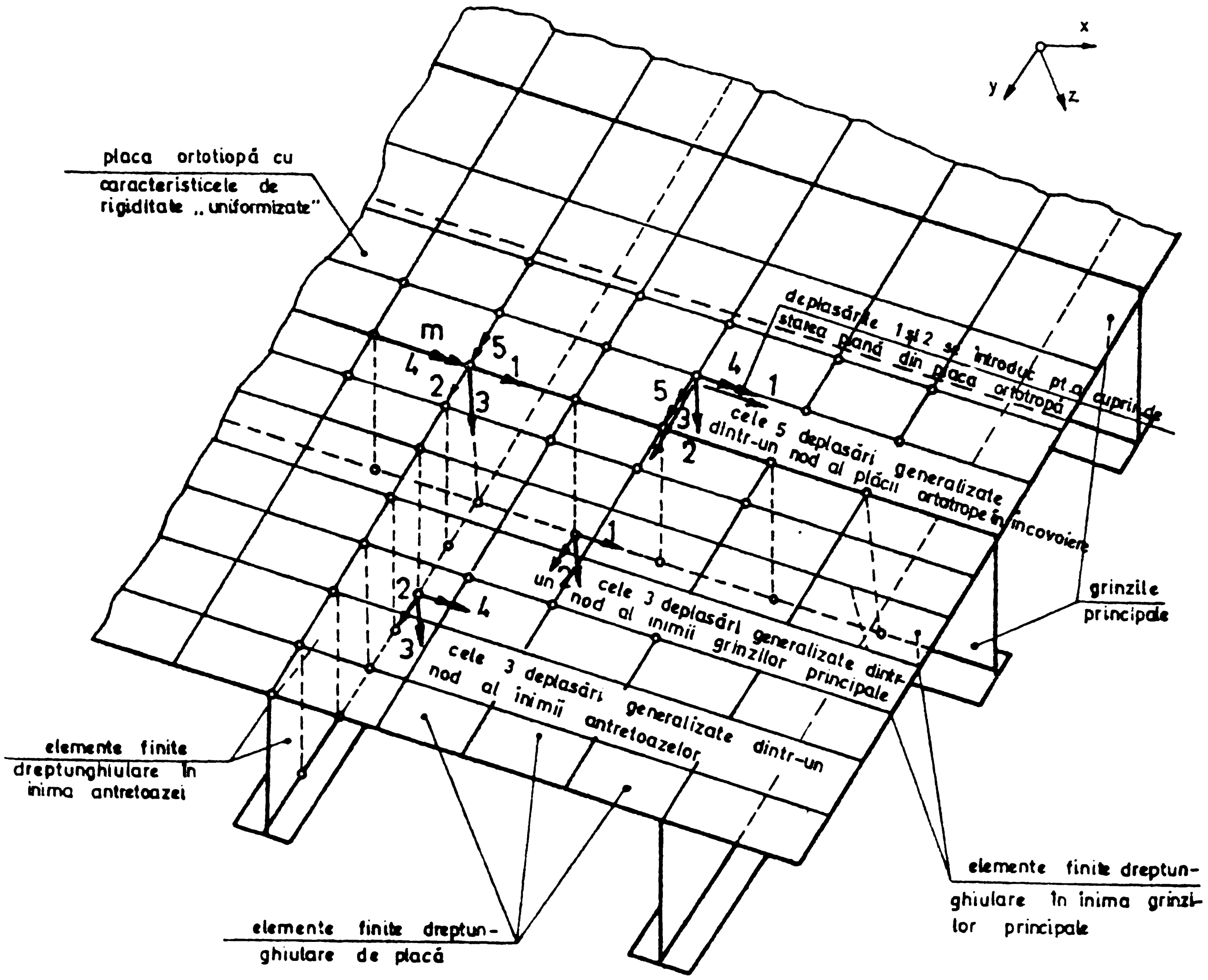


Fig. III. 6.

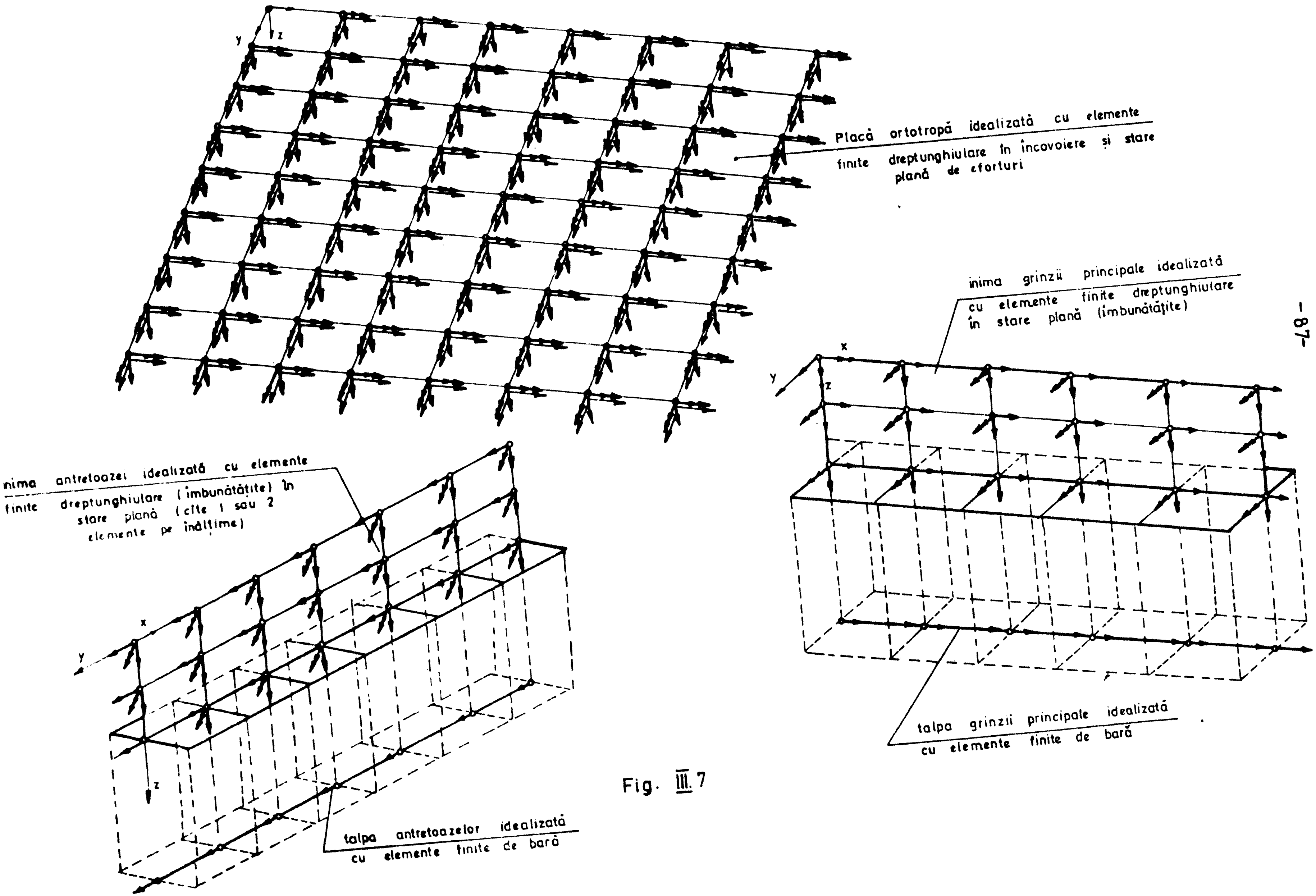

y
z
Placă ortotropă idealizată cu elemente finite dreptunghiulare în încovoiere și stare plană de eforturi
inima grinzii principale idealizată cu elemente finite dreptunghiulare în stare plană (îmbunătățite)
x
y
z
talpa grinzii principale idealizată cu elemente finite de bară
inima antretoazei idealizată cu elemente finite dreptunghiulare (îmbunătățite) în stare plană (cîte 1 sau 2 elemente pe înălțime)
x
y
z
talpa antretoazelor idealizată cu elemente finite de bară

Fig. III.7

Pentru prezentarea modului de alcătuire a matricei generale de rigiditate se va studia nodul m (fig.III.8) în care concură opt elemente finite. Intr-un nod m de joncţiune dintre placă, antretoaze şi grinzile principale intervin opt elemente finite: patru elemente finite de placă : 1,2,3,4 ; două elemente finite în stare plană, provenite din discretizarea inimii antretoazei: 5,6 ; şi două elemente finite în stare plană provenite din discretizarea inimii grinzilor principale: 7, 8, (fig.III.8).

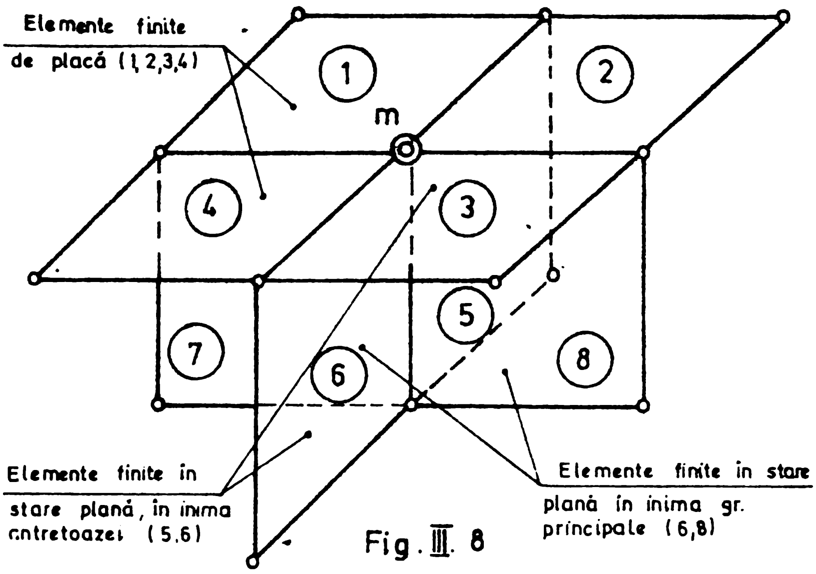


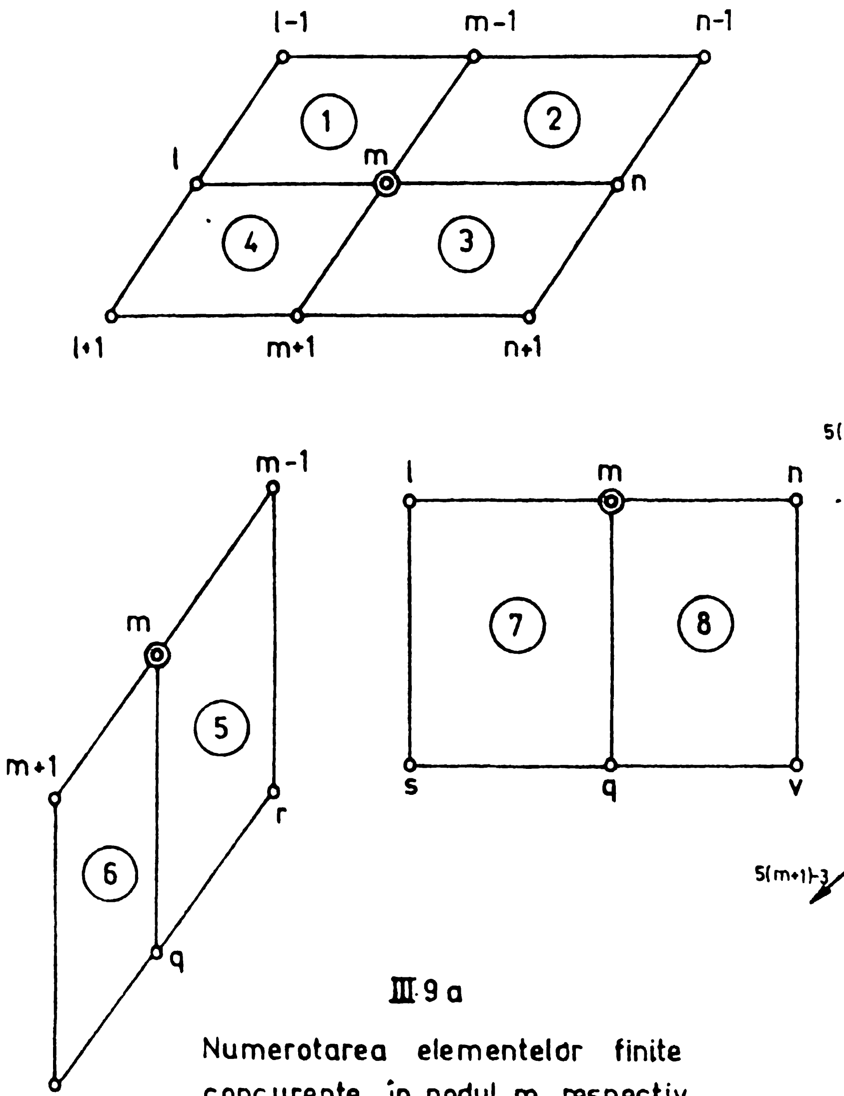
Fig.III. 8

In vederea sistematizării deplasărilor după natura lor, primele patru linii ale matricei de rigiditate sînt deplasările după axa ox;apoi urmează patru linii pentru deplasările după axa oz;două linii pentru deplasările elementelor finite în stare plană; patru linii pentru rotirile după axa ox; patru linii pentru rotirile după axa oy; şi o linie după axa oz pentru deplasarea elementelor finite din încovoiere.Aceasta numerotare se prezintă în fig.III.9.

Cunoscînd nodul m oarecare cu toate elementele finite adiacente nodului, se pot determina coeficienţii de rigiditate ai tuturor ecuaţiilor în metoda deplasărilor.

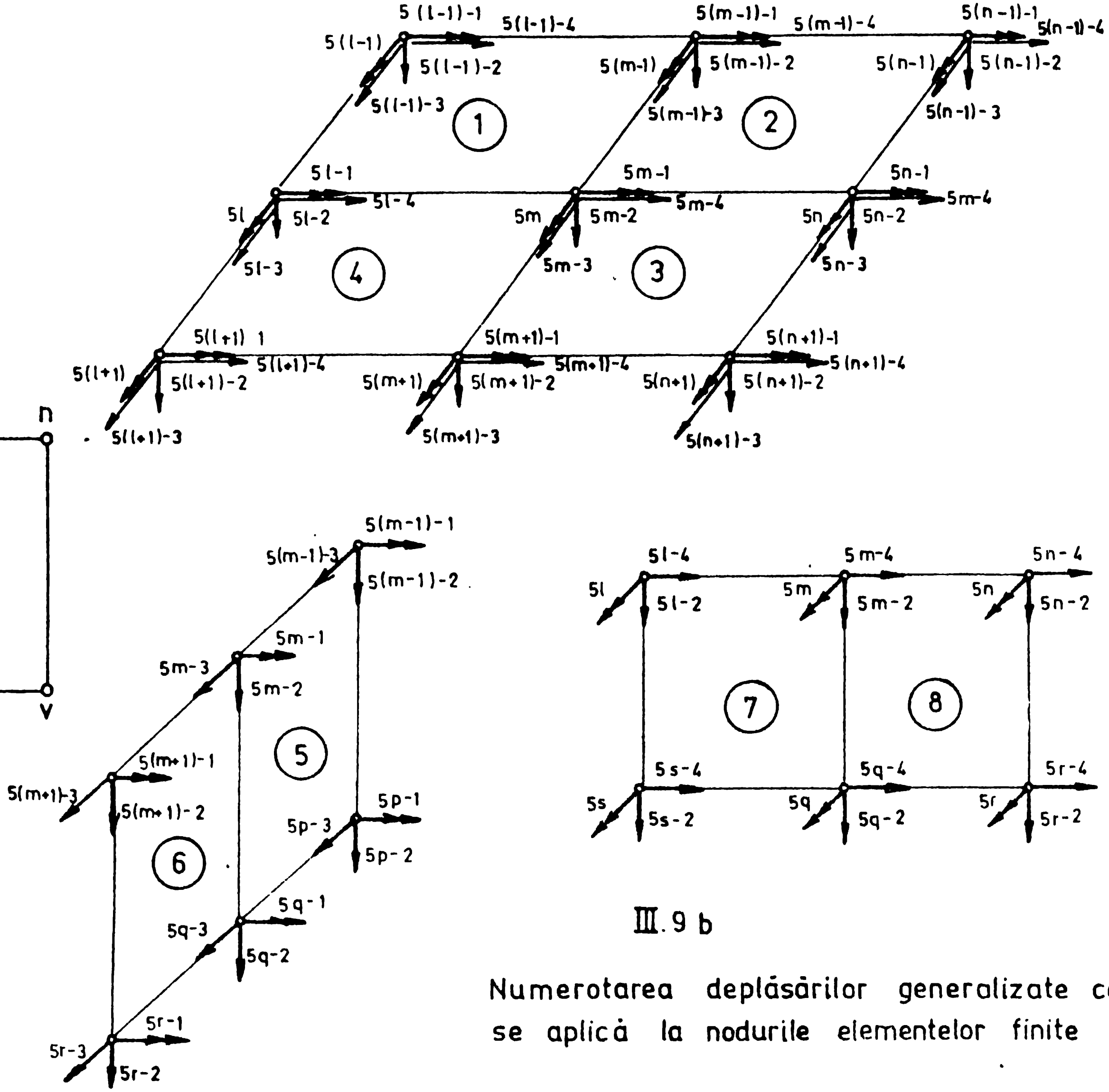
Dacă se urmăreşte determinarea, spre exemplu a ecuaţiei (liniei) 5m-2 (conform fig.III.9 a+b) se presupun toate nodurile blocate(pe direcţia celor 5 deplasări generalizate adoptate (fig.III.9 b) în afară de cîte una din directii,pentru care se aplică o deplasare unitară. Rezultă efortul care se produce după directia 5m-2.

In acest fel se pot calcula toţi coeficienţii care alcătuiesc o ecuaţie (linie) în matricea de rigiditate.



III.9 a

Numerotarea elementelor finite concurente în nodul m, respectiv numerotarea nodurilor acestor elemente



III.9 b

Numerotarea deplásárilor generalizate ce se aplicá la nodurile elementelor finite

Fig. III. 9

Presupunînd matricea generală de rigiditate:

$$k_{ij}\begin{cases} i = 1 \quad ,\dots\; 12 \\ j = 1 \quad \dots\; 12 \end{cases} \qquad \text{(III.53)}$$

a elementului finit raportată la numărătoarea deplasărilor din fig.III.1o se poate defini un mod de lucru similar cu cel al operatorului central în diferențe finite.

In acest scop se alcătuieşte un tablou sub forma unui "operator"în care sînt arătaţi coeficienţii ce provin din deplasările unitare menţionate mai sus şi care nu reprezintă altceva decît eforturile ce se produc pe direcţia 5m-2. Aceşti coeficienţi se deduc foarte simplu din coeficienţii matricei k iar poziţiile lor în ecuaţie sînt indicate de numărul pe care-l au conform fig.III.9 b.Spre exemplu dacă se dă o deplasare unitară pe direcţia 5 (ℓ-1)- 2 a elementului de placă 1, cu toate celelalte direcţii blocate va apare în nodul m pe direcţia 5m-2 un efort $k_{3,1}$ (conform fig.III.1o) adică $k_{5m-2,\;5(\ell-1)-2}$ (conform fig.III.9.b).

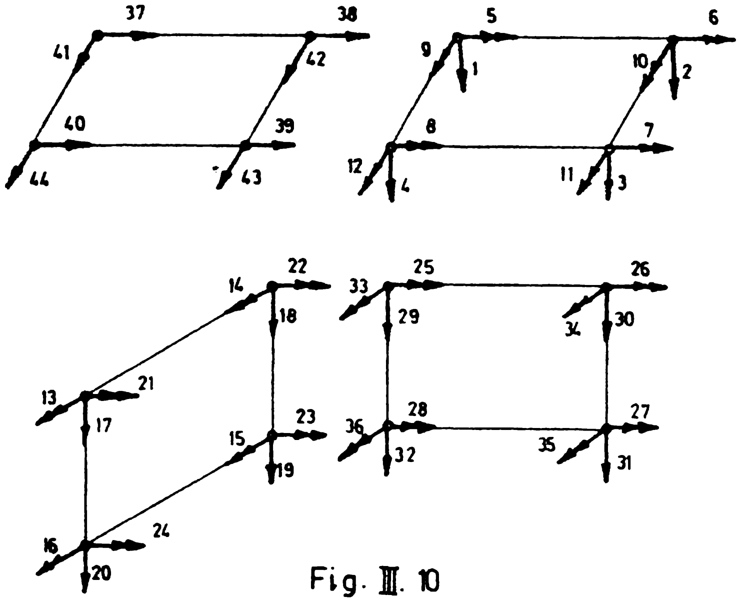


Fig. III. 10

Similar dînd o deplasare unitară pe direcţia 5 (ℓ-2), cu toate celelalte direcţii blocate va apare pe direcţia 5m-2 un efort $k_{3,4}$ de la elementul finit 1, $k_{2,1}$ de la elementul finit 2 şi $k_{30,29}$ de la elementul finit 7. Deci pe direcţia 5m-2 datorită deplasării unitare pe direcţia 5(ℓ-2), vor proveni de la cele trei elemente finite 1, 2, 7, trei coeficienţi, care însumaţi vor constitui coeficientul din matricea generală:

$$k_{5m-2,\,5(\ell-2)} = k_{3,4} + k_{2,1} + k_{30,29} \qquad \text{(III.54)}$$

Coeficientul necunoscutei principale va avea forma:

$$k_{5m-2,\,5m-2} = k_{3,3} + k_{4,4} + k_{1,1} + k_{2,2} + k_{17,17} + k_{18,18} + k_{30,30} + k_{29,29} \qquad \text{(III.55)}$$

aşa cum rezultă şi din tabelul centralizator din fig.III.12. In mod similar se poate proceda şi cu celelalte direcţii şi se obţin tablourile din fig.III.17 ... III.2o.

Din acest tabel precum şi din tablourile operatorilor din fig.III.11 a şi III.11 b se poate vedea că după această direcţie (5m-2) din toate elementele finite, atît cele de placă cît şi cele în stare plană rezultă coeficienţii $k_{i,j}$.

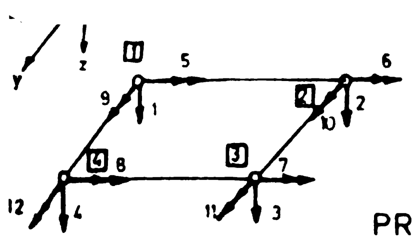
După celelalte directii însă,nu se obţin coeficienţi din toate elementele şi din toate nodurile:

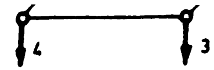
- după directia 5m-4, numai elementele finite în stare plană (7,8,1,2,3 şi 4) provenite din inima grinzilor principale şi din tola superioară (placă), dau coeficienţii $k_{i,j}$ (fig.III.13 a , III.13 b şi III.14);
- după direcţiile 5m-3, numai elementele finite în stare plană (5,6,1,2,3 şi 4) provenite din inima antretoazelor şi din tola superioară (placă), dau coeficienţii $k_{i,j}$ (fig.III.15.a, III.15.b şi III.14);
- după directiile 5m-1, numai elementele finite de placă(1,2,3 şi 4) şi elementele finite în stare plană provenite de la antretoaze (5 şi 6), dau coeficienţii $k_{i,j}$ (fig. III.17.a, b şi fig.III.18);
- după direcţiile 5 m numai elementele finite de placă (1,2,3, şi 4) şi elemente finite în stare plană(7 şi 8) provenite din grinzile principale dau coeficienţii $k_{i,j}$ (fig. III.19.a,b şi fig.III.2o);

Modul de alcătuire al ecuaţiilor prezentat în tablourile ce urmează permit utilizarea acestora direct la scrierea lor în limbajele de programare automată.

Procedeul expus are marele avantaj că se prezintă compact în programare, obţinîndu-se starea de tensiuni şi de deformaţie pe ansamblul structurii, ţinîndu-se cont de conlucrarea spaţială a tuturor elementelor componente ale acesteia, lucru extrem de important deoarece este cunoscut că aceasta nu este posibil în orice metodă de calcul.

Condiţiile de rezemare, de asemenea, pot fi luate în considerare, în orice formă s-ar pune, prin eliminarea ecuaţiilor (liniilor şi coloanelor) pentru care, pe direcţia necunoscutei principale, deplasarea este zero, datorită rezemării.





TABLOUL COEFICIENȚILOR ECUATIEI 5m-2 PROVENIȚI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE DE PLACĂ, CONCURENTE IN NODUL m.

Element 1

A	B	C
1	5(l-1)-2	$k_{3,1}$
5	5(l-1)-1	$k_{3,5}$
9	5(l-1)	$k_{3,9}$

A	B	C
2	5(m-1)-2	$k_{3,2}$
6	5(m-1)-1	$k_{3,6}$
10	5(m-1)	$k_{3,10}$

A	B	C
4	5l-2	$k_{3,4}$
8	5l-1	$k_{3,8}$
12	5l	$k_{3,12}$

A	B	C
3	5m-2	$k_{3,3}$
7	5m-1	$k_{3,7}$
11	5m	$k_{3,11}$

Element 2

A	B	C
1	5(m-1)-2	$k_{4,1}$
5	5(m-1)-1	$k_{4,5}$
9	5(m-1)	$k_{4,9}$

A	B	C
2	5(n-1)-2	$k_{4,2}$
6	5(n-1)-1	$k_{4,6}$
10	5(n-1)	$k_{4,10}$

A	B	C
4	5m-2	$k_{4,4}$
8	5m-1	$k_{4,8}$
12	5m	$k_{4,12}$

A	B	C
3	5n-2	$k_{4,3}$
7	5n-1	$k_{4,7}$
11	5n	$k_{4,11}$

NODUL m

Element 4

A	B	C
1	5l-2	$k_{2,1}$
5	5l-1	$k_{2,5}$
9	5l	$k_{2,9}$

A	B	C
2	5m-2	$k_{2,2}$
6	5m-1	$k_{2,6}$
10	5m	$k_{2,10}$

A	B	C
4	5(l+1)-2	$k_{2,4}$
8	5(l+1)-1	$k_{2,8}$
12	5(l+1)	$k_{2,12}$

A	B	C
3	5(m+1)-2	$k_{2,3}$
7	5(m+1)-1	$k_{2,7}$
11	5(m+1)	$k_{2,11}$

Element 3

A	B	C
1	5m-2	$k_{1,1}$
5	5m-1	$k_{1,5}$
9	5m	$k_{1,9}$

A	B	C
2	5n-2	$k_{1,2}$
6	5n-1	$k_{1,6}$
10	5n	$k_{1,10}$

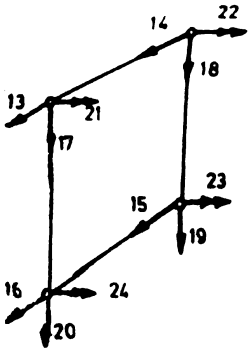
A	B	C
4	5(m+1)-2	$k_{1,4}$
8	5(m+1)-1	$k_{1,8}$
12	5(m+1)	$k_{1,12}$

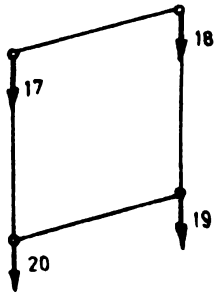
A	B	C
3	5(n+1)-2	$k_{1,3}$
7	5(n+1)-1	$k_{1,7}$
11	5(n+1)	$k_{1,11}$

OBS. A) Direcția după care se dau deplasări unitare (raportată la numerotarea din fig.)
B) Numărul coloanei din matricea de rigiditate unde se amplasează coeficientul
C) Coeficientul de rigiditate care se transmite

Fig. III. 11.a

TABLOUL COEFICIENTILOR ECUATIEI 5m-2
PROVENITI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE IN STARE PLANA, CONCURENTE IN NODUL m





Element 5

A	B	C
13	5m -3	k 17 13
17	5m -2	k 17,17
21	5m - 1	k 17,21

A	B	C
14	5(m-1)-3	k 17,14
18	5(m-1)-2	k 17,18
22	5(m-1)-1	k 17,22

A	B	C
16	5q -3	k 17,16
20	5q - 2	k 17,20
24	5q -1	k 17,24

A	B	C
15	5p - 3	k 17,15
19	5p - 2	k 17,19
23	5p - 1	k 17,23

Element 7

A	B	C
25	5l - 4	k 30 25
29	5l - 2	k 30,29
33	5l	k 30,33

A	B	C
26	5m - 4	k 30,26
30	5m - 2	k 30,30
34	5m	k 30,34

A	B	C
28	5s - 4	k 30,28
32	5s - 2	k 30,32
36	5s	k 30 36

A	B	C
27	5q - 4	k 30,27
31	5q - 2	k 30,31
35	5q	k 30,35

NODUL m

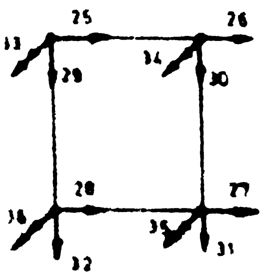
Element 8

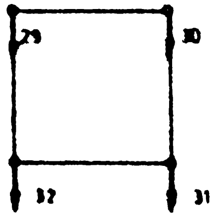
A	B	C
25	5m-4	k 29,25
29	5m-2	k 29,29
33	5m	k 29,33

A	B	C
26	5n-4	k 29,36
30	5n-2	k 29,30
34	5n	k 29,34

A	B	C
28	5q-4	k 29,28
32	5q-2	k 29,32
36	5q	k 29,36

A	B	C
27	5v-4	k 29,27
31	5v-2	k 29,31
35	5v	k 29,35





Element 6

A	B	C
13	5(m+1)-3	k 18 13
17	5(m+1)-2	k 18,17
21	5(m+1)-1	k 18,21

A	B	C
14	5m-3	k 18,14
18	5m-2	k 18,18
22	5m-1	k 18,22

A	B	C
16	5r-3	k 18,16
20	5r-2	k 18,20
24	5r	k 18,24

A	B	C
15	5q-3	k 18,15
19	5q-2	k 18,19
23	5q-1	k 18,23

Fig. III. 11.b

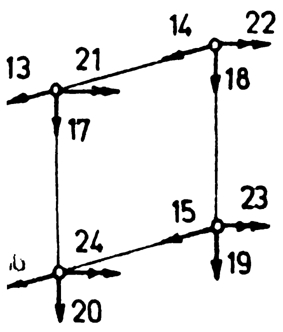
TABELUL CENRALIZATOR AL COEFICIENȚILOR ECUAȚIEI 5m-2 PROVENIȚI DIN CELE 8 ELEMENTE FINITE CONCURENTE ÎN NODUL m.

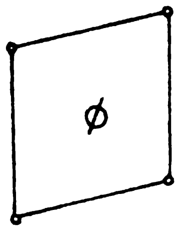
Nod	Indici	coef.	Componența coeficientului	Nod	Indici	coef.	Componența coeficientului
	5m-2	5(l-1)-4			5m-2	5q-4	k 30,27 + k 29,28
	5m-2	5(l-1)-3			5m-2	5q-3	k 17,16 + k 18,15
l-1	5m-2	5(l-1)-2	k 3,1	q	5m-2	5q-2	k 17,20 + k 18,19 + k 30,31 + k 29,32
	5m-2	5(l-1)-1	k 3,5		5m-2	5q-1	k 17,24 + k 18,23
	5m-2	5(l-1)	k 3,9		5m-2	5q	k 30,35 + k 29,36
	5m-2	5l-4	k 30,25		5m-2	5r-4	
	5m-2	5l-3			5m-2	5r-3	k 18,16
l	5m-2	5l-2	k 3,4 + k 2,1 + k 30,29	r	5m-2	5r-2	k 18,20
	5m-2	5l-1	k 3,8 k 2,5		5m-2	5r-1	k 18,24
	5m-2	5l	k 3,12 + k 2,9 + k 30,33		5m-2	5r	
	5m-2	5s-4	k 30,28		5m-2	5(m+1)-4	
	5m-2	5s-3			5m-2	5(m+1)-3	k 18,13
[illegible]	5m-2	5s-2	k 30,32	m+1	5m-2	5(m+1)-2	k 14 + k 2,3 + k 18,17
	5m-2	5s-1			5m-2	5(m+1)-1	k 18 + k 8,7 + k 18,21
	5m-2	5s	k 30,36		5m-2	5(m+1)	k 1,12 + k 2,11
	5m-2	5(l+1)-4			5m-2	5(n-1)-4	
	5m-2	5(l+1)-3			5m-2	5(n-1)-3	
l+1	5m-2	5(l+1)-2	k 2,4	n-1	5m-2	5(n-1)-2	k 4,2
	5m-2	5(l+1)-1	k 2,8		5m-2	5(n-1)-1	k 4,6
	5m-2	5(l+1)	k 2,12		5m-2	5(n-1)	k 4,10
	5m-2	5(m-1)-4			5m-2	5v-4	k 29,27
	5m-2	5(m-1)-3	k 17,14		5m-2	5v-3	
m-1	5m-2	5(m-1)-2	k 3,2 + k 4,1 + k 17,18	v	5m-2	5v-2	k 29,31
	5m-2	5(m-1)-1	k 3,6 + k 4,5 + k 17,22		5m-2	5v-1	
	5m-2	5(m-1)	k 3,10 + k 4,9		5m-2	5v	k 29,35
	5m-2	5p-4			5m-2	5n-4	k 29,26
	5m-2	5p-3	k 17,15		5m-2	5n-3	
p	5m-2	5p-2	k 17,19	n	5m-2	5n-2	k 4,3 + k 1,2 + k 29,30
	5m-2	5p-1	k 17,23		5m-2	5n-1	k 4,7 + k 1,6 +
	5m-2	5p			5m-2	5n	k 4,11 + k 1,10 k 29,34
	5m-2	5m-4	k 30,26 + k 29,25		5m-2	5(n+1)-4	
	5m-2	5m-3	k 17,13 + k 18,14		5m-2	5(n+1)-3	
m	5m-2	5m-2	k 3,3 + k 4,4 + k 1,1 + k 2,2 + k 17,17 + k 18,18 + k 30,30 + k 29,29	n+1	5m-2	5(n+1)-2	k 1,3
	5m-2	5m-1	k 3,7 + k 4,8 + k 1,5 + k 2,6 + k 17,21 + k 18,22		5m-2	5(n+1)-1	k 1,7
	5m-2	5m	k 3,1 + k 4,12 + k 1,9 + k 2,10 + k 30,34 + k 29,33		5m-2	5(n+1)	k 1,11

Fig. III. 12

TABELUL COEFICIENȚILOR ~~ECUAȚIEI 5m-4~~

PROVENIȚI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE IN STARE PLANĂ, CONCURENTE IN NODUL m





Element 5

A	B	C

A	B	C

A	B	C

A	B	C

Element 7

A	B	C
25	5l-4	k 26,25
29	5l-2	k 26,29
33	5l	k 26,33

A	B	C
26	5m-4	k 26,26
30	5m-2	k 26,30
34	5m	k 26,34

A	B	C
28	5s-4	k 26,28
32	5s-2	k 26,32
36	5s	k 26,36

A	B	C
27	5q-4	k 26,27
31	5q-2	k 26,31
35	5q	k 26,35

Nodul m

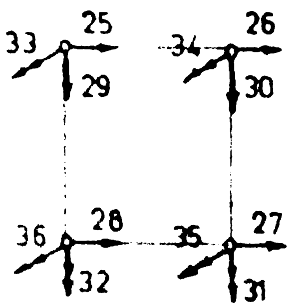
Element 8

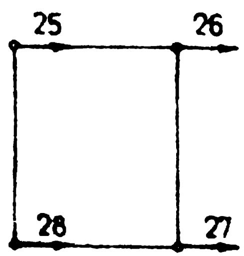
A	B	C
25	5m-4	k 25,25
29	5m-2	k 25,29
33	5m	k 25,33

A	B	C
26	5n-4	k 25,26
30	5n-2	k 25,30
34	5n	k 25,34

A	B	C
28	5q-4	k 25,28
32	5q-2	k 25,32
36	5q	k 25,36

A	B	C
27	5r-4	k 25,27
31	5r-2	k 25,31
35	5r	k 25,35





Element 6

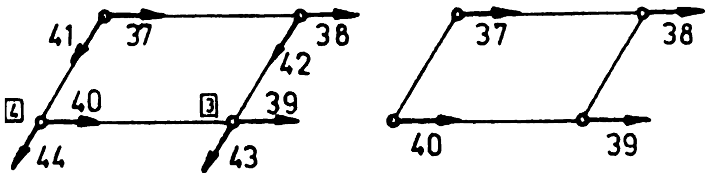
A	B	C

A	B	C

A	B	C

A	B	C

Fig III. 13. a.



TABLOUL COEFICIENTILOR ECUATIEI 5 m-4
PROVENITI DIN STAREA PLANA DIN CELE PATRU ELEMENTE FINITE DE PLACĂ, CONCURENTE
IN NODUL m.

Element ①

A	B	C
37	5(l-1)-4	$k_{39,37}$
41	5(l-1)-3	$k_{39,41}$
—	—	—

A	B	C
38	5(m-1)-4	$k_{39,38}$
42	5(m-1)-3	$k_{39,42}$
—	—	—

A	B	C
40	5l-4	$k_{39,40}$
44	5l-3	$k_{39,44}$
—	—	—

A	B	C
39	5m-4	$k_{39,39}$
43	5m-3	$k_{39,43}$
—	—	—

Element ②

A	B	C
37	5(l+1)-4	$k_{40,37}$
41	5(l-1)-3	$k_{40,41}$
—	—	—

A	B	C
38	5(m-1)-4	$k_{40,38}$
42	5(m-1)-3	$k_{40,42}$
—	—	—

A	B	C
40	5m-4	$k_{40,40}$
44	5m-4	$k_{40,44}$
—	—	—

A	B	C
39	5n-4	$k_{40,39}$
43	5n-3	$k_{40,43}$
—	—	—

NODUL
m

Element ④

A	B	C
37	5l-4	$k_{38,37}$
41	5l-3	$k_{38,41}$
—	—	—

A	B	C
38	5m-4	$k_{38,38}$
42	5m-3	$k_{38,42}$
—	—	—

A	B	C
40	5(l+1)-4	$k_{38,40}$
44	5(l+1)-3	$k_{38,44}$
—	—	—

A	B	C
39	5(m+1)-4	$k_{38,39}$
43	5(m+1)-3	$k_{38,43}$
—	—	—

Element ③

A	B	C
37	5m-4	$k_{37,37}$
41	5m-4	$k_{37,41}$
—	—	—

A	B	C
38	5n-4	$k_{37,38}$
42	5n-3	$k_{37,42}$
—	—	—

A	B	C
40	5(l+1)-4	$k_{37,40}$
44	5(l+1)-3	$k_{37,44}$
—	—	—

A	B	C
39	5(n+1)-4	$k_{37,39}$
43	5(n+1)-3	$k_{37,43}$
—	—	—

Fig. IV. 13. b

TABELUL COEFICIENTILOR ECUATIEI 5m-4
PROVENIȚI DIN CELE 8 ELEMENTE FINITE, CONCURENTE IN NODUL m.

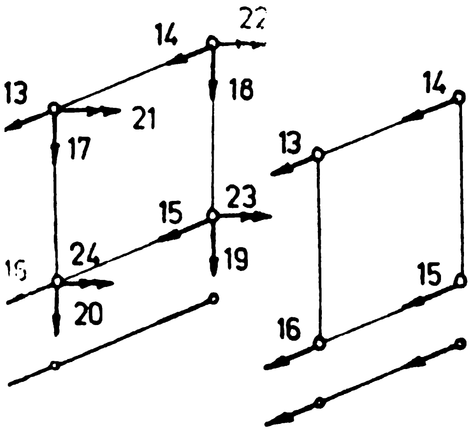
Nod	Indici	coefic.	Componența coeficienților
l-1	5m-4	5(l-1)-4	$k_{39,37}+k_{40,37}$
	5m-4	5(l-1)-3	$k_{39,41}+k_{40,41}$
	5m-4	5(l-1)-2	
	5m-4	5(l-1)-1	
	5m-4	5(l-1)	
l	5m-4	5l-4	$k_{39,40}+k_{38,37}$ $k_{26,25}$
	5m-4	5l-3	$k_{39,44}+k_{38,41}$
	5m-4	5l-2	$k_{26,29}$
	5m-4	5l-1	
	5m-4	5l	$k_{26,33}$
s	5m-4	5s-4	$k_{26,28}$
	5m-4	5s-3	
	5m-4	5s-2	$k_{26,32}$
	5m-4	5s-1	
	5m-4	5s	$k_{26,36}$
l+1	5m-4	5(l+1)-4	$k_{38,40}+$
	5m-4	5(l+1)-3	$k_{38,44}+$
	5m-4	5(l+1)-2	
	5m-4	5(l+1)-1	
	5m-4	5(l+1)	
m-1	5m-4	5(m-1)-4	$k_{39,38}+k_{40,38}$
	5m-4	5(m-1)-3	$k_{39,42}+k_{40,42}$
	5m-4	5(m-1)-2	
	5m-4	5(m-1)-1	
	5m-4	5(m-1)	
p	5m-4	5p-4	
	5m-4	5p-3	
	5m-4	5p-2	
	5m-4	5p-1	
	5m-4	5p	
m	5m-4	5m-4	$k_{39,39}+k_{38,38}+k_{40,40}+k_{37,37}+k_{26,26}+k_{25,25}$
	5m-4	5m-3	$k_{39,43}+k_{38,42}+k_{40,44}+k_{37,41}$
	5m-4	5m-2	$k_{26,30}+k_{25,29}$
	5m-4	5m-1	
	5m-4	5m	$k_{26,34}+k_{25,33}$

Nod	Indici	coefic.	Componența coeficienților
q	5m-4	5q-4	$k_{26,27}+k_{25,28}$
	5m-4	5q-3	
	5m-4	5q-2	$k_{26,31}+k_{25,32}$
	5m-4	5q-1	
	5m-4	5q	$k_{26,35}+k_{25,36}$
r	5m-4	5r-4	
	5m-4	5r-3	
	5m-4	5r-2	
	5m-4	5r-1	
	5m-4	5r	
m+1	5m-4	5(m+1)-4	$k_{38,39}+k_{37,40}$
	5m-4	5(m+1)-3	$k_{38,43}+k_{37,44}$
	5m-4	5(m+1)-2	
	5m-4	5(m+1)-1	
	5m-4	5(m+1)	
n-1	5m-4	5(n-1)-4	
	5m-4	5(n-1)-3	
	5m-4	5(n-1)-2	
	5m-4	5(n-1)-1	
	5m-4	5(n-1)	
v	5m-4	5v-4	$k_{25,27}$
	5m-4	5v-3	
	5m-4	5v-2	$k_{25,31}$
	5m-4	5v-1	
	5m-4	5v	$k_{25,34}$
n	5m-4	5n-4	$k_{40,39}+k_{37,38}+$ $k_{25,26}$
	5m-4	5n-3	$k_{40,43}+k_{37,42}+$
	5m-4	5n-2	$k_{25,30}$
	5m-4	5n-1	
	5m-4	5n	$k_{25,34}$
n+1	5m-4	5(n+1)-4	$k_{37,39}$
	5m-4	5(n+1)-3	$k_{37,43}$
	5m-4	5(n+1)-2	
	5m-4	5(n+1)-1	
	5m-4	5(n+1)	

Fig. III. 14

TABLOUL COEFICIENȚILOR ECUAȚIEI [illegible]

PROVENIȚI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE IN STARE PLANĂ, CONCURENTE IN NODUL m.



Element 5

A	B	C
13	5m-3	k 13,13
17	5m-2	k 13,17
21	5m-1	k 13,21

A	B	C
14	5(m-1)-3	k 13,14
18	5(m-1)-2	k 13,18
22	5(m-1)-1	k 13,22

A	B	C
16	5q-3	k 13,16
20	5q-2	k 13,20
24	5q-1	k 13,24

A	B	C
13	5p-3	k 13,15
19	5p-2	k 13,19
23	5p-1	k 13,23

Element 7

A	B	C

A	B	C

A	B	C

A	B	C

Nodul m

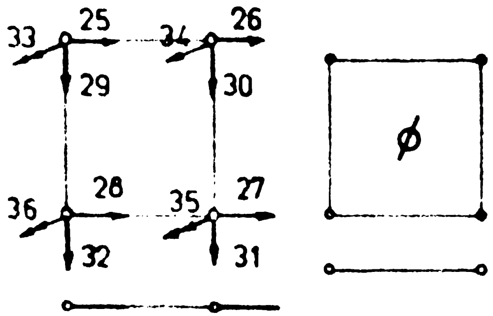
Element 8

A	B	C

A	B	C

A	B	C

A	B	C



Element 6

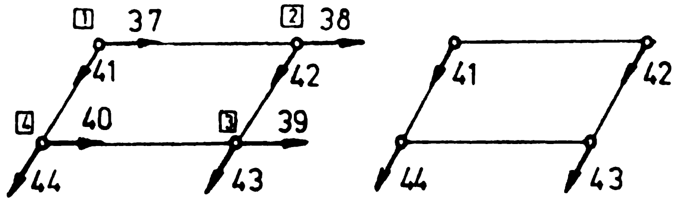
A	B	C
13	5(m+1)-3	k 14,13
17	5(m+1)-2	k 14,17
21	5(m+1)-1	k 14,21

A	B	C
14	5m-3	k 14,14
18	5m-2	k 14,18
22	5m-1	k 14,22

A	B	C
16	5r-3	k 14,16
20	5r-2	k 14,20
24	5r-1	k 14,24

A	B	C
15	5q-3	k 14,15
19	5q-2	k 14,19
23	5q-1	k 14,23

Fig. III. 15. a.



TABLOUL COEFICIENTILOR ECUATIEI 5m-3 PROVENITI DIN STAREA PLANA, DIN CELE PATRU ELEMENTE FINITE DE PLACĂ CONCURENTE IN NODUL m.

Element ①

A	B	C
37	5(l-1)-4	$k_{43,37}$
41	5(l-1)-3	$k_{43,41}$
–	–	–

A	B	C
38	5(m-1)-4	$k_{43,38}$
42	5(m-1)-3	$k_{43,42}$
–	–	–

A	B	C
40	5l-4	$k_{43,40}$
44	5l-3	$k_{43,44}$
–	–	–

A	B	C
39	5m-4	$k_{43,39}$
43	5m-3	$k_{43,43}$
–	–	–

Element ②

A	B	C
37	5(m-1)-4	$k_{44,37}$
41	5(m-1)-3	$k_{44,41}$
–	–	–

A	B	C
38	5(n-1)-4	$k_{44,38}$
42	5(n-1)-3	$k_{44,42}$
–	–	–

A	B	C
40	5m-4	$k_{44,40}$
41	5m-3	$k_{44,44}$
–	–	–

A	B	C
39	5n-4	$k_{44,39}$
43	5n-3	$k_{44,43}$
–	–	–

NODUL m

Element ④

A	B	C
37	5l-4	$k_{42,37}$
41	5l-3	$k_{42,41}$
–	–	–

A	B	C
38	5m-4	$k_{42,38}$
42	5m-3	$k_{42,42}$
–	–	–

A	B	C
40	5(l+1)-4	$k_{42,40}$
44	5(l+1)-3	$k_{42,44}$
–	–	–

A	B	C
39	5(m+1)-4	$k_{42,39}$
43	5(m+1)-3	$k_{42,43}$
–	–	–

Element ③

A	B	C
37	5m-4	$k_{41,37}$
41	5m-3	$k_{41,41}$
–	–	–

A	B	C
38	5n-4	$k_{41,38}$
42	5n-3	$k_{41,42}$
–	–	–

A	B	C
40	5(m+1)-4	$k_{42,40}$
44	5(m+1)-3	$k_{41,44}$
–	–	–

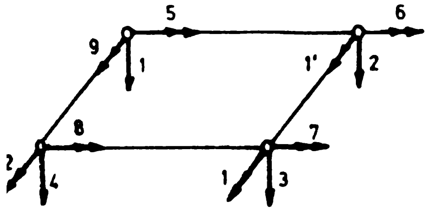
A	B	C
39	5(n+1)-4	$k_{41,39}$
43	5(n+1)-3	$k_{41,43}$
–	–	–

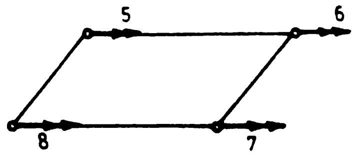
Fig. III.15.b.

TABELUL COEFICIENTILOR ECUAȚIEI 5 m-3
PROVENIȚI DIN CELE 8 ELEMENTE FINITE, CONCURENTE IN NODUL m

Nod	Indici coefic.		Componența coeficientului	Nod	Indici coefic.		Componența coeficientului
	5m-3	5(l-1)-4	$k_{43,37}$		5m-3	5q-4	
	5m-3	5(l-1)-3	$k_{43,31}$		5m-3	5q-3	$k_{13,16}+k_{14,15}$
l-1	5m-3	5(l-1)-2		q	5m-3	5q-2	$k_{13,20}+k_{14,19}$
	5m-3	5(l-1)-1			5m-3	5q-1	$k_{13,24}+k_{14,23}$
	5m-3	5(l-1)			5m-3	5q	
	5m-3	5l-4	$k_{43,40}+k_{42,37}$		5m-3	5r-4	
	5m-3	5l-3	$k_{43,44}+k_{42,41}$		5m-3	5r-3	$k_{14,16}$
l	5m-3	5l-2		r	5m-3	5r-2	$k_{14,20}$
	5m-3	5l-1			5m-3	5r-1	$k_{14,24}$
	5m-3	5l			5m-3	5r	
	5m-3	5s-4			5m-3	5(m+1)-4	$k_{42,39}+k_{41,40}$
	5m-3	5s-3			5m-3	5(m+1)-3	$k_{42,43}+k_{41,44}$ $k_{14,13}$
s	5m-3	5s-2		m+1	5m-3	5(m+1)-2	$k_{14,17}$
	5m-3	5s-1			5m-3	5(m+1)-1	$k_{14,21}$
	5m-3	5s			5m-3	5(m+1)	
	5m-3	5(l+1)-4	$k_{42,40}$		5m-3	5(n-1)-4	$k_{44,38}$
	5m-3	5(l+1)-3	$k_{42,44}$		5m-3	5(n-1)-3	$k_{44,42}$
l+1	5m-3	5(l+1)-2		n-1	5m-3	5(n-1)-2	
	5m-3	5(l+1)-1			5m-3	5(n-1)-1	
	5m-3	5(l+1)			5m-3	5(n-1)	
	5m-3	5(m-1)-4	$k_{43,38}+k_{44,37}$		5m-3	5v-4	
	5m-3	5(m-1)-3	$k_{43,42}+k_{44,41}$, $k_{13,14}$		5m-3	5v-3	
m-1	5m-3	5(m-1)-2	$k_{13,18}$	v	5m-3	5v-2	
	5m-3	5(m-1)-1	$k_{13,22}$		5m-3	5v-1	
	5m-3	5(m-1)			5m-3	5v	
	5m-3	5p-4			5m-3	5n-4	$k_{44,39}+k_{41,38}$
	5m-3	5p-3	$k_{13,15}$		5m-3	5n-3	$k_{44,43}$ $k_{41,42}$
p	5m-3	5p-2	$k_{13,19}$	n	5m-3	5n-2	
	5m-3	5p-1	$k_{13,23}$		5m-3	5n-1	
	5m-3	5p			5m-3	5n	
	5m-3	5m-4	$k_{43,39}+k_{42,38}+k_{44,40}+k_{41,37}$		5m-3	5(n+1)-4	$k_{41,39}$
	5m-3	5m-3	$k_{43,43}+k_{42,42}+k_{44,44}+k_{41,41}$ $k_{13,13}+k_{14,14}$		5m-3	5(n+1)-3	$k_{41,43}$
m	5m-3	5m-2	$k_{13,17}+k_{14,18}$	n+1	5m-3	5(n+1)-2	
	5m-3	5m-1	$k_{13,21}+k_{14,22}$		5m-3	5(n+1)-1	
	5m-3	5m			5m-3	5(n+1)	

Fig. III. 16





TABLOUL COEFICIENTILOR ECUAŢIEI 5m-1

PROVENIŢI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE DE PLACA, CONCURENTE IN NODUL m.

Element ①

A	B	C
1	5(l-1)-2	$k_{7,1}$
5	5(l-1)-1	$k_{7,5}$
9	5(l-1)	$k_{7,9}$

A	B	C
2	5(m-1)-2	$k_{7,2}$
6	5(m-1)-1	$k_{7,6}$
10	5(m-1)	$k_{7,10}$

A	B	C
4	5l-2	$k_{7,4}$
8	5l-1	$k_{7,8}$
12	5l	$k_{7,12}$

A	B	C
3	5m-2	$k_{7,3}$
7	5m-1	$k_{7,7}$
11	5m	$k_{7,11}$

Element ②

A	B	C
1	5(m-1)-2	$k_{8,1}$
5	5(m-1)-1	$k_{8,5}$
9	5(m-1)	$k_{8,9}$

A	B	C
2	5(n-1)-2	$k_{8,2}$
6	5(n-1)-1	$k_{8,6}$
10	5(n-1)	$k_{8,10}$

A	B	C
4	5m-2	$k_{8,4}$
8	5m-1	$k_{8,8}$
12	5m	$k_{8,12}$

A	B	C
3	5n-2	$k_{8,3}$
7	5n-1	$k_{8,7}$
11	5n	$k_{8,11}$

NODUL ⓜ

Element ④

A	B	C
1	5l-2	$k_{6,1}$
5	5l-1	$k_{6,5}$
9	5l	$k_{6,9}$

A	B	C
2	5m-2	$k_{6,2}$
6	5m-1	$k_{6,6}$
10	5m	$k_{6,10}$

A	B	C
4	5(l+1)-2	$k_{6,4}$
8	5(l+1)-1	$k_{6,8}$
12	5(l+1)	$k_{6,12}$

A	B	C
3	5(m+1)-2	$k_{6,3}$
7	5(m+1)-1	$k_{6,7}$
11	5(m+1)	$k_{6,11}$

Element ③

A	B	C
1	5m-2	$k_{5,1}$
5	5m-1	$k_{5,5}$
9	5m	$k_{5,9}$

A	B	C
2	5n-2	$k_{5,2}$
6	5n-1	$k_{5,6}$
10	5n	$k_{5,10}$

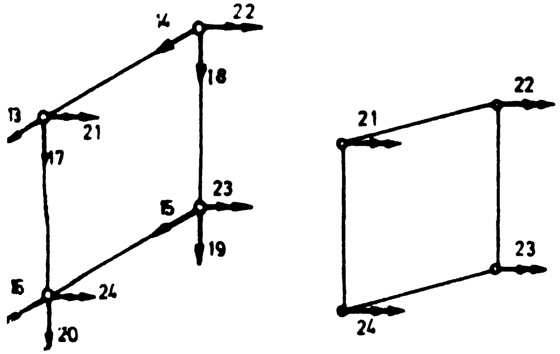
A	B	C
4	5(m+1)-2	$k_{5,4}$
8	5(m+1)-1	$k_{5,8}$
12	5(m+1)	$k_{5,12}$

A	B	C
3	5(n+1)-2	$k_{5,3}$
7	5(n+1)-1	$k_{5,8}$
11	5(n+1)	$k_{5,11}$

Fig. [illegible]. 17.a

TABLOUL COEFICIENTILOR ECUATIEI 5m-1

PROVENITI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE IN STARE PLANĂ, CONCURENTE IN NODUL m.



Element 5

A	B	C
13	5m - 3	$k_{21,13}$
17	5m - 2	$k_{21,17}$
21	5m - 1	$k_{21,21}$

A	B	C
14	5(m-1)-3	$k_{21,14}$
18	5(m-1)-2	$k_{21,18}$
22	5(m-1)-1	$k_{21,22}$

A	B	C
16	5q-3	$k_{21,16}$
20	5q-2	$k_{21,20}$
24	5q-1	$k_{21,24}$

A	B	C
15	5p-3	$k_{21,15}$
19	5p-2	$k_{21,19}$
23	5p-1	$k_{21,23}$

Element 7

A	B	C

A	B	C

A	B	C

A	B	C

NODUL m

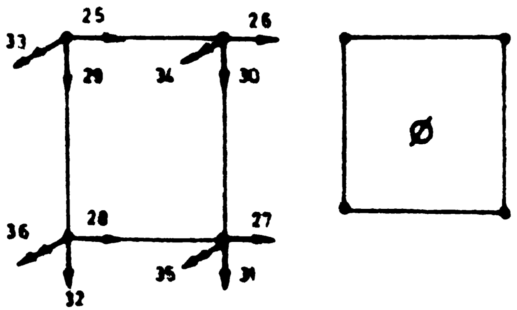
Element 8

A	B	C

A	B	C

A	B	C

A	B	C



Element 6

A	B	C
13	5(m+1)-3	$k_{22,13}$
17	5(m+1)-2	$k_{22,17}$
21	5(m+1)	$k_{22,21}$

A	B	C
14	5m-3	$k_{22,14}$
18	5m-2	$k_{22,18}$
22	5m-1	$k_{21,22}$

A	B	C
16	5r-3	$k_{22,16}$
20	5r-2	$k_{22,20}$
24	5r-1	$k_{20,24}$

A	B	C
15	5q-3	$k_{22,15}$
19	5q-2	$k_{22,19}$
23	5q-1	$k_{22,23}$

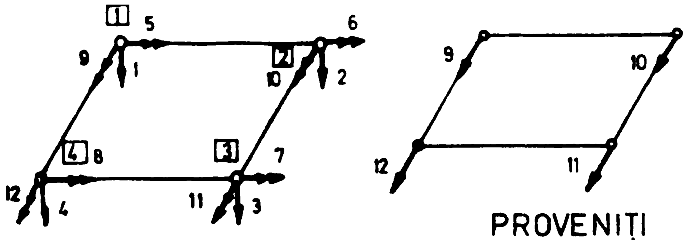
Fig. II 17.b

TABELUL COEFICIENȚILOR ECUAȚIEI 5m-1 PROVENIȚI DIN CELE 8 ELEMENTE FINITE, CONCURENTE IN NODUL m

Nod	Indici coef.		Componența coeficienților	Nod	Indici coef.		Componența coeficienților
l-1	5m-1	5(l-1)-4		q	5m-1	5q-4	
	5m-1	5(l-1)-3			5m-1	5q-3	$k_{21,16} + k_{22,15}$
	5m-1	5(l-1)-2	$k_{7,1}$		5m-1	5q-2	$k_{21,20} + k_{22,19}$
	5m-1	5(l-1)-1	$k_{7,5}$		5m-1	5q-1	$k_{21,24} + k_{21,23}$
	5m-1	5(l-1)	$k_{7,9}$		5m-1	5q	
l	5m-1	5l-4		r	5m-1	5r-4	
	5m-1	5l-3			5m-1	5r-3	$k_{22,16}$
	5m-1	5l-2	$k_{7,4} + k_{6,1}$		5m-1	5r-2	$k_{22,20}$
	5m-1	5l-1	$k_{7,8} + k_{6,5}$		5m-1	5r-1	$k_{22,24}$
	5m-1	5l	$k_{7,12} + k_{6,9}$		5m-1	5r	
s	5m-1	5s-4		m+1	5m-1	5(m+1)-4	
	5m-1	5s-3			5m-1	5(m+1)-3	$k_{22,13}$
	5m-1	5s-2			5m-1	5(m+1)-2	$k_{5,4} + k_{6,3} + k_{22,17}$
	5m-1	5s-1			5m-1	5(m+1)-1	$k_{5,8} + k_{6,7} + k_{22,21}$
	5m-1	5s			5m-1	5(m+1)	$k_{5,12} + k_{6,11}$
l+1	5m-1	5(l+1)-4		n-1	5m-1	5(n-1)-4	
	5m-1	5(l+1)-3			5m-1	5(n-1)-3	
	5m-1	5(l+1)-2	$k_{6,4}$		5m-1	5(n-1)-2	$k_{8,2}$
	5m-1	5(l+1)-1	$k_{6,8}$		5m-1	5(n-1)-1	$k_{8,6}$
	5m-1	5(l+1)	$k_{6,12}$		5m-1	5(n-1)	$k_{8,10}$
m-1	5m-1	5(n-1)-4		v	5m-1	5v-4	
	5m-1	5(n-1)-3	$k_{21,14}$		5m-1	5v-3	
	5m-1	5(n-1)-2	$k_{7,2} + k_{8,1} + k_{21,18}$		5m-1	5v-2	
	5m-1	5(n-1)-1	$k_{7,6} + k_{8,5} + k_{21,22}$		5m-1	5v-1	
	5m-1	5(n-1)	$k_{7,10} + k_{8,9}$		5m-1	5v	
p	5m-1	5p-4		n	5m-1	5n-4	
	5m-1	5p-3	$k_{21,15}$		5m-1	5n-3	
	5m-1	5p-2	$k_{21,19}$		5m-1	5n-2	$k_{8,3} + k_{5,2}$
	5m-1	5p-1	$k_{21,23}$		5m-1	5n-1	$k_{8,7} + k_{5,6}$
	5m-1	5p			5m-1	5n	$k_{8,11} + k_{5,10}$
m	5m-1	5m-4		n+1	5m-1	5(n+1)-4	
	5m-1	5m-3	$k_{21,13} + k_{22,14}$		5m-1	5(n+1)-3	
	5m-1	5m-2	$k_{7,3} + k_{8,4} + k_{5,1} + k_{6,2} + k_{21,17} + k_{22,18}$		5m-1	5(n+1)-2	$k_{5,3}$
	5m-1	5m-1	$k_{7,7} + k_{8,8} + k_{5,5} + k_{6,6} + k_{21,21} + k_{22,22}$		5m-1	5(n+1)-1	$k_{5,7}$
	5m-1	5m	$k_{7,11} + k_{8,12} + k_{5,9} + k_{6,10}$		5m-1	5(n+1)	$k_{5,11}$

OBS: Din elemente finite în stare plană din inima gr. principale nu intervin coef. pe direcția 5m-1

Fig. II. 18.



TABELUL COEFICIENȚILOR ECUAȚIEI 5m
PROVENIȚI DIN CELE 4 ELEMENTE DE PLACĂ, CONCURENTE IN NODUL m.

Element 1

A	B	C
1	5(l-1)-2	$k_{11,1}$
5	5(l-1)-1	$k_{11,5}$
9	5(l 1)	$k_{11,9}$

A	B	C
2	5(m-1)-2	$k_{11,2}$
6	5(m-1)-1	$k_{11,6}$
10	5(m-1)	$k_{11,10}$

A	B	C
4	5l-2	$k_{11,4}$
8	5l-1	$k_{11,8}$
12	5l	$k_{11,12}$

A	B	C
3	5m-2	$k_{11,3}$
7	5m-2	$k_{11,7}$
11	5m	$k_{11,11}$

Element 2

A	B	C
1	5(m-1)-2	$k_{12,1}$
5	5(m-1)-1	$k_{12,5}$
9	5(m-1)	$k_{12,9}$

A	B	C
2	5(n-1)-2	$k_{12,2}$
6	5(n-1)-1	$k_{12,6}$
10	5(n-1)	$k_{12,10}$

A	B	C
4	5m-2	$k_{12,4}$
8	5m-1	$k_{12,8}$
12	5m	$k_{12,12}$

A	B	C
3	5n-2	$k_{12,3}$
7	5n-1	$k_{12,7}$
11	5n	$k_{12,11}$

NODUL
m

Element 4

A	B	C
1	5l-2	$k_{10,1}$
5	5l-1	$k_{10,5}$
9	5l	$k_{10,1}$

A	B	C
2	5m-2	$k_{10,2}$
6	5m-1	$k_{10,6}$
10	5m	$k_{10,10}$

A	B	C
4	5(l+1)-2	$k_{10,4}$
8	5(l+1)-1	$k_{10,8}$
12	5(l+1)	$k_{10,12}$

A	B	C
3	5(m+1)-2	$k_{10,3}$
7	5(m+1)-1	$k_{10,7}$
11	5(m+1)	$k_{10,11}$

Element 3

A	B	C
1	5m-2	$k_{9,1}$
5	5m-1	$k_{9,5}$
9	5m	$k_{9,9}$

A	B	C
2	5n-2	$k_{9,2}$
6	5n-1	$k_{9,6}$
10	5n	$k_{9,10}$

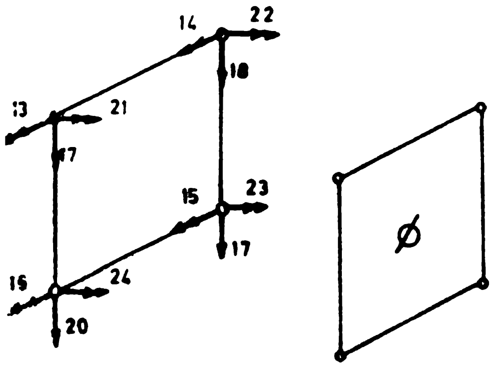
A	B	C
4	5(m+1)-2	$k_{9,4}$
8	5(m+1)-1	$k_{9,8}$
12	5(m+1)	$k_{9,12}$

A	B	C
3	5(n+1)-2	$k_{9,3}$
7	5(n+1)-1	$k_{9,7}$
11	5(n+1)	$k_{9,11}$

Fig. III. 19.a

TABLOUL COEFICIENȚILOR ECUAȚIEI 5m

PROVENITI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE IN STARE PLANĂ, CONCURENTE IN NODUL m.



Elementul ⑤

A	B	C

A	B	C

A	B	C

A	B	C

Elementul ⑦

A	B	C
25	5l - 4	$k_{34,35}$
29	5l - 2	$k_{34,29}$
33	5l	$k_{34,33}$

A	B	C
26	5m - 4	$k_{34,26}$
30	5m - 2	$k_{34,30}$
34	5m	$k_{34,34}$

A	B	C
28	5s - 4	$k_{34,28}$
32	5s - 2	$k_{34,32}$
36	5s	$k_{34,36}$

A	B	C
27	5q - 4	$k_{34,27}$
31	5q - 2	$k_{34,31}$
35	5q	$k_{34,35}$

NODUL m

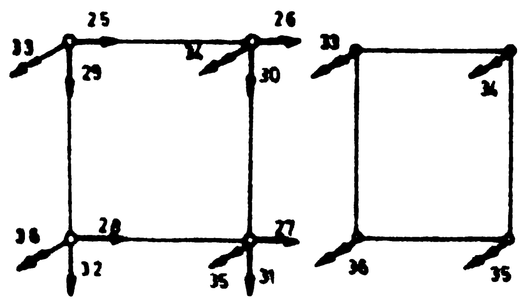
Elementul ⑧

A	B	C
25	5m - 4	$k_{33,25}$
29	5m - 2	$k_{33,29}$
33	5m	$k_{33,33}$

A	B	C
26	5n - 4	$k_{33,26}$
30	5n - 2	$k_{33,30}$
34	5n	$k_{33,34}$

A	B	C
28	5q - 4	$k_{33,28}$
32	5q - 2	$k_{33,32}$
36	5q	$k_{33,36}$

A	B	C
27	5v - 4	$k_{33,27}$
31	5v - 2	$k_{33,31}$
35	5v	$k_{33,35}$



Elementul ⑥

A	B	C

A	B	C

A	B	C

A	B	C

Fig. III. 19.b

TABELUL COEFICIENTILOR ECUATIEI 5m.
PROVENITI DIN CELE 8 ELEMENTE FINITE CONCURENTE IN NODUL m.

Nod.	Indici	coeficie	Componența coeficientului	Nod	Indici	coefic.	Componența coeficientului
l-1	5m	5(l-1)-4			5m	5q-4	k 34,27 + k 33,28
	5m	5(l-1)-3		q	5m	5q-3	
	5m	5(l-1)-2	k 11,1		5m	5q-2	k 34,31 + k 33,32
	5m	5(l-1)-1	k 11,5		5m	5q-1	
	5m	5(l-1)	k 11,9		5m	5q	k 34,35 + k 33,36
l	5m	5l-4	k 34,25	r	5m	5r-4	
	5m	5l-3			5m	5r-3	
	5m	5l-2	k 11,4 + k 10,1 k 34,29		5m	5r-2	
	5m	5l-1	k 11,8 + k 10,5		5m	5r-1	
	5m	5l	k 11,12 + k 10,9 k 34,33		5m	5r	
s	5m	5s-4	k 34,28	m+1	5m	5(m+1)-4	
	5m	5s-3			5m	5(m+1)-3	
	5m	5s-2	k 34,32		5m	5(m+1)-2	k 9,4 + k 10,3
	5m	5s-1			5m	5(m+1)-1	k 9,8 + k 10,7
	5m	5s	k 34,36		5m	5(m+1)	k 9,12 + k 10,11
l+1	5m	5(l+1)-4		n-1	5m	5(n-1)-4	
	5m	5(l+1)-3			5m	5(n-1)-3	
	5m	5(l+1)-2	k 10,4		5m	5(n-1)-2	k 12,2
	5m	5(l+1)-1	k 10,8		5m	5(n-1)-1	k 12,6
	5m	5(l+1)	k 10,12		5m	5(n-1)	k 12,10
m-1	5m	5(m-1)-4		v	5m	5v-4	k 33,27
	5m	5(m-1)-3			5m	5v-3	
	5m	5(m-1)-2	k 11,2 + k 12,1		5m	5v-2	k 33,31
	5m	5(m-1)-1	k 11,6 + k 12,5		5m	5v-1	
	5m	5(m-1)	k 11,10 + k 12,9		5m	5v	k 33,35
p	5m	5p-4		n	5m	5n-4	k 33,26
	5m	5p-3			5m	5n-3	
	5m	5p-2			5m	5n-2	k 12,3 + k 9,2 k 33,30
	5m	5p-1			5m	5n-1	k 12,7 + k 9,6
	5m	5p			5m	5n	k 12,11 + k 9,10 k 33,34
m	5m	5m-4	k 34,26 + k 33,25	n+1	5m	5(n+1)-4	
	5m	5m-3			5m	5(n+1)-3	
	5m	5m-2	k 11,3 + k 12,4 + k 9,1 + k 10,2 k 34,30 + k 33,29		5m	5(n+1)-2	k 9,3
	5m	5m-1	k 11,7 + k 12,8 + k 9,5 + k 10,6		5m	5(n+1)-1	k 9,7
	5m	5m	k 11,11 + k 12,12 + k 9,9 + k 10,10 k 34,34 + k 33,33		5m	5(n+1)	k 9,11

Fig. II. 20

OBS. Din elemente finite în stare plană din inimă antretoazelor nu intervin coef. pe direcția 5m

Autorul a aplicat acest procedeu pentru studiul stării de tensiune şi de deformaţie a structurii de rezistenţă a porţii de ecluză buscată, SHEN - Porţile de Fier II - Gruia şi a modelului acestei porţi (executat şi încercat în laboratorul de încercări al C.C.P.E.H. - Timişoara).

Rezultatele calculelor sînt expuse la Cap. V.

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

1. Ciomocoş F.D. - Calculul structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză cu metoda elementelor finite. Simpozionul colectivului catedrei construcţii metalice - I.P.Timişoara - 23 iunie 1978.

2. Ciomocoş F.D. - Discretizarea structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză cu elemente finite identice. Sesiunea jubiliară I.P.Cluj - Napoca 28-29 octombrie 1978.

3. Gheorghiu Al. - Concepţii moderne în calculul structurilor. Editura Tehnică, Bucureşti 1975.

4. Gunhard - Aestius Oravas - Deformation of Ring Girdes Stiffening Thin Shells of Rotation. Memoires Abhandlungen Publication, 195[illegible].

5. Hiroschi Miyamoto, - Application of the finite element method to the mechanics of fracture. Journal of the Faculty of Engineering the University of Tokyo. sept. 1974.

6. Kaung - Han Chu - Secondary Moments, and Rotations, Inflection Points and Elastic Buckling Loads of Truss Membres. Memoires Abhandlungen Publications, 1959.

7. Masao Naruoka - On the Analyses of a Skew Girder Bridge by the Theory of orthotropic Parallelogram Plates. Memoires Abhandlungen Publications, 1957.

8. Massonnet Ch. - Plaques et coques cylindriques orthotropes à nervures dissymétrique. Memoires Abhandlungen Publications, 19[illegible].

BUPT

9. Massonnet Gh., Deprez G. - Calculul structurilor la calculatoare electronice(traducere din limba engleză).Editura tehnică,1972.

1o.Oblemenco Gh. - Consideraţii privind alcătuirea matricei generală de rigiditate a unei structuri de rezistenţă din elemente structurale idealizate. Revista construcţiilor ,1973.

11.Oblomenco Gh. - Contribuţii privind calculul static şi de stabilitate a structurilor complex static nedeterminate cu aplicaţii directe la calculul plăcilor ortotrope. Teza de doctorat, I.C.P.T.T.Bucureşti, 1975.

12.Pelikan W. - Die Stahlfahrbahn, Berechnung und Konstruktion. M.A.N.Forschungsheft nr.7/1957.

13.Ping - Chung - Wang - Metode numerice şi materiale în mecanica construcţiilor (traducere din limba engleză). Editura tehnică, Bucureşti 197o.

14.Preszemieniecki J.S. - Theory of matrix structural analysis Mc. Graw - Hill Book Company.

CAPITOLUL
IV

CALCULUL PORTILOR DE ECLUZA CU METODA RETELELOR DE GRINZI UTILIZIND ELEMENTELE FINITE DE BARA

1. INTRODUCERE

Metoda reţelelor de grinzi a fost utilizată în lucrare la calculul eforturilor în structura de rezistenţă a unui număr de patru porţi de ecluză:

- Poarta buscată de la ecluzele Porţile de Fier I.
- Poarta buscată de la ecluzele Porţile de Fier II Gruia.
- Poarta plană de la ecluzele Lanaye Belgia.
- Modelul porţii buscate - Porţile de Fier II -Grui

In calculele cu această metodă structura de rezistenţă se consideră ca o reţea de bare pe cele două direcţii(ve reţelele de grinzi prezentate la cap. V.):

- pe direcţia orizontală-grinzile principale;
- pe direcţie verticală-antretoazele.

Fiecare bară se consideră ca un element finit de grindă. In alcătuirea secţiunilor transversale ale acestor elemente de grindă s-a luat în considerare şi o porţiune din tola metalică. Lăţimea de conlucrare a tolei s-a considerat aceiaşi ca şi în proiectele de execuţie ale porţilor de ecluze amintit aceasta pentru a putea realiza şi comparaţia între rezultatele obţinute cu această metodă şi rezultatele cu calculele actuale din proiectare.

Calculul fiind matricial,se determină matricea de rigiditate [k] pentru elementele de grindă, iar apoi matricea de rigiditate a structurii,pe aceleaşi principii ca şi la Cap. III.

2. DETERMINAREA MATRICEI DE RIGIDITATE A ELEMENTULUI DE GRINDA.

Se consideră elementul finit de grindă din fig. IV.1, asupra căruia acţionează cele 12 forţe generalizate:

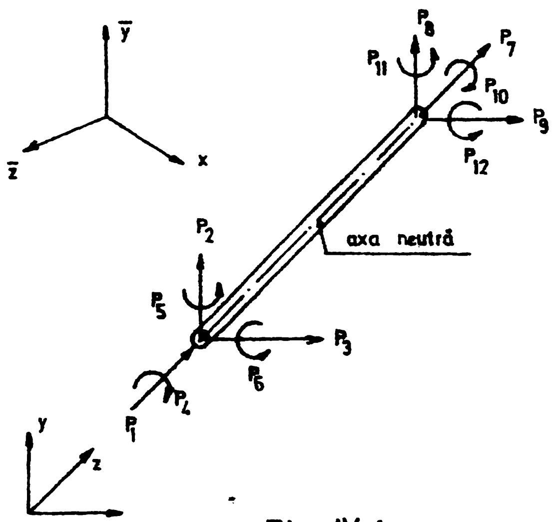


Fig. IV.1

P_1, P_7 - forţele axiale

P_2, P_3, P_8, P_9 - forţele tăietoare

P_5, P_6, P_{11}, P_{12} - momentele încovoietoare

P_4, P_{10} - momentele de torsiune.

Deplasările corespunzătoare sînt u_1 .... u_{12}.

Acestea sînt pozitive dacă se produc în sensul pozitiv al forţelor generalizate.

Pentru determinarea relaţiilor dintre forţă - deformaţie, caracteristicele de rigiditate ale unui element de grindă rezultă direct din ecuaţiile diferenţiale ale deformaţiilor grinzii utilizate în teoria inginerească.

Deoarece se presupune că planele de încovoiere xoy şi xoz coincid cu axele principale ale secţiunii transversale şi că axa O_x coincide cu axa grinzii, cele 12 forţe se pot separa în 6 grupe, care se consideră independent.

Forţele axiale P_1 şi P_7 .

Ecuaţia diferenţială pentru deplasarea axială "u" a unei grinzi acţionată de forţele P_1 şi P_7 (fig. IV.3) este:

$$P_1 = - EA \frac{du}{dx} \qquad (IV.1)$$

Ecuaţia (IV.2) se poate integra direct şi rezultă:

$$P_{1x} = - uEA + C \; . \qquad (IV.2)$$

unde C_1 este o constantă de integrare care se determină din condiţii de margine (conf.fig.

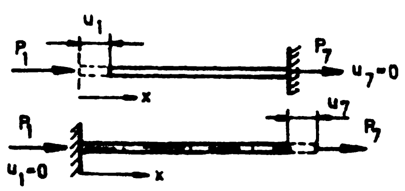


Fig. IV.2

$$C_1 = P_1 \cdot \ell \qquad (IV.3)$$

Folosind ecuaţia (IV.2) şi (IV.3) pentru $x = o$ se obţine:

$$P_1 = \frac{EA}{\ell} u_1 \qquad (IV.4)$$

De asemeni din ecuaţia de echilibru după axa x rezultă:

$$P_1 = - P_7 \qquad (IV.5)$$

Interpretarea algebrică a relaţiei forţă deplasare $P = k\,u$ poate fi folosită pentru definiţia individuală a coeficienţilor de rigiditate K_{ij}. De exemplu, K_{ij} reprezintă efortul pe direcţia forţei P_i datorită deplasării unitare pe direcţia j (u_j) cînd toate celelalte deplasări sînt zero.

Deci:

$$K_{11} = \frac{P_1}{u_1} = \frac{EA}{\ell} \qquad (IV.\ 6)$$

şi

$$K_{7\ 1} = \frac{P_7}{u_1} = - \frac{EA}{\ell} \qquad (IV.\ 7)$$

Similar dacă $u_1 = o$ şi $u_7 \neq o$ rezultă:

$$K_{77} = \frac{EA}{\ell} \qquad (IV.\ 8)$$

Momentele de răsucire P_4 şi P_{10}.

Ecuaţia diferenţială a unghiului de răsucire θ a unei grinzi acţionată de momentele de răsucire P_4 şi P_{10} (fig.IV.3) este:

$$P_4 = - G\,J\,\frac{d\theta}{dx} \qquad (IV.9)$$

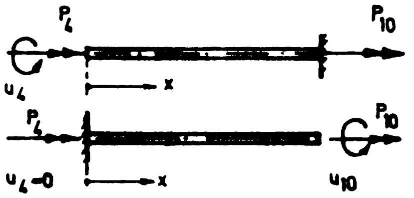


Fig. IV. 3

Integrînd ecuaţia (IV.9) se obţine:

$$P_4 \cdot x = - G\,J\,\theta + C_1 \qquad (IV.10)$$

şi folosind condiţia de margine $\theta = 0$ la $x = \ell$ rezultă :

$$C_1 = P_4 \cdot \ell \qquad (IV.11)$$

Din $\theta = u_4$ la $x = o$ şi din (IV.1o) si (IV.11) rezultă:

$$P_4 = \frac{GJ}{\ell} u_4 \qquad \text{(IV.12)}$$

Folosind ecuaţia de echilibru a momentelor de răsucire din fig. IV.3 se obţine:

$$P_{10} = - P_4 \qquad \text{(IV.12)'}$$

Deci:

$$K_{44} = \frac{P_4}{u_4} = \frac{GJ}{\ell} \qquad \text{(IV.13)}$$

$$K_{10\,4} = \frac{P_{10}}{u_4} = \frac{-GJ}{\ell} \qquad \text{(IV.14)}$$

Similar dacă $u_4 = 0$ se poate arăta că :

$$K_{10\,10} = \frac{GJ}{\ell} \qquad \text{(IV.15)}$$

Forţele tăietoare P_2 şi P_8.

Deformaţia laterală V a unei grinzi supusă la acţiunea forţelor tăietoare cu momentele (fig.IV.4) este dată de :

$$V = V_b + V_3 \qquad \text{(IV.16)}$$

unde V_b este deformaţia laterală dată de efortul de încovoiere iar V_s este deformaţia suplimentară dată de eforturile de tăiere.

$$\frac{dV_s}{dx} = \frac{-P_2}{GA_s} \qquad \text{(IV.17)}$$

unde A_s reprezintă aria efectivă a secţiunii transversale la tăiere.

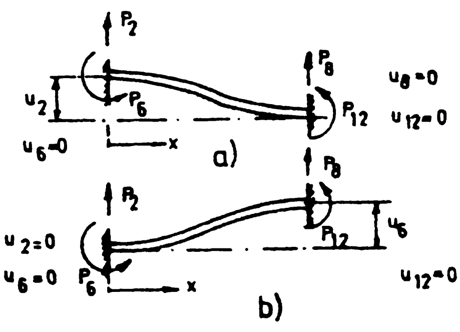


Fig. IV. 4.

Deformaţia din încovoiere pentru grinda din fig.IV.5 a este dată de ecuaţia diferenţiată :

$$EI_z \frac{d^2 V_b}{dx^2} = P_2 . X - P_6 \qquad \text{(IV.18)}$$

Prin integrarea ecuaţiei (IV.27) şi (IV.28) rezultă:

$$EI_z \cdot v = \frac{P_2\, x^3}{6} - \frac{P_6\, x^2}{2} + \left(C_1 - \frac{P_2\, EI_z}{GA_s}\right) x + C_2 \quad \text{(IV.19)}$$

unde C_1 şi C_2 sînt constante de integrare care se determină din condiţiile de margine:

$$\frac{dv}{dx} = \frac{dv_s}{dx} = \frac{-P_2}{GA_s} \quad \text{la} \quad x = o\,, \quad x = \ell \quad \text{(IV.2o)}$$

$$v = o \quad \text{la} \quad x = \ell \quad \text{(IV.21)}$$

Ecuaţia (IV.19) devine :

$$EI_z v = \frac{P_2 \cdot x^3}{6} - \frac{P_6 \cdot x^2}{2} - \frac{P_2 \cdot \emptyset \cdot x \cdot \ell^2}{12} + (\ell + \emptyset)\, \frac{\ell^3 \cdot P_2}{12} \quad \text{(IV.22)}$$

unde:

$$P_6 = \frac{P_2 \cdot \ell}{2} \quad \text{(IV.23)}$$

şi

$$\emptyset = \frac{12 \cdot EI_z}{GA_s \ell^2} \quad \text{(IV.24)}$$

Din ecuaţiile de echilibru rezultă :

$$P_8 = - P_2 \quad \text{(IV.25)}$$

şi

$$P_{12} = - P_6 + P_2 \ell \quad \text{(IV.26)}$$

Se ştie că la $x = o$ $v = u_2$ şi de aici ec. (IV.22) devine:

$$u_2 = (1 + \emptyset)\, \frac{l^3 P_2}{12\; EI_z} \quad \text{(IV.27)}$$

Inlocuind relaţia (IV.23) şi (IV.25) în (IV.27) se obţine:

$$K_2 = \frac{P_2}{u_2} = \frac{12\; EI_z}{(1 + \emptyset)\ell} \quad \text{(IV.28)}$$

$$K_6 = \frac{P_6}{u_2} = \frac{P_2 \cdot \ell}{2u_2} = \frac{6\; EI_z}{(1+\emptyset)\ell^2} \quad \text{(IV.29)}$$

$$K_8 = \frac{P_8}{u_2} = \frac{-12\; EI_z}{(1+\emptyset)\, \ell} \quad \text{(IV.3o)}$$

$$K_{12\,2} = \frac{P_{12}}{u_2} = \frac{(-P_6 + P_2 \cdot \ell)}{u_2} = \frac{6\,EI_z}{(1+\emptyset)\ell^2} \quad (IV.31)$$

Procedînd similar cu grinda din fig. IV. 4 b se obţine:

$$K_{8\,8} = K_{2.2} = \frac{12\,EI_z}{(1+\emptyset)\ell^3} \quad (IV.32)$$

$$K_{12\,8} = -K_{6\,2} = \frac{-6\,EI_z}{(1+\emptyset)\ell^2} \quad (IV.33)$$

Momentele încovoietoare P_6 şi P_{12} .

Pentru determinarea coeficienţilor de rigiditate asociaţi rotaţiilor u_6 şi u_{12} ,grinda este solicitată de momente încovoietoare asociate cu tăierea aşa cum se vede în fig. IV.5. Deformaţiile se pot determina din ecuaţia (IV.22) unde constantele de integrare C_1 şi C_2 se vor calcula conform fig. IV.5

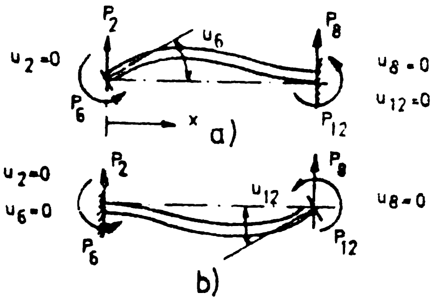


Fig. IV.5

Folosind condiţiile de margine din fig. IV.5.a :

$$v = o \text{ la } x = o \text{ şi } x = \ell \quad (IV.34)$$

$$\text{şi} \quad \frac{dv}{dx} \quad \frac{dV_s}{dx} = -\frac{P_2}{GA_s} \quad \text{la } x = \ell \quad (IV.35)$$

relaţia (IV.22) devine:

$$EI_z\,v = \frac{P_2}{6}(x^3 - \ell^2 x) + \frac{P_6}{2}(\ell \cdot x - x^2) \quad (IV.36)$$

şi

$$P_2 = \frac{6\,P_6}{(4+\emptyset)\ell} \quad (IV.37)$$

$$\text{pentru} \quad x = o \qquad \frac{dv_6}{dx} = \frac{dv}{dx} - \frac{dv_s}{dx} = u_6 \quad (IV.38)$$

sau

$$u_6 = \frac{P_6}{EI_z}\,\frac{(1+\emptyset)\,\ell}{(4+\emptyset)} \quad (IV.39)$$

Rezultă din relaţiile (IV.25),(IV.26),(IV.27) şi (IV.29) :

$$K_{6\,6} = \frac{P_6}{u_6} = \frac{(4+\emptyset)\,EI_z}{(1+\emptyset)\ell} \tag{IV.4o}$$

$$K_{8\,6} = \frac{P_8}{u_6} = \frac{-P_2}{u_6} = -\frac{6\,EI_z}{(1+\emptyset)\ell^2} \tag{IV.41}$$

$$K_{12\,6} = \frac{P_{12}}{u_6} = \frac{-P_6+P_2}{u_6} = \frac{(2-\emptyset)\,EI_z}{(1+\emptyset)\ell} \tag{IV.42}$$

Procedînd identic în fig. IV.5 b rezultă :

$$K_{12.12} = K_{6\,6} = \frac{(4+\emptyset)\,EI_z}{(1+\emptyset)\ell} \tag{IV.43}$$

Forţele tăietoare P_3 şi P_9 .

Coeficienţii de rigiditate asociaţi deplasărilor u_3 şi u_9 pot fi transmişi direct din rezultatele precedente.

$$K_{3.3} = K_{2\,2} \tag{IV.44}$$
$$K_{5\,3} = -K_{6\,2} \tag{IV.45}$$
$$K_{9\,3} = K_{8\,2} \tag{IV.46}$$
$$K_{11.3} = -K_{12\,2} \tag{IV.47}$$
$$K_{9.9} = K_{8\,8} \tag{IV.48}$$
$$K_{11\,9} = -K_{12\,8} \tag{IV.49}$$

Momentele încovoietoare P_5 şi P_{11} .

Si coeficienţii de rigiditate asociaţi deformaţiilor u_5 şi u_{11} se pot scrie direct din rezultatele precedente :

$$K_{5\,5} = K_{6\,6} \tag{IV.5o}$$
$$K_{9\,5} = -K_{8\,6} \tag{IV.51}$$
$$K_{11\,5} = K_{12\,6} \tag{IV.52}$$

Rezultatele obţinute pot fi asamblate într-o ecuaţie matricială de forma : (IV.53)

$$
\begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ P_4 \\ P_5 \\ P_6 \\ P_7 \\ P_8 \\ P_9 \\ P_{10} \\ P_{11} \\ P_{12} \end{bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
\frac{EA}{l} & \multicolumn{11}{c}{\text{S I M E T R I C}} \\
0 & \frac{12EI_z}{l^2(1+\phi_y)} \\
0 & 0 & \frac{12EI_z}{l^3(1+\phi_z)} \\
0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{l} \\
0 & 0 & \frac{-6EI_z}{l^2(1+\phi_z)} & 0 & \frac{(4+\phi_z)EI_y}{l(1+\phi_z)} \\
0 & \frac{6EI_z}{l^2(1+\phi_y)} & 0 & 0 & 0 & \frac{(4+\phi_y)EI_z}{l(1+\phi_y)} \\
\frac{-EA}{l} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{EA}{l} \\
0 & \frac{-12EI_z}{l^3(1+\phi_y)} & 0 & 0 & 0 & \frac{-6EI_z}{l^2(1+\phi_y)} & 0 & \frac{12EI_z}{l^3(1+\phi_y)} \\
0 & 0 & \frac{-12EI_z}{l^3(1+\phi_z)} & 0 & \frac{6EI_z}{l^2(1+\phi_z)} & 0 & 0 & 0 & \frac{12EI_z}{l^3(1+\phi_y)} \\
0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{l} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{l} \\
0 & 0 & \frac{-6EI_z}{l^2(1+\phi_z)} & 0 & \frac{(2-\phi_z)EI_y}{l(1+\phi_z)} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_y}{l^2(1+\phi_z)} & 0 & \frac{(4+\phi_z)EI_y}{l(1+\phi_z)} \\
0 & \frac{6EI_z}{l^2(1+\phi_z)} & 0 & 0 & 0 & \frac{(2-\phi_y)EI_z}{l(1+\phi_y)} & 0 & \frac{-6EI_z}{l^2(1+\phi_y)} & 0 & 0 & 0 & \frac{(4+\phi_y)EI_z}{l(1+\phi_y)}
\end{bmatrix}
\begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \\ U_4 \\ U_5 \\ U_6 \\ U_7 \\ U_8 \\ U_9 \\ U_{10} \\ U_{11} \\ U_{12} \end{bmatrix}
\qquad (IV.\ 53)
$$

sau sub forma restrînsă $[P] = [K].[u]$ (IV.53)'
unde: $[K]$ = matricea de rigiditate a elementului de grindă pentru probleme spaţiale.

$$\phi_y = \frac{12\,EI_z}{GA_{s_y}\cdot l^2} = 24\,(1+\mu)\,\frac{A}{A_{s_y}}\left(\frac{k_z}{l}\right)^2 \qquad \text{(IV.54)}$$

$$\phi_z = \frac{12\,EI_y}{GA_{s_z}\,l^2} = 24\,(1+\mu)\,\frac{A}{A_{s_z}}\left(\frac{k_y}{l}\right)^2 \qquad \text{(IV.55)}$$

şi reprezintă parametrii deformaţiilor din tăiere. Dacă raportul $\frac{k_z}{l}$ şi $\frac{k_y}{l}$ este mic în raport cu unitatea, în matricea de rigiditate $[K]$ din relaţia (IV.53), termenii ϕ_y şi ϕ_z se pot neglija. Aceasta înseamnă a neglija efectul de tăiere în relaţiile forţă deplasare ale elementului de grindă.

Pentru probleme bidimensionale (fig.IV.6) matricea de rigiditate $[K]$ din relaţia (IV.53) va avea forma (IV.56).

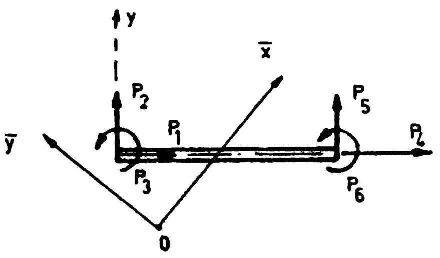


Fig. IV.6.

$$[k] = \begin{bmatrix} \frac{EA}{l} & & & \text{S I M E T R I C} & & \\ 0 & \frac{12\,EI_z}{l^3(1+\phi_y)} & & & & \\ 0 & \frac{6EI_z}{l^2(1+\phi_y)} & \frac{(4+\phi_y)EI_z}{l(1+\phi_y)} & & & \\ -\frac{EA}{l} & 0 & 0 & \frac{EA}{l} & & \\ 0 & \frac{-12\,EI_z}{l^3(1+\phi_y)} & \frac{-6EI_z}{l^2(1+\phi_y)} & 0 & \frac{12\,EI_z}{l^3(1+\phi_y)} & \\ 0 & \frac{6EI_z}{l^2(1+\phi_y)} & \frac{(2-\phi_y)EI_z}{l(1+\phi_y)} & 0 & \frac{-6\,EI_z}{l^2(1+\phi_y)} & \frac{(4+\phi_y)EI_z}{l(1+\phi_y)} \end{bmatrix} \qquad \text{(IV. 56)}$$

Dacă se neglijează efectul forţei tăietoare($\varnothing_y = 0$) matricea de rigiditate din relaţia IV.56 devine:

$$[k] = \frac{EI_z}{l^3}\begin{bmatrix} \frac{Al^2}{I_z} & & & & & \\ 0 & 12 & & \text{SIMETRIC} & & \\ 0 & 6l & 4l^2 & & & \\ -\frac{Al^2}{I_z} & 0 & 0 & \frac{Al^2}{I_z} & & \\ 0 & -12 & -6l & 0 & 12 & \\ 0 & 6l & 2l^2 & 0 & -6l & 4l^2 \end{bmatrix} \qquad (IV.57)$$

3. Expunerea metodei reţelelor de grinzi cu utilizarea elementelor finite de grindă(bară).

In această metodă autorul a împărţit structura complexă într-un sistem de reţele de bare orizontale şi verticale. Barele orizontale(1 şi 2)discretizează grinzile principale ale structurii de rezistenţă a porţii de ecluză, iar barele verticale (3 şi 4) discretizează antretoazele acesteia. Aceste bare sînt legate între ele în noduri. (Fig. IV.7).

Pentru prezentarea modului de alcătuire al matricei generale de rigiditate a structurii se studiază un nod oarecare m (fig.IV.7). In acest nod concură 4 elemente finite de bază. Considerînd acest nod cu toate elementele finite adiacente nodului, se pot determina coeficienţii de rigiditate ai tuturor ecuaţiilor (liniilor) în metoda deplasărilor prin acelaşi procedeu care a fost utilizat şi la Cap.III.5.2.

Spre exemplu, dacă se urmăreşte determinarea ecuaţiei(liniei) 3m-2 (conform fig.IV.7.b) se presupun toate nodurile blocate, pe direcţia celor 3 deplasări generalizate (adoptate conform fig.IV.7.b) în afară de cîte una din direcţii, pentru care se aplică o deplasare unitară. Rezultă în acest fel efortul care se produce după direcţia 3m-2. In acest mod

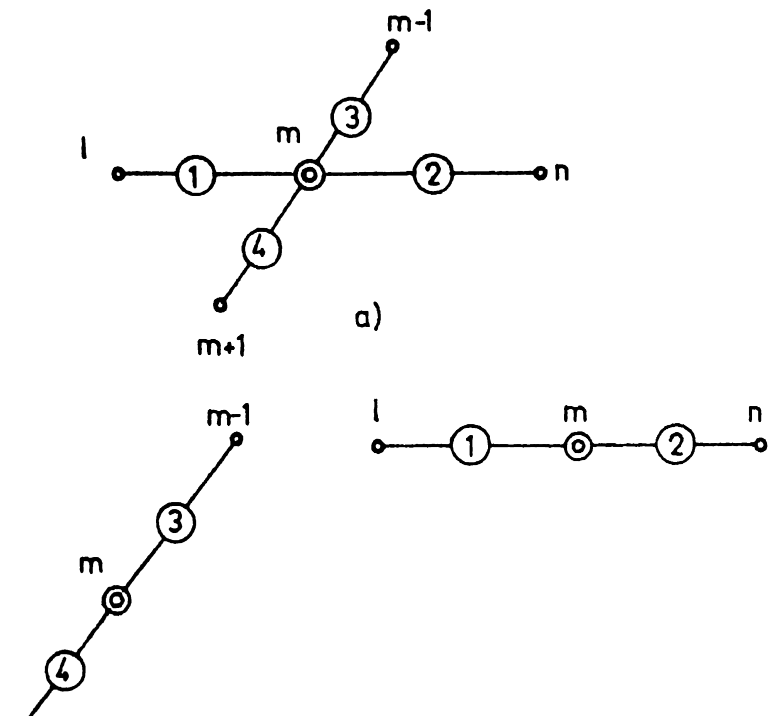


Fig. IV.7.a

Numerotarea elementelor finite de bară concurente în nodul m, respectiv numerotarea nodurilor acestor elemente.

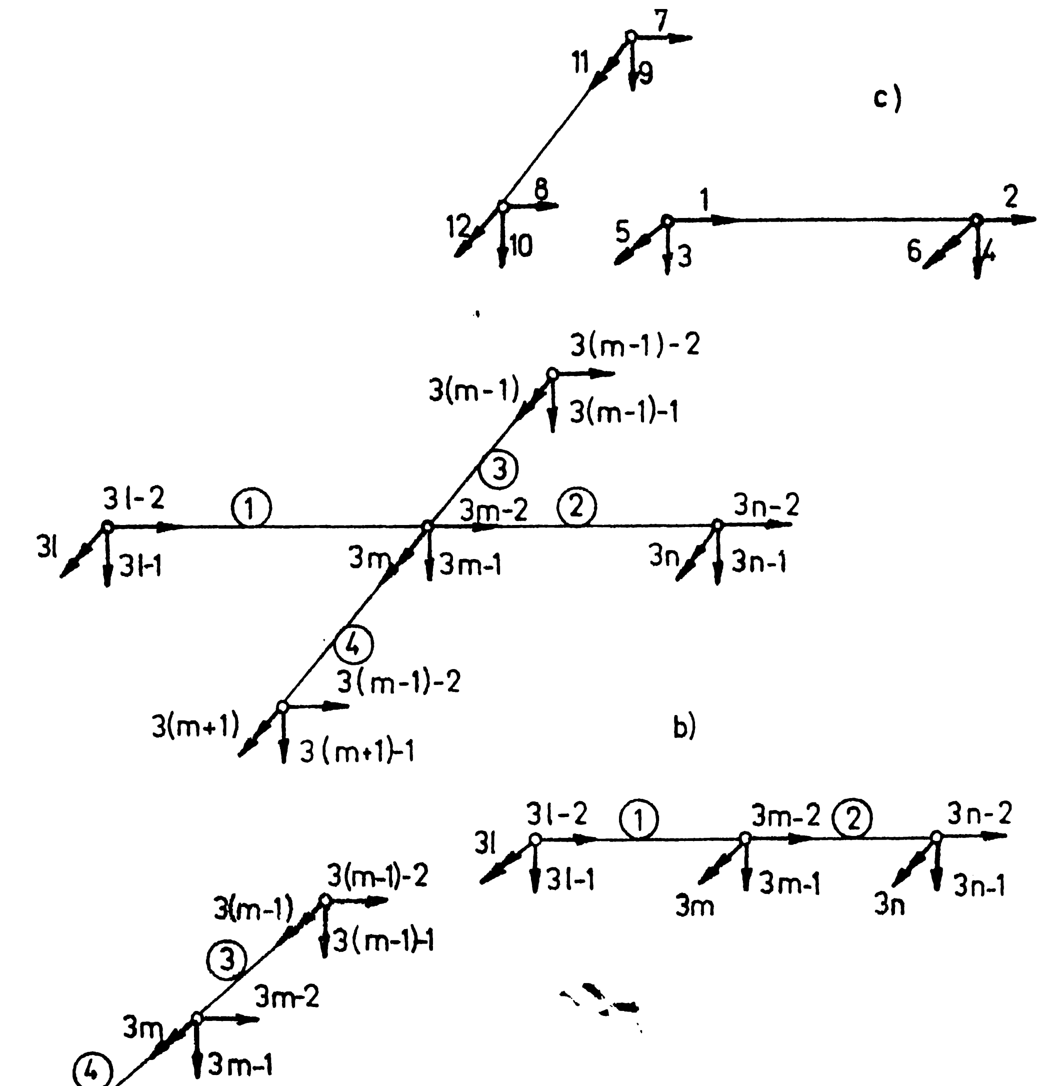


Fig. IV.7. b.c.

Numerotarea deplasărilor generalizate ce se aplică la nodurile elementelor finite

Fig. IV.7.

se pot calcula toţi coeficienţii care alcătuiesc o ecuaţie (linie) în matricea de rigiditate.

Presupunînd matricea generală de rigiditate:

$$k_{i,j}\begin{cases} i = 1, \dots & 6 \\ j = 1, \dots & 6 \end{cases}$$

a elementului finit raportată la numărătoarea deplasărilor generalizate adoptată în fig. IV.7.c. se poate defini un mod de lucru similar cu cel al operatorului central cu diferenţe finite. Se alcătuieşte un tabel sub forma unui "operator" în care sînt prezentaţi coeficienţii care provin din deplasările unitare menţionate mai sus, şi care nu reprezintă altceva decît eforturile ce se produc pe direcţia 3m-2 .

Aceşti coeficienţi se deduc foarte simplu din coieficienţii matricei $[k]$ iar poziţiile lor în ecuaţie sînt indicate de numărul pe care-l au conform fig.IV.7.b. Dacă se dă, spre exemplu, o deplasare unitară pe direcţia $3\ell-2$ a elementului de bară 1, cu toate celelalte direcţii blocate, va apare în nodul m pe direcţia 3m-2 un efort $k_{2,7}$ (conform fig. IV.7.c.) adică $k_{3m-2,\ 3\ell-2}$ (conform fig.IV.58.b). Similar dînd o deplasare unitară pe direcţia 3n-1 va apare pe direcţia 3m-2, efortul $k_{3,4}$, de la elementul finit 2.

Coeficientul necunoscutei principale pe direcţia 3m-2 va avea forma:

$$k_{3m-2,3m-2} = k_{2,2} + k_{1,1} + k_{8,8} + k_{7,7}$$

provenit după cum urmează:

$k_{2,2}$ - de la elementul finit de bară 1

$k_{1,1}$ - de la elementul finit de bară 2

$k_{8,8}$ - de la elementul finit de bară 3

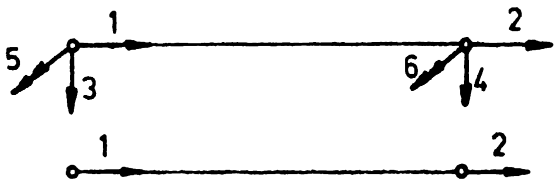
$k_{7,7}$ - de la elementul finit de bară 4

aşa cum sînt prezentate şi în tabloul coeficienţilor ecuaţiei 3m-2 (fig.IV.8) şi în tabelul centralizator al coeficienţilor ecuaţiei 3m-2 (fig.IV.9).

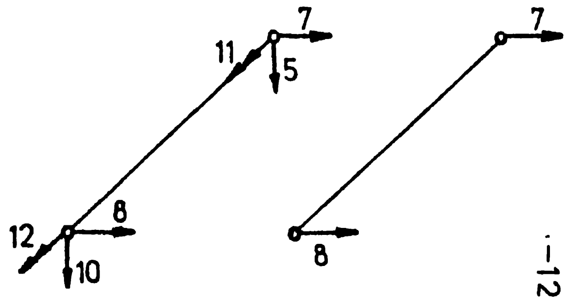
In mod similar s-a procedat şi după celelalte direcţii obţinînd tabelele din fig.IV.lo, 11, 12, 13 .

Modul de alcătuire al ecuaţiilor prezentate în aceste tabele permite utilizarea lor, direct, la scrierea în limbajele de programare automată.

TABLOUL COEFICIENTILOR ECUATIEI $3m-2$
PROVENITI DIN CELE PATRU ELEMENTE FINITE DE BARA, CONCURENTE IN DODUL m



A	B	C		A	B	C
8	$3m-2$	$k_{8,8}$	element ③	7	$3(m-1)-2$	$k_{8,7}$
10	$3m-1$	$k_{8,10}$		9	$3(m-1)-1$	$k_{8,9}$
12	$3m$	$k_{8,12}$		11	$3(m-1)$	$k_{8,11}$



A	B	C		A	B	C
1	$3l-2$	$k_{2,1}$	element ①	2	$3m-2$	$k_{2,2}$
3	$3l-1$	$k_{2,3}$		4	$3m-1$	$k_{2,4}$
5	$3l$	$k_{2,5}$		6	$3m$	$k_{2,6}$

NODUL
m

A	B	C		A	B	C
1	$3m-2$	$k_{1,1}$	element ②	2	$3n-2$	$k_{1,2}$
3	$3m-1$	$k_{1,3}$		4	$3n-1$	$k_{1,4}$
5	$3m$	$k_{1,5}$		6	$3n$	$k_{1,6}$

A	B	C		A	B	C
7	$3m-2$	$k_{7,7}$	element ④	8	$3(m+1)-2$	$k_{7,8}$
9	$3m-1$	$k_{7,9}$		10	$3(m+1)-1$	$k_{7,10}$
11	$3m$	$k_{7,11}$		12	$3(m+1)$	$k_{7,12}$

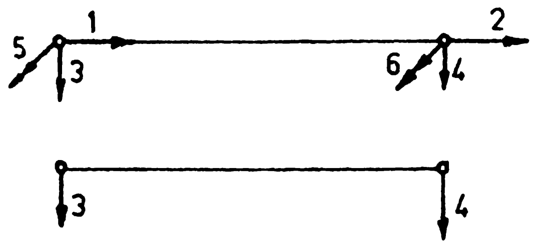
Fig. IV. 8

TABELUL CENTRALIZATOR AL COEFICIENTILOR ECUATIEI 3m-2 PROVENITI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE DE BARA CONCURENTE IN NODUL „m"

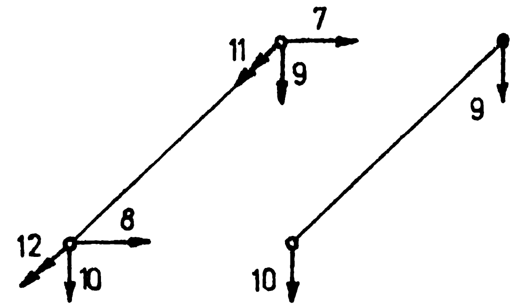
Nod	Indici coeficienţi		Componenţa coeficienţilor
l	3_{m-2}	3_{l-2}	$k_{2,1}$
	3_{m-2}	3_{l-1}	$k_{2,3}$
	3_{m-2}	3_{l}	$k_{2,5}$
m-1	3_{m-2}	$3_{(m-1)-2}$	$k_{8,7}$
	3_{m-2}	$3_{(m-1)-1}$	$k_{8,9}$
	3_{m-2}	$3_{(m-1)}$	$k_{8,11}$
m	3_{m-2}	3_{m-2}	$k_{2,2}+k_{1,1}+k_{8,8}+k_{7,7}$
	3_{m-2}	3_{m-1}	$k_{2,4}+k_{1,3}+k_{8,10}+k_{7,9}$
	3_{m-2}	3_{m}	$k_{2,6}+k_{1,5}+k_{8,12}+k_{7,11}$
m+1	3_{m-2}	$3_{(m+1)-2}$	$k_{7,8}$
	3_{m-2}	$3_{(m+1)-1}$	$k_{7,10}$
	3_{m-2}	$3_{(m+1)}$	$k_{7,12}$
n	3_{m-2}	3_{n-2}	$k_{1,2}$
	3_{m-2}	3_{n-1}	$k_{1,4}$
	3_{m-2}	3_{n}	$k_{1,6}$

Fig. IV. 9.

TABLOUL COEFICIENTILOR ECUATIEI 3m-1 ,
PROVENITI DIN CELE PATRU ELEMENTE FINITE DE BARA, CONCURENTE IN NODUL m.



A	B	C	element	A	B	C
8	3 m 2	$k_{10,8}$	element ③	7	3(m-1)- 2	$k_{10,7}$
10	3 m 1	$k_{10,10}$		9	3(m-1)-1	$k_{10,9}$
12	3 m	$k_{10,12}$		11	3 (m-1)	$k_{10,11}$



NODUL m

A	B	C	element	A	B	C
1	3 l - 2	$k_{4,1}$	element ①	2	3 m - 2	$k_{4,2}$
3	3 l - 1	$k_{4,3}$		4	3 m - 1	$k_{4,4}$
5	3 l	$k_{4,5}$		6	3 m	$k_{4,6}$

A	B	C	element	A	B	C
1	3 m - 2	$k_{3,1}$	element ②	2	3 n - 2	$k_{3,2}$
3	3 m - 1	$k_{3,3}$		4	3 n - 1	$k_{3,4}$
5	3 m	$k_{3,5}$		6	3 n	$k_{3,6}$

A	B	C	element	A	B	C
7	3 m - 2	$k_{9,7}$	element ④	8	3 (m+1) - 2	$k_{9,8}$
9	3 m - 1	$k_{9,9}$		10	3 (m+1)- 1	$k_{9,10}$
11	3 m	$k_{9,11}$		12	3 (m+1)	$k_{9,12}$

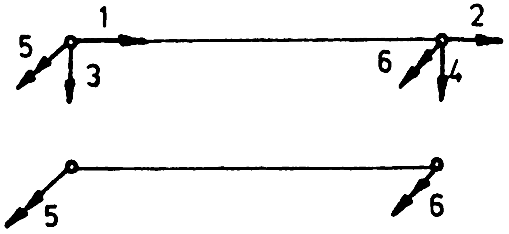
Fig. IV. 10.

TABELUL CENTRALIZATOR AL COEFICIENTILOR ECUATIEI 3m-1 PROVENITI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE DE BARA CONCURENTE IN NODUL „m"

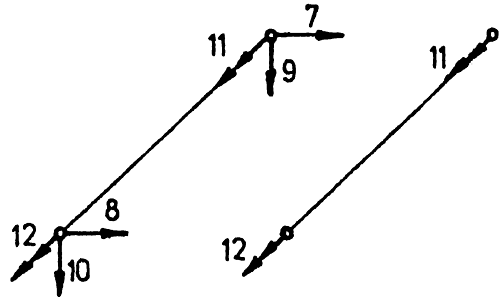
Nod	Indici coeficienţi		Componenţa coeficienţilor
l	3m-1	3_{l-2}	$k_{4,1}$
	3m-1	3_{l-1}	$k_{4,3}$
	3m-1	3_{l}	$k_{4,5}$
m-1	3m-1	$3_{(m-1)-2}$	$k_{10,7}$
	3m-1	$3_{(m-1)-1}$	$k_{10,9}$
	3m-1	$3_{(m-1)}$	$k_{10,11}$
m	3m-1	3_{m-2}	$k_{4,2}+k_{3,1}+k_{10,8}+k_{9,7}$
	3m-1	3_{m-1}	$k_{4,4}+k_{3,3}+k_{10,10}+k_{9,9}$
	3m-1	3_{m}	$k_{4,6}+k_{3,5}+k_{10,12}+k_{9,11}$
m+1	3m-1	$3_{(m-1)-2}$	$k_{9,8}$
	3m-1	$3_{(m-1)-1}$	$k_{9,10}$
	3m-1	$3_{(m-1)}$	$k_{9,12}$
n	3m-1	3_{n-2}	$k_{3,2}$
	3m-1	3_{n-1}	$k_{3,4}$
	3m-1	3_{n}	$k_{3,6}$

Fig. IV. 11.

TABLOUL COEFICIENTILOR ECUAȚIEI 3m
PROVENITI DIN CELE PATRU ELEMENTE FINITE DE BARĂ, CONCURENTĂ IN NODUL m.



A	B	C	Element	A	B	C
8	3 m - 2	$k_{12,8}$	Element ③	7	3 (m - 1) - 2	$k_{12,7}$
10	3 m 1	$k_{12,10}$		9	3 (m - 1) - 1	$k_{12,9}$
12	3 m	$k_{12,12}$		11	3 (m - 1)	$k_{12,11}$



A	B	C	Element	A	B	C
1	3 l - 2	$k_{6,1}$	Element ①	2	3 m - 2	$k_{6,2}$
3	3 l - 1	$k_{6,3}$		4	3 m - 1	$k_{6,4}$
5	3 l	$k_{6,5}$		6	3 m	$k_{6,6}$

NODUL m

A	B	C	Element	A	B	C
1	3 m - 2	$k_{5,1}$	Element ②	2	3 n - 2	$k_{5,2}$
3	3 m - 1	$k_{5,3}$		4	3 n - 1	$k_{5,4}$
5	3 m	$k_{5,5}$		6	3 n	$k_{5,6}$

A	B	C	Element	A	B	C
4	3 m - 2	$k_{11,7}$	Element ④	8	3 (m + 1) - 2	$k_{11,8}$
9	3 m - 1	$k_{11,9}$		10	3 (m + 1) - 1	$k_{11,10}$
11	3 m	$k_{11,11}$		12	3 (m + 1)	$k_{11,12}$

Fig. IV. 12.

TABELUL CENTRALIZATOR AL COEFICIENTIILOR ECUATIEI 3 m PROVENITI DIN CELE 4 ELEMENTE FINITE DE BARA CONCURENTE IN NODUL „ m"

Nod	Indici coeficienți		Componența coeficienților
l	3m	3_{l-2}	$k_{6,1}$
	3m	3_{l-1}	$k_{6,3}$
	3m	3_{l}	$k_{6,5}$
m-1	3m	$3_{(m-1)-2}$	$k_{12,7}$
	3m	$3_{(m-1)-1}$	$k_{19,9}$
	3m	$3_{(m-1)}$	$k_{12,11}$
m	3m	3_{m-2}	$k_{6,2} + k_{5,1} + k_{12,8} + k_{11,7}$
	3m	3_{m-1}	$k_{6,4} + k_{5,3} + k_{12,10} + k_{11,9}$
	3m	3_{m}	$k_{6,6} + k_{5,5} + k_{12,12} + k_{11,11}$
m+1	3m	$3_{(m+1)-2}$	$k_{11,2}$
	3m	$3_{(m+1)-1}$	$k_{11,10}$
	3m	$3_{(m+1)}$	$k_{11,12}$
n	3m	3_{n-2}	$k_{5,2}$
	3m	3_{n-1}	$k_{5,4}$
	3m	3_{n}	$k_{5,6}$

Fig. IV. 13.

Procedeul expus are marele avantaj că se prezintă compact în programare, obţinîndu-se starea de eforturi şi de deformaţie pe ansamblul structurii, ţinînd cont de conlucrarea spaţială a tuturor elementelor componente ale structurii.

Condiţiile de rezemare, de asemeni pot fi luate în considerare în orice formă s-ar pune, prin eliminarea ecuaţiilor(liniilor şi coloanelor) pentru care , pe direcţia necunoscutei principale, deplsarea este zero, datorită rezemării.

Autorul a aplicat această metodă pentru studiul stării de tensiuni şi de deformaţii la mai multe porţi de ecluză:

- poarta de ecluză plană executată în Belgia la Lanaye;
- poârta de ecluză buscată - SHEN - Porţile de Fier I;
- poarta de ecluză buscată - SHEN - Porţile de Fier II - Gruia;
- modelul porţii de ecluză buscată - SHEN - Porţile de Fier II - Gruia.

Rezultatele calculului sînt prezentate în Cap.V.

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

1. Avram N.C. - Grinzi continui. Editura tehnică, Bucureşti, 1965.
2. Asplund S.O. - Theory of Trusses. Memoires Abhandlungen Publication, 1959.
3. Bota V. - Poduri cu mai multe grinzi. Editura I.P.Timişoara 1968.
4. Bucur C.M. - Metode numerice. Editura Facla - Timişoara, 1973.
5. Ciomocoş F.D. - Calculul porţilor de ecluză buscate cu metoda reţelelor de grinzi. Sesiunea de comunicări tehnico - ştiinţifice, C.C.P.C.H. Timişoara 1o-11 noiembrie 1978.
6. Ciomocoş F.D. - Consideraţii asupra calculului plăcilor ortotrope folosite la clapetele despărţitoare. Sesiunea de comunicări ştiinţifice. Academia militară - Bucureşti 16 - 17 noiembrie 1978.
7. Dima P. - Programare în Fortran .Editura Did. şi Ped., Bucureşti, 1971.
8. Gheorghiu Al. - Concepţii moderne în calculul structurilor. Editura tehnică, Bucureşti, 1975.
9. Massonnet Ch.,ş.a. - Calculul structurilor la calculatoare electronice (traducere din limba franceză), Editura tehnică, Bucureşti, 1974.
1o. Mazilu P. - Statica construcţiilor vol.II. Sisteme static nedeterminate. Editura tehnică, Bucureşti, 1959.
11. Munteanu I. - Calculul static al structurilor. Editura Facla - Timişoara - 1976.

12. Oblemenco Gh. - Utilizarea elementelor finite la calculul plăcilor ortotrope. Buletinul sesiunii de comunicări a I.C.P.T.T. București, 26 - 27 iunie, 1975.

1 . Ping - Chung Wang - Metode numerice și matricială în Mecanica construcțiilor (traducere din limba engleză), Editura tehnică, București, 1976.

14. Prezemieniecki J.S. - Theory of matrik structural analysis. Mc. Graw - Hill Book Company.

1. PREZENTAREA REZULTATELOR OBŢINUTE DIN CALCULUL CU METODA REŢELELOR DE GRINZI UTILIZIND ELEMENTE FINITE DE BARĂ (GRINDA)

Capitolul IV prezintă în detaliu baza teoretică de calcul a acestei metode. Practic se procedează în modul următor:

- Se împarte structura de rezistenţă a porţii de ecluză într-un sistem de reţele de grinzi orizontale şi verticale.
- Se numerotează nodurile şi barele reţelei.
- Se calculează caracteristicile geometrice ale fiecărei bare.
- Se introduc în cartelele de date pentru programul la calculatorul electronic:
  - lungimea fiecărei bare;
  - aria secţiunii transversale a barelor;
  - momentele de inerţie axiale şi polar ale fiecărei secţiuni transversale a barelor;
  - modulele de rezistenţă E şi G.

Programul calculează pentru fiecare bară şi pentru fiecare nod al acesteia:

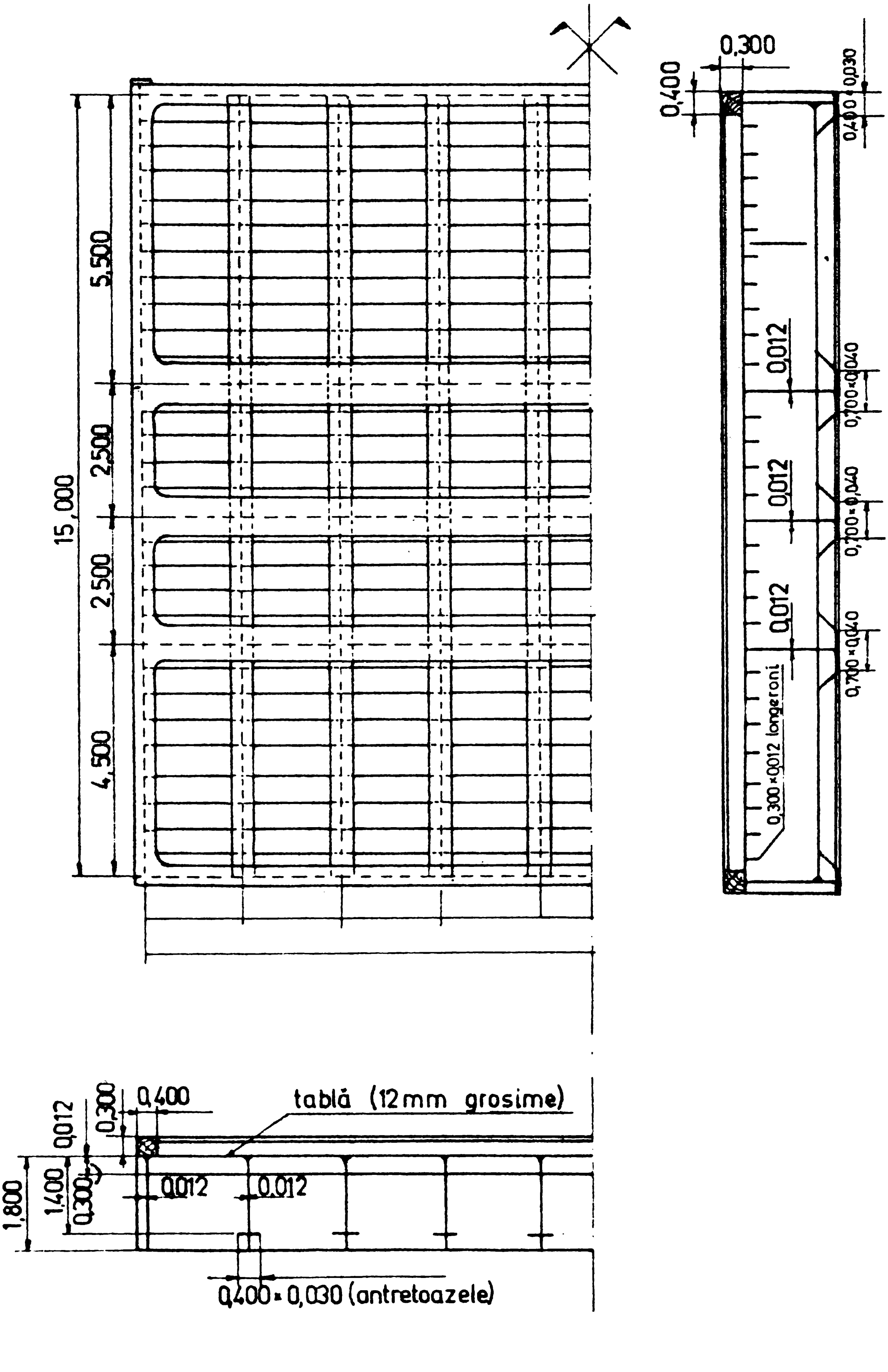
- momentele încovoietoare;
- forţele tăietoare;
- momentele de răsucire;
- deplasările şi rotirile.

În continuare se vor analiza aceste rezultate pentru fiecare poartă de ecluză studiată.

1.1. Rezultatele obţinute pentru poarta de ecluză de la Lanaye - Belgia.

În scopul unei comparaţii între rezultatele obţinute cu metoda reţelelor de grinzi şi cu o altă metodă utilizată în literatura de specialitate şi verificată şi experimental, autorul a aplicat metoda reţelelor de grinzi, în primul rînd, pentru poarta de ecluză de la Lanaye - Belgia.

Caracteristicile geometrice ale porţii sînt prezentate în fig. V.1; reţeaua considerată în calcul în fig.V.2; iar rezultatele referitoare la săgeţile w şi la tensiunile σ_x în fig.[illegible]



15,000
5,500
2,500
2,500
4,500
0,300
0,400
0,030
0,012
0,012
0,012
0,700×0,040
0,700×0,040
0,700×0,040
0,300×0,012 longeroni
0,012
0,300
0,400
tablă (12mm grosime)
1,800
1,400
0,300
0,012
0,012
0,400×0,030 (antretoazele)

Fig. V. 1.

SCHEMA RETELEI PENTRU CALCULUL CU METODA REȚELELOR DE GRINZI

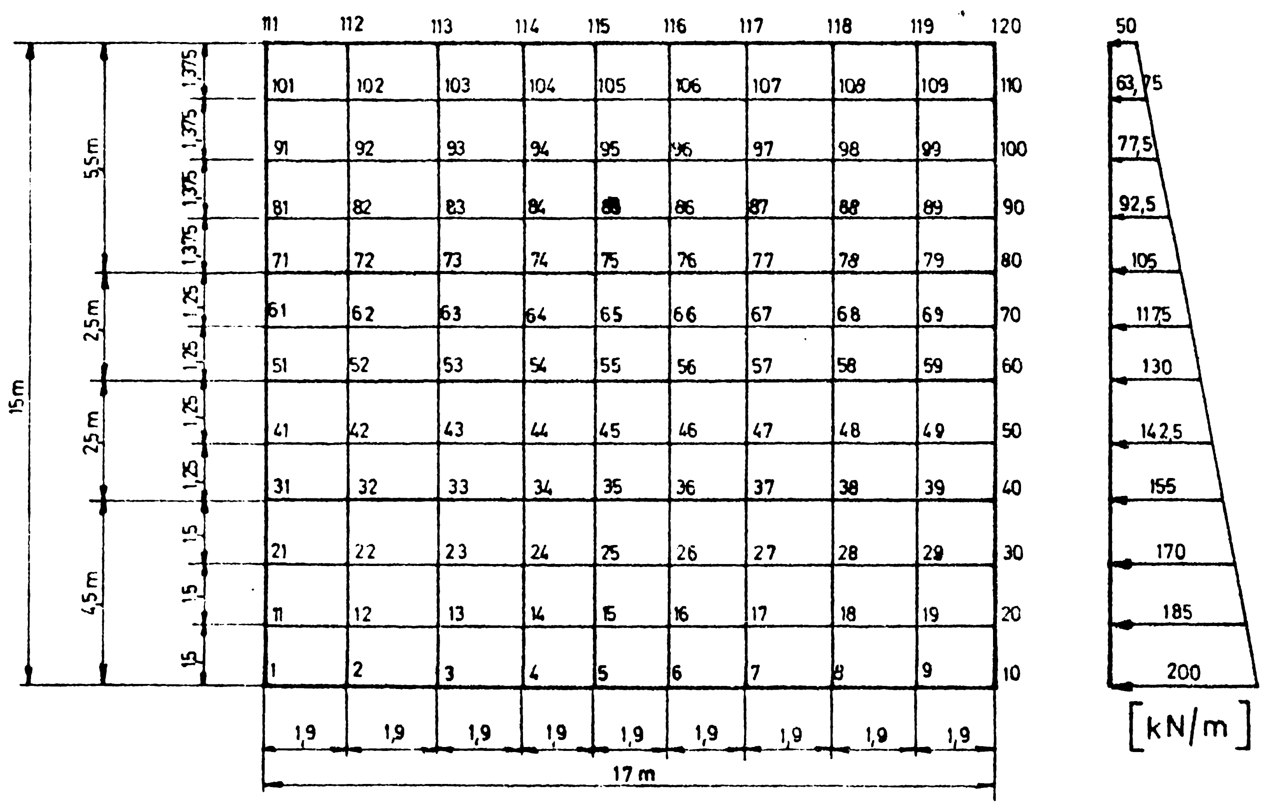
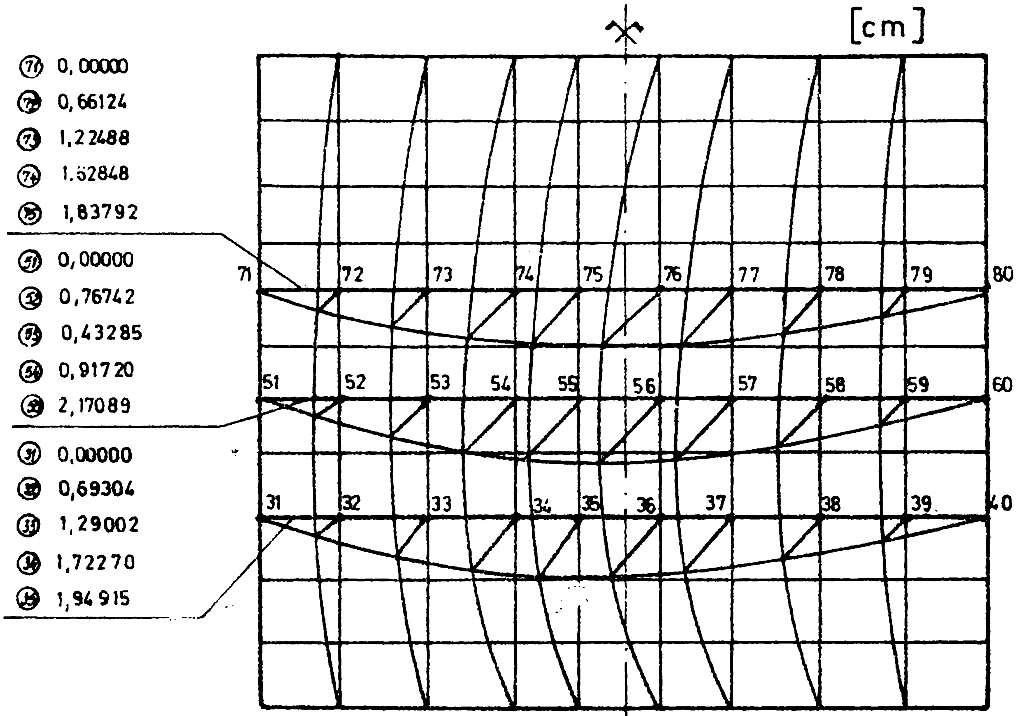


Fig. V. 2

VARIAȚIA SAGEȚILOR „W" ALE STRUCTURII DE REZISTENȚA A PORȚII DE ECLUZĂ CALCULATE CU METODA REȚELELOR DE GRINZI



VARIAȚIA TENSIUNILOR NORMALE σ_x ALE STRUCTURII DE REZISTENȚA A PORȚII DE ECLUZA CALCULATE CU METODA RETELELOR DE GRINZI

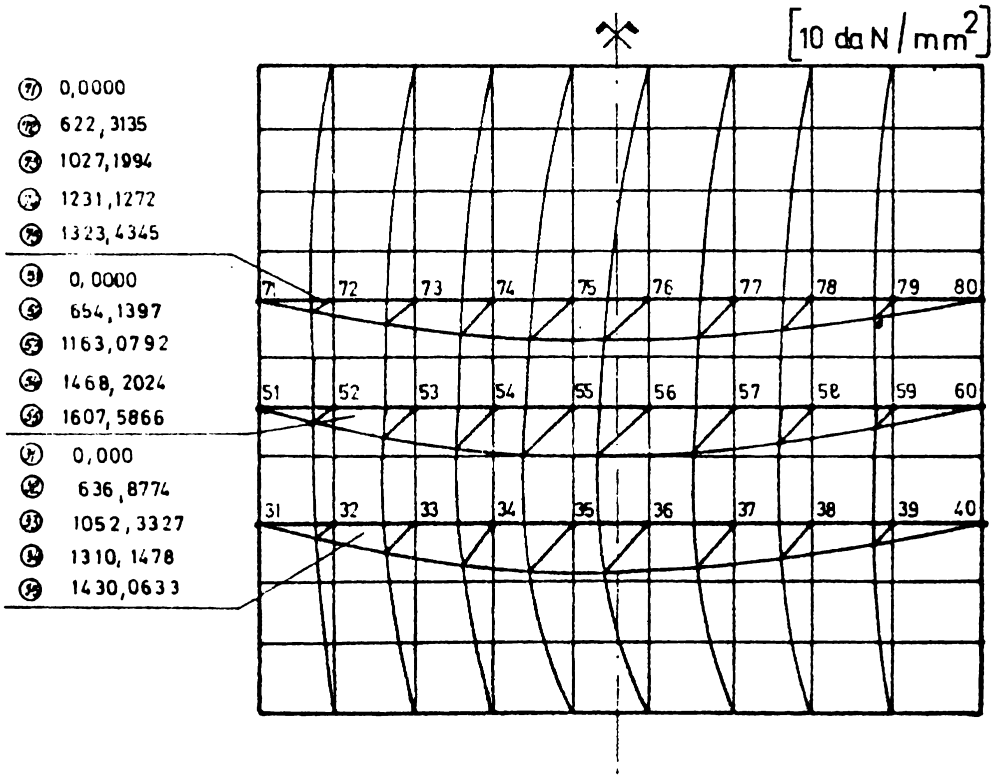


Fig.V. 3.

In capitolul I.3.2.4. s-a prezentat metoda liniilor de sarcină utilizată în Belgia şi elaborată de M. Dehouse. Metoda a fost aplicată pentru calculul acestei porţi. Din verificările experimentale a rezultat că această metodă care ţine cont şi de conlucrarea spaţială a tuturor elementelor componente dă rezultate foarte bune.

Comparînd valorile obţinute cu metoda reţelelor de grinzi şi metoda liniilor de sarcină rezultă următoarele:

- în privinţa deformaţiilor diferenţele sînt foarte mici (2%);
- în privinţa tensiunilor diferenţele sînt de ordinul a 10% - 12%. In fig. V.4 sînt prezentate comparativ rezultatele referitoare la tensiunile normale σ_{max} obţinute cu cele două metode.

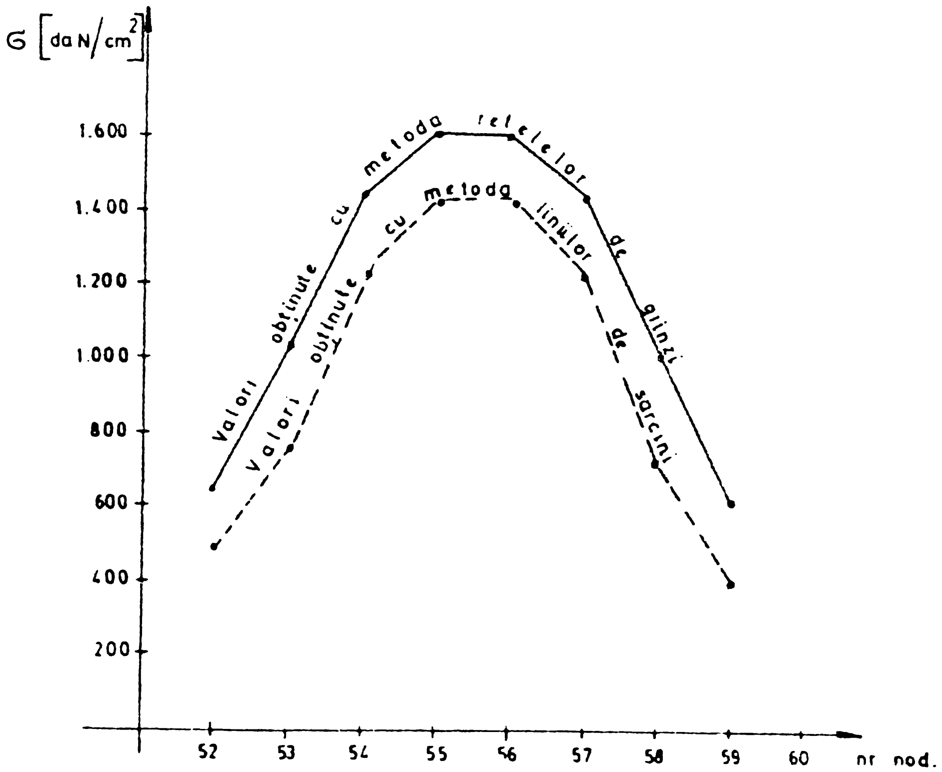


Fig.V.4.

1.2. Rezultatele obținute pentru poarta de ecluză [illegible] - Porțile de Fier I.

Pentru această poartă calculul cu metoda rețelelor de grinzi s-a efectuat în două variante.

a) în prima variantă rețeaua de grinzi considerată este o rețea plană (fig.V.5.) în care barele marginale ale rețelei se consideră simplu rezemate în nodurile: 1, 6, 11, 16, 21, 26, 31, 36, 41, 46, 51, 56, 61, 66.

b) în cea de a doua variantă pentru structura porții s-a considerat o rețea spațială de bare. Numerotarea barelor şi a nodurilor acestei rețele a rămas aceiaşi ca în fig.V.5. dar barele marginale au devenit înclinate cu un unghi de 20° şi articulate în nodurile 1, 6, 11, 16, 21, 26, 31, 36, 41, 46, 51, 56, 61, 66.

In ambele variante s-a ținut cont de simetria de structură şi de încărcare, calculul efectuîndu-se numai pe jumătate din structură.

După ce, de la calculatorul electronic, se obțin eforturile pentru fiecare bară şi pentru fiecare nod există posibilitatea calculului tensiunilor în orice punct de pe poartă. La acest calcul se ține cont de schema statică prezentată în Cap.II, fig.II.8.

Dacă de exemplu se urmăreşte determinarea tensiunilor maxime σ în bara le care face parte din grinda principală - G 5 se extrage, din rezultatele de la calculator, momentul încovoietor în nodul 26 (cel mai solicitat) M_{126} = 8852,166 KN.m.(a se vedea şi diagrama din fig.V.6.) şi forța tăietoare în nodul 16 T_{16} = 1657 KN. Dacă se proiectează aceasta după linia de închidere a celor două camere se obține T_{0} :

$$\frac{1657}{0,364} = 4552,2 \text{ KN.}$$

Secțiunile transversale ale barelor s-au luat în calcule în mod identic cu cele din proiect, tocmai, pentru a realiza o comparație între rezultatele calculelor. In acest fel secțiunea barei 16 este cea din fig. V. [illegible], pentru care caracteristicile

SCHEMA RETELEI PENTRU CALCULUL CU METODA REȚELELOR DE GRINZI

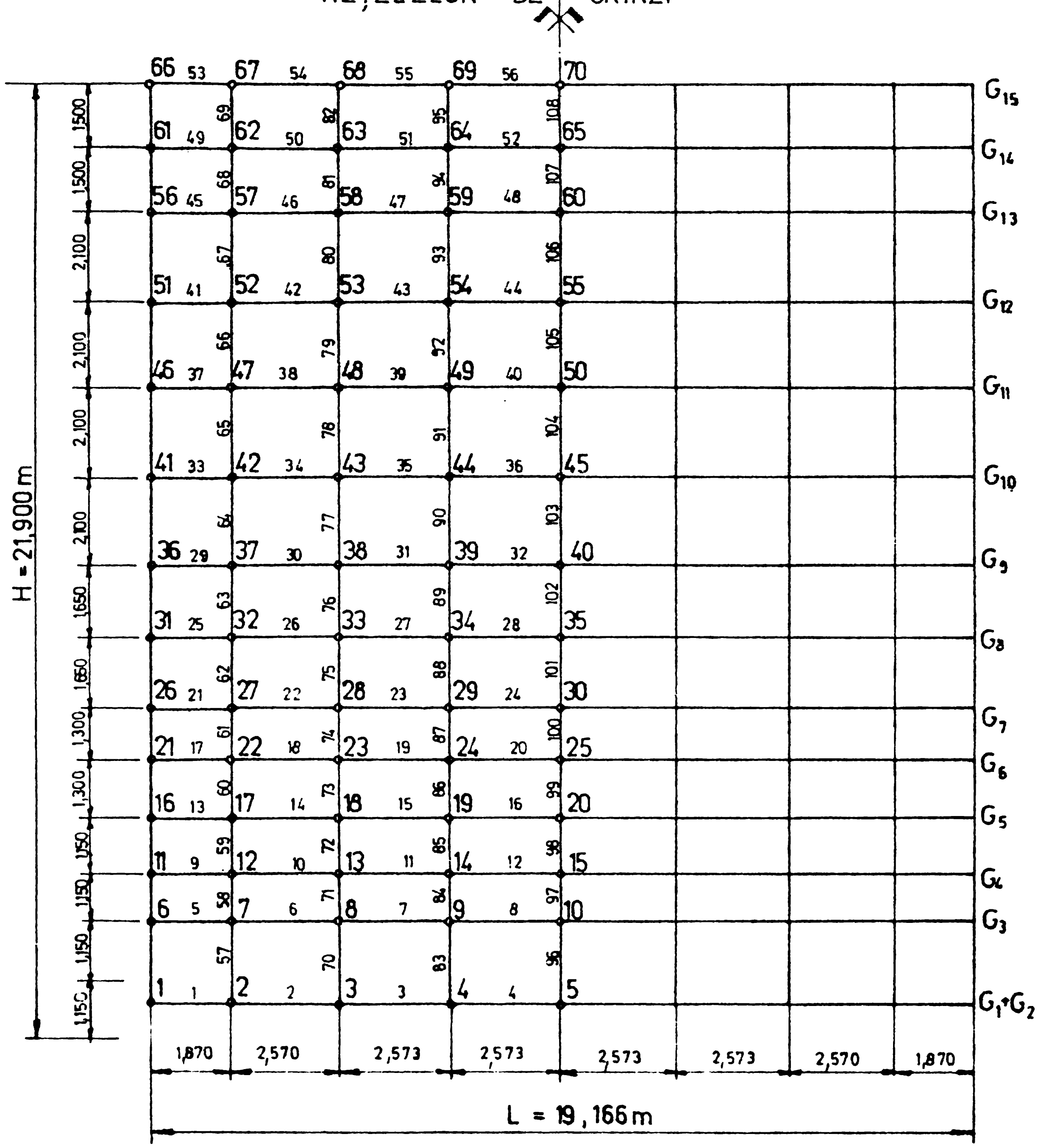
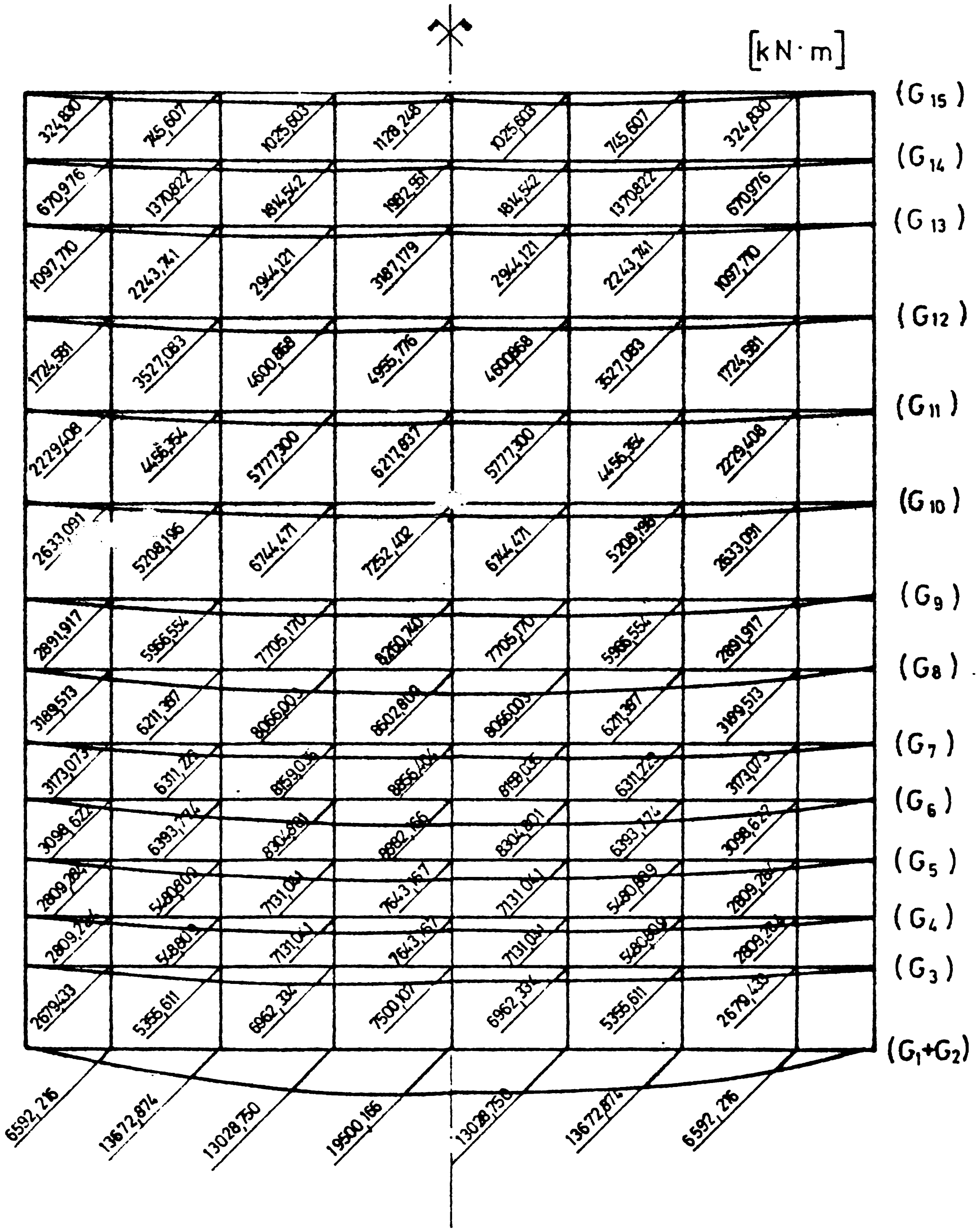


Fig. V.5

DIAGRAMA DE VARIATIE A MOMENTELOR M_i
CALCULATE CU METODA RETELELOR DE GRINZI



OBS: valorile mari ale momentele M_o din nodurile 2,3,4,5 se datoresc faptului că în alcătuirea barelor 1,2,3,4 s-a luat în considerare conlucrarea ambelor grinzi inferioare ($G_1 + G_2$)

Fig. V. 6.

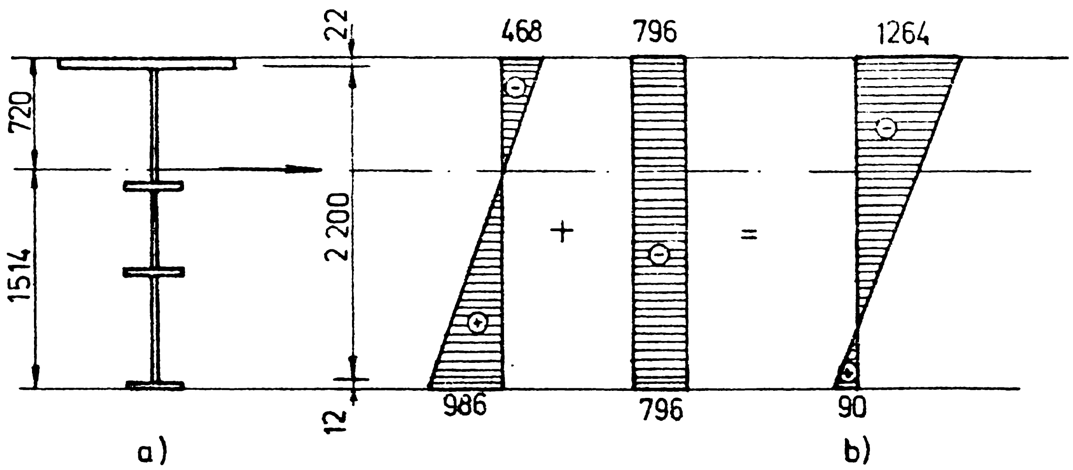


Fig. V.7

geometrice sînt: A = 634,8 cmp

I_x = 3951800 cm^4

W_s = 55000 cmc

W_i = 26100 cmc

Excentricitățile forțelor axiale N_0 și N_ℓ sînt :

e_{N0} = 1,334 m

e_ℓ = 0,48 m

Momentul celor două forțe axiale excentrice este:

$M_{N0} + M_\ell$ = -(4552,2 x 1,334 - 493,8 x 0,48) = - 6309,6588 KN.m.

Aceasta se scade din momentul încovoietor M_{120} și rezultă momentul de calcul :

M = 8882,166 - 6309,6588 = 2572,5072 KN.m.

Forța axială totală este suma lui N_0 și N_ℓ :

-(4552,2 + 493,8) = - 5056 KN.

Se pot calcula acum tensiunile normale σ pe secțiunea transversală a barei 16 :

$$\sigma_s = \frac{N}{A} + \frac{M}{W_s} = -\frac{505600}{634,8} + \frac{25725072}{-55000} = -1264 \text{ daN/cmp}$$

$$\sigma_i = \frac{N}{A} + \frac{M}{W_i} = -\frac{505600}{634,8} + \frac{25725072}{26100} = 90 \text{ daN/cmp}$$

Din acest calcul rezultă diagramele din fig.7.7.b.

Dacă se compară valoarea maximă a lui σ rezultată din calculul în această variantă ($\sigma_i = -1264$ daN/cmp), cu valoarea maximă a lui σ calculată în proiect cu metoda clasică ($\sigma_s = -1390$ daN/cmp) rezultă o diferenţă procentuală de 9%.

In cea de a doua variantă de la calculator rezultă ca eforturi pe lîngă momentul încovoietor, forţa tăietoare şi momentul de torsiune şi forţa axială.

In vederea calculului tensiunilor normale σ pentru aceiaşi bară (16) se extrag din listingul de la calculator valorile eforturilor:

$M = 4790,9$ KN.m.

$N = 3435$ KN.

Din aceste eforturi tensiunea σ în fibra superioară rezultă :

$$\sigma_s = \frac{M}{W_s} + \frac{N}{A} = \frac{47909000}{-35000} + \frac{-343500}{4,[illegible]} = -1411 \text{ daN/cmp}$$

La acestea se mai adaugă şi tensiunea dată de presiunea laterală a apei (σ_l) care este $\sigma_l = 43$ daN/cmp

Deci tensiunea totală este:

$$\sigma_s = \sigma_s + \sigma_l = -1368 \text{ daN/cmp}$$

In această variantă valorile tensiunilor au rezultat cu 7% mai mari decît în varianta precedentă.

1.3. Rezultatele obţinute pentru poarta de ecluză: SHN - Porţile de Fier II - Gruia

Pentru această poartă calculul cu metoda reţelelor de grinzi s-a efectuat pe întreaga structură. Numerotarea nodurilor şi a barelor reţelei este prezentată în fig.V.8.

In figura V.9. se prezintă diagrama săgeţilor şi a momentelor încovoietoare rezultate de la calculator.

Cu rezultatele de la calculator se pot determina tensiunile, în acelaşi mod ca şi pentru poarta precedentă.

Rezultatele obţinute din calculul cu această metodă au fost comparate cu rezultatele obţinute din calculele cu metoda clasică din proiect. Diagrama de comparaţie pentru valorile tensiunilor normale σ_x este prezentată în fig. V.1o.

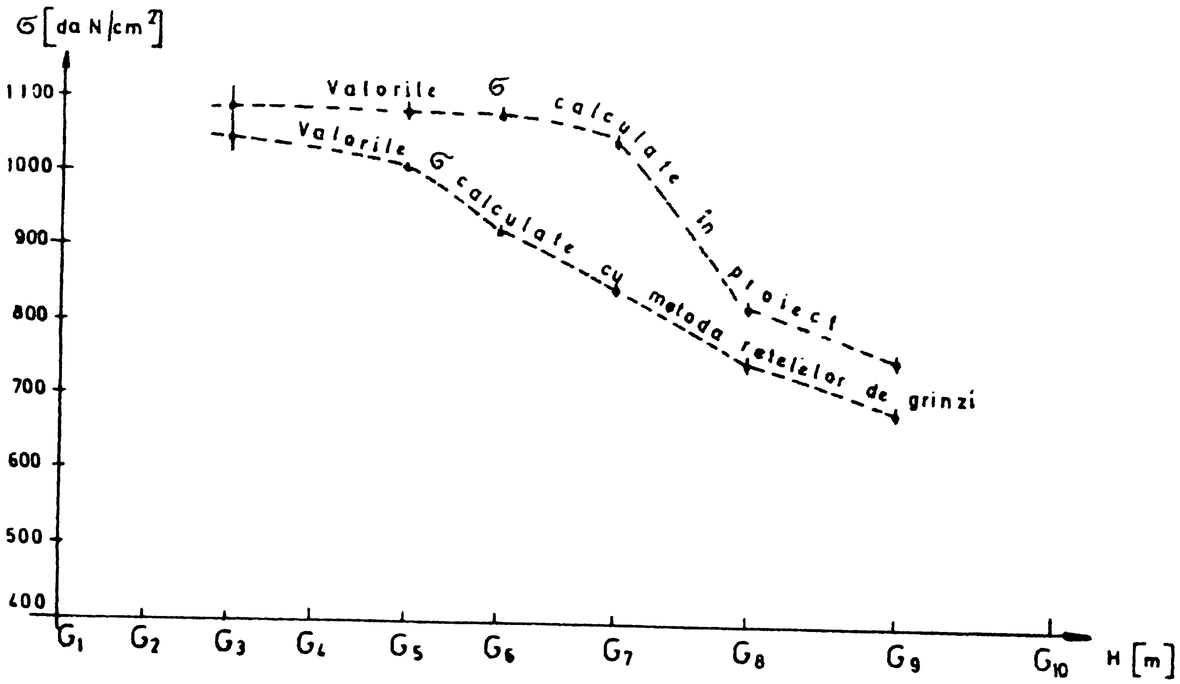
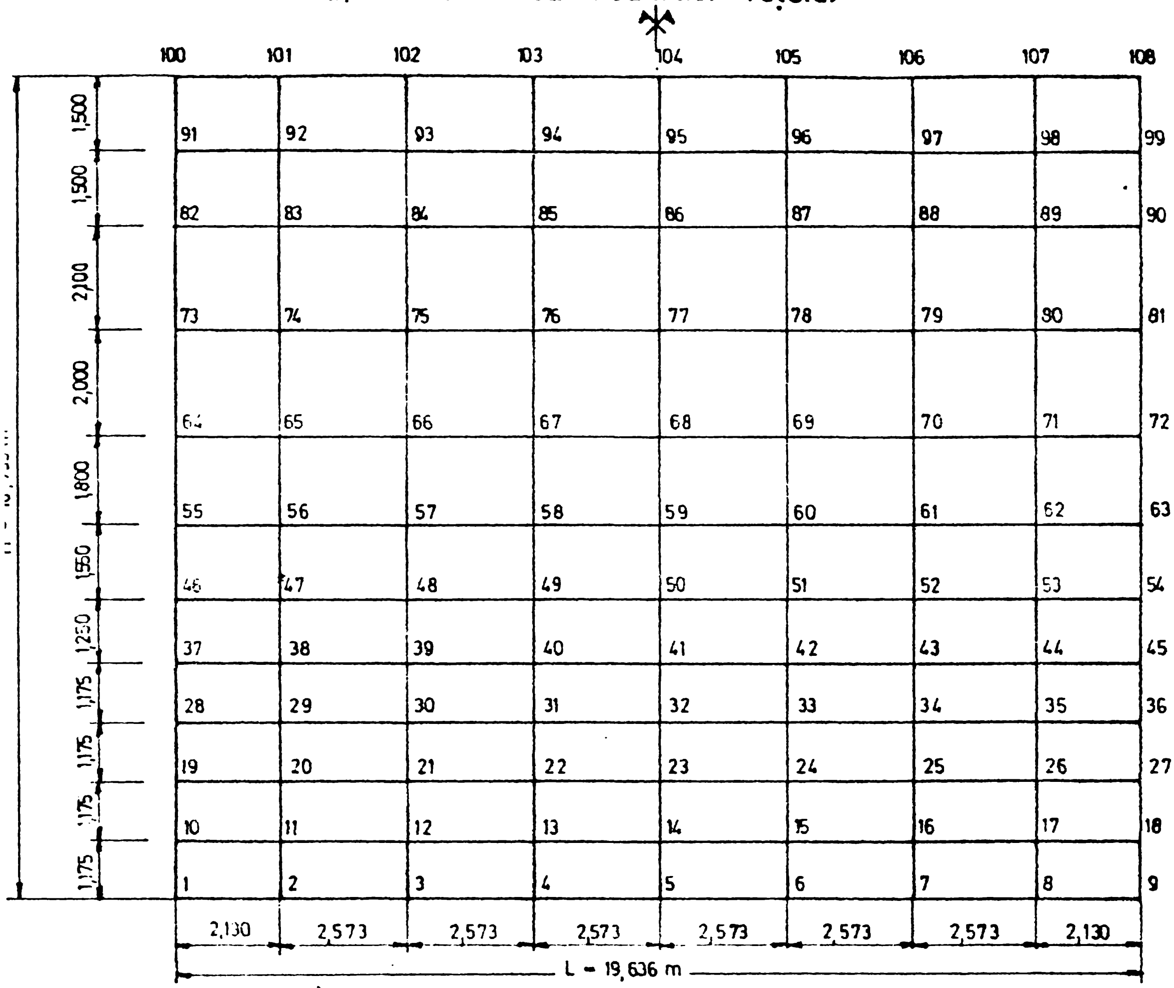


Fig. V. 10.

SCHEMA RETELEI PENTRU CALCULUL CU METODA RETELELOR DE GRINZI

a) numerotarea nodurilor rețelei



b) numerotarea barelor rețelei

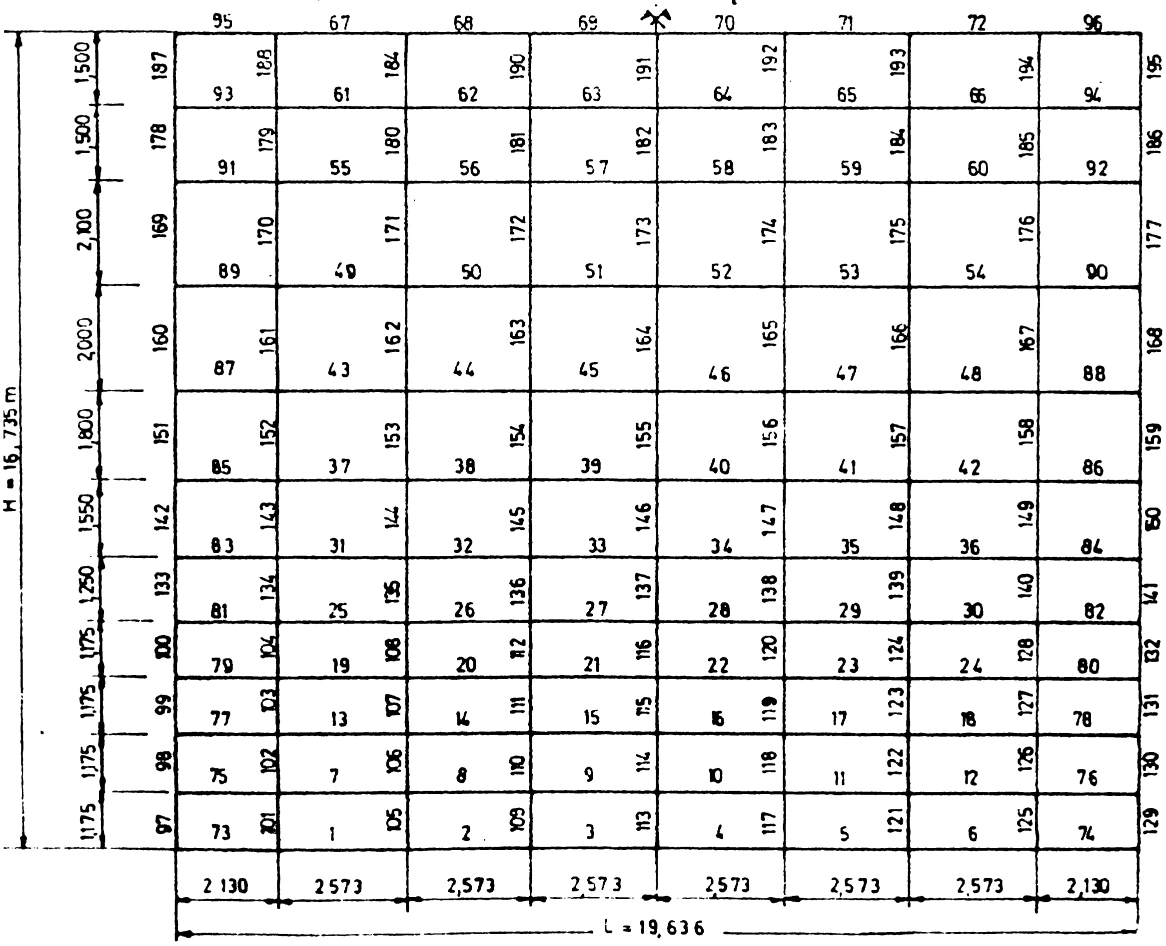


Fig. V.8.

DIAGRAMA DE VARIATIE A SAGETILOR „W" REZULTATE DIN CALCULUL CU METODA RETELELOR DE GRINZI

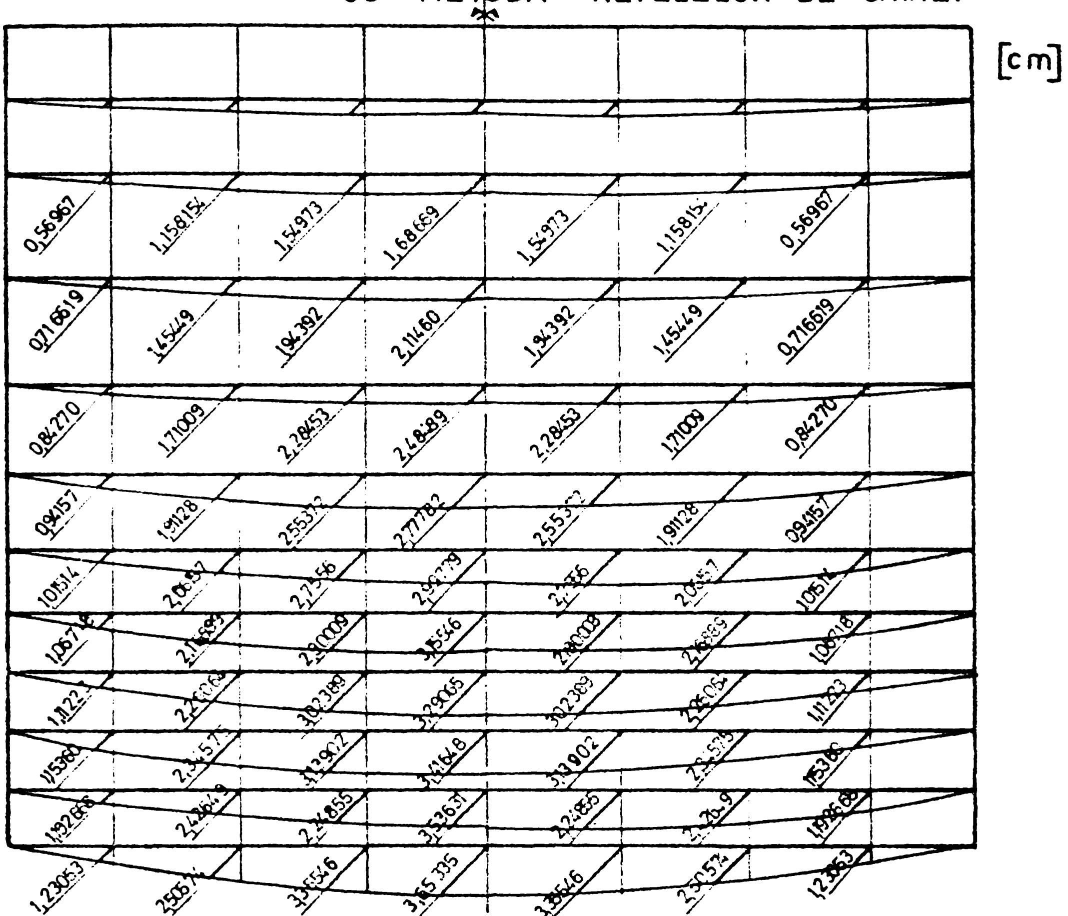


DIAGRAMA DE VARIATIE A MOMENTELOR INCOVOIETOARE M_i REZULTATE DIN CALCULUL CU MET. RETEL. DE GRINZI

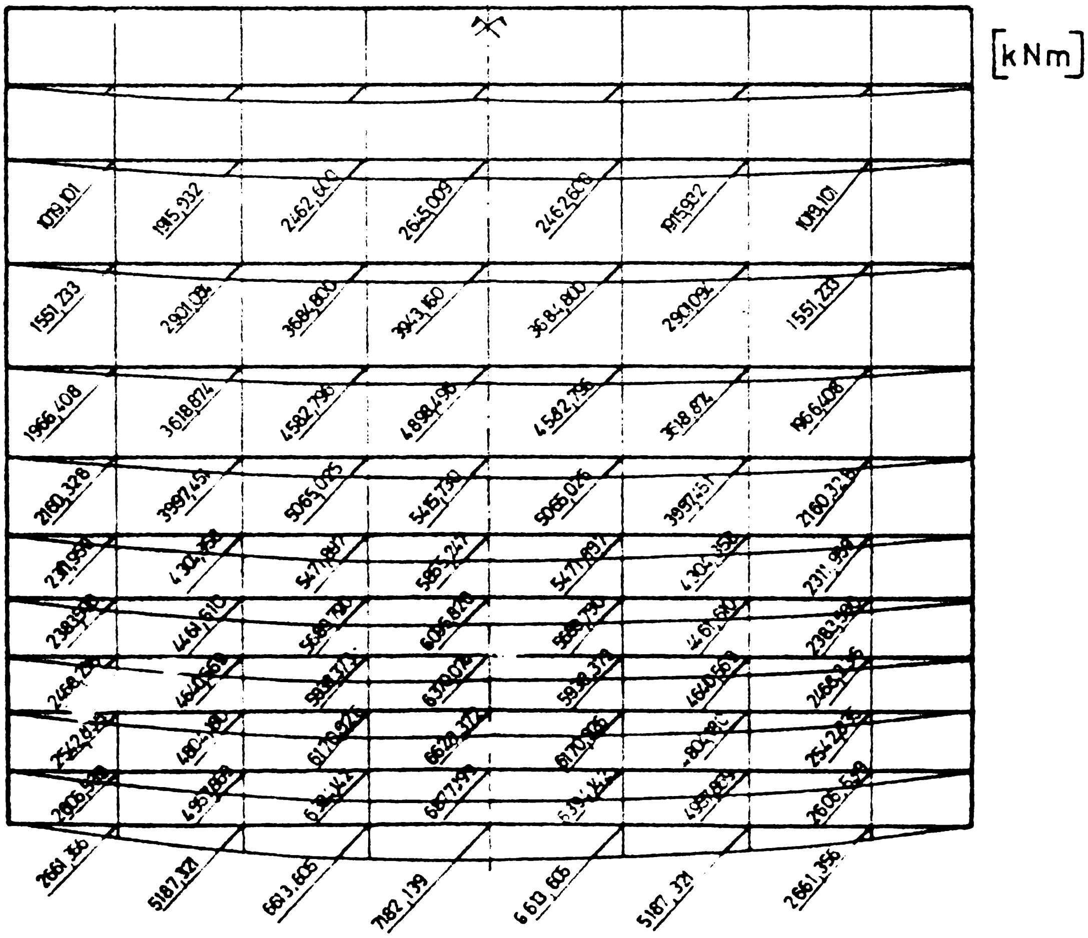


Fig. V. 9.

1.4. Rezultatele obţinute pentru modelul porţii de ecluză SHMF - Porţile de Fier II - Gruia.

Pentru modelul porţii calculul s-a efectuat pe jumătatea structurii avînd în vedere simetria de structură şi încărcare. Reţeaua care discretizează structura s-a considerat plană iar barele marginale simplu rezemate în nodurile : 1, 6 , 11, 16, 21, 26, 31, 36, 41, 46, 51, (fig. V.11.)

In alcătuirea secţiunilor transversale ale barelor reţelei care discretizează structura s-a considerat şi tola platelajului. In acest fel pentru întreaga structură s-au luat în calcul 11 tipuri de secţiuni transversale.

Cu valorile eforturilor rezultate de la calculator se pot determina tensiunile. La calculul tensiunilor normale σ , spre deosebire de calculul la cele două porţi buscate prezentate, nu intervine aportul forţei axiale laterale N_l provenită din presiunea laterală a apei. Vor interveni în calcule numai cei doi termeni: cel din momentul încovoietor şi cel din forţa axială. Forţa axială N_o este dată tot de proiecţia forţei tăietoare pe direcţia de închidere a celor două canate ale porţii.

Deci pentru determinarea tensiunilor normale σ se extrag din listingul de la calculator momentul încovoietor (M_i)şi forţa tăietoare (T).

Se calculează $N_o = \frac{T}{tg\, 20^0}$

Avînd N_o se poate calcula $M_{No} = N_o \cdot e_{No}$

Momentul total este dat de suma celor două momente:

$M = M_i + M_{No}$

Tensiunile normale σ se calculează cu relaţia:

$$\sigma = \frac{M_i}{W} + \frac{N}{A}$$

Diagramele momentelor încovoietoare rezultate de la calculator sînt date în fig.V.12. iar diagramele săgeţilor în fig. V.13.

RETEAUA CONSIDERATA IN CALCULELE CU METODA RETELELOR DE GRINZI

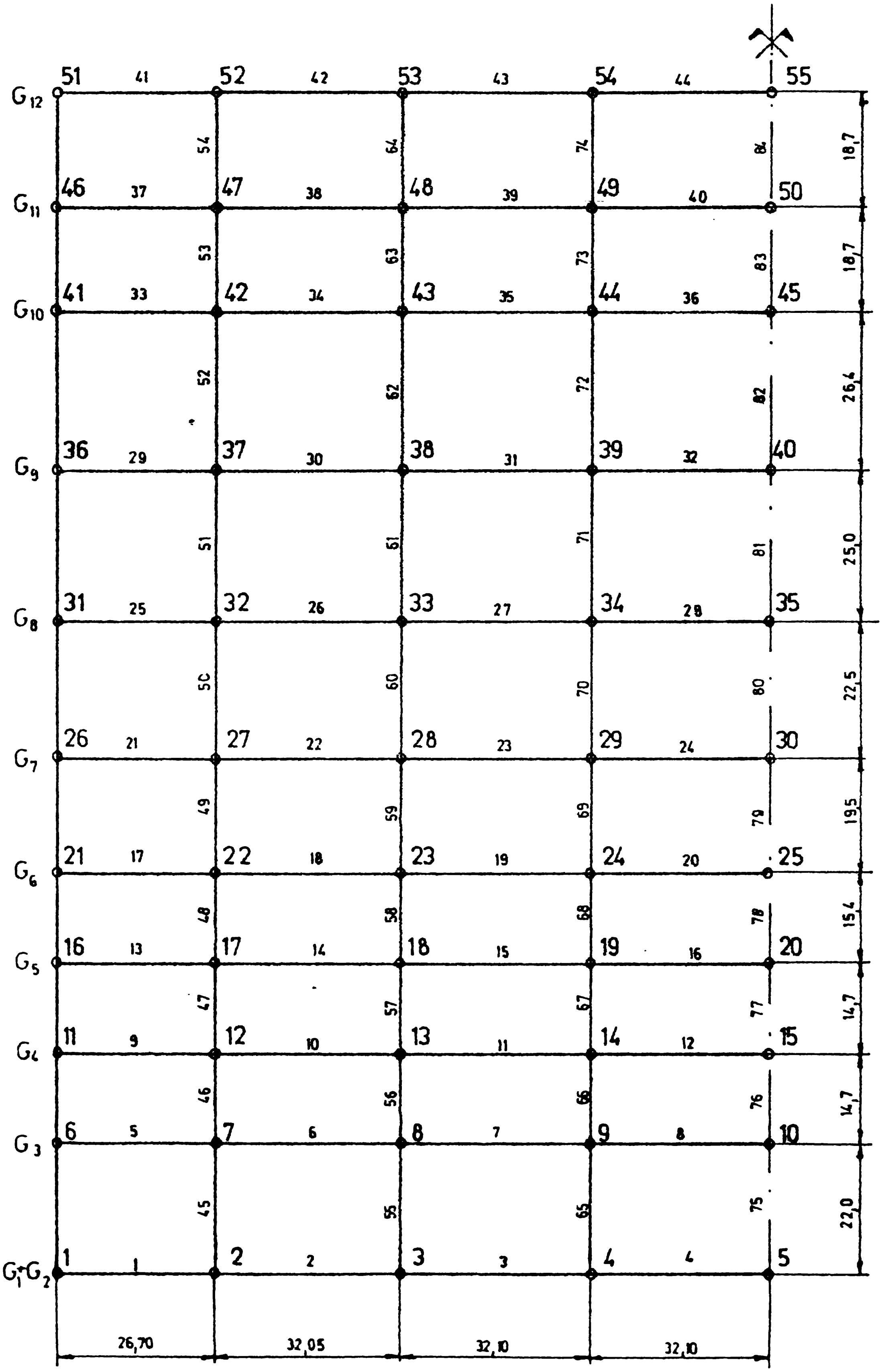
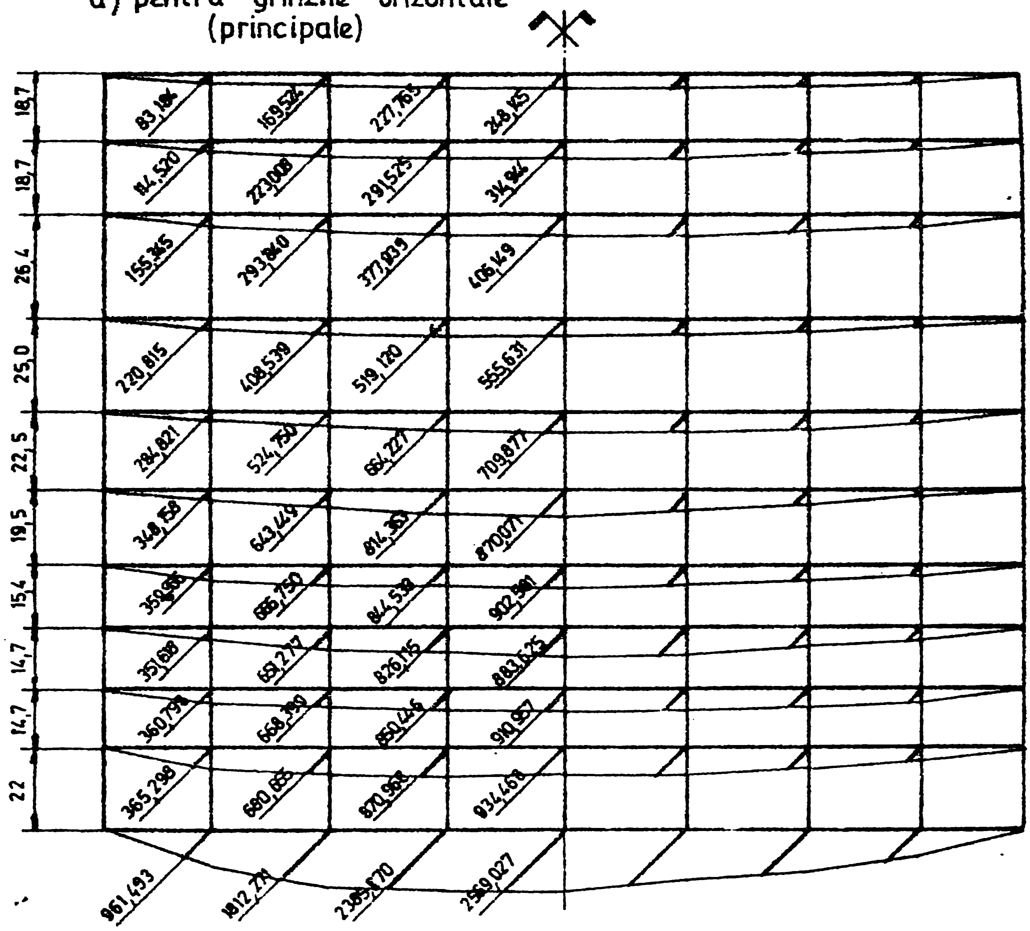


Fig. V. 11

DIAGRAMA DE VARIATIE A MOMENTELOR „M_i" REZUTATE DIN CALCULUL CU METODA REȚELELOR DE GRINZI

a) pentru grinzile orizontale (principale)



b) pentru grinzile verticale (antretoaze)

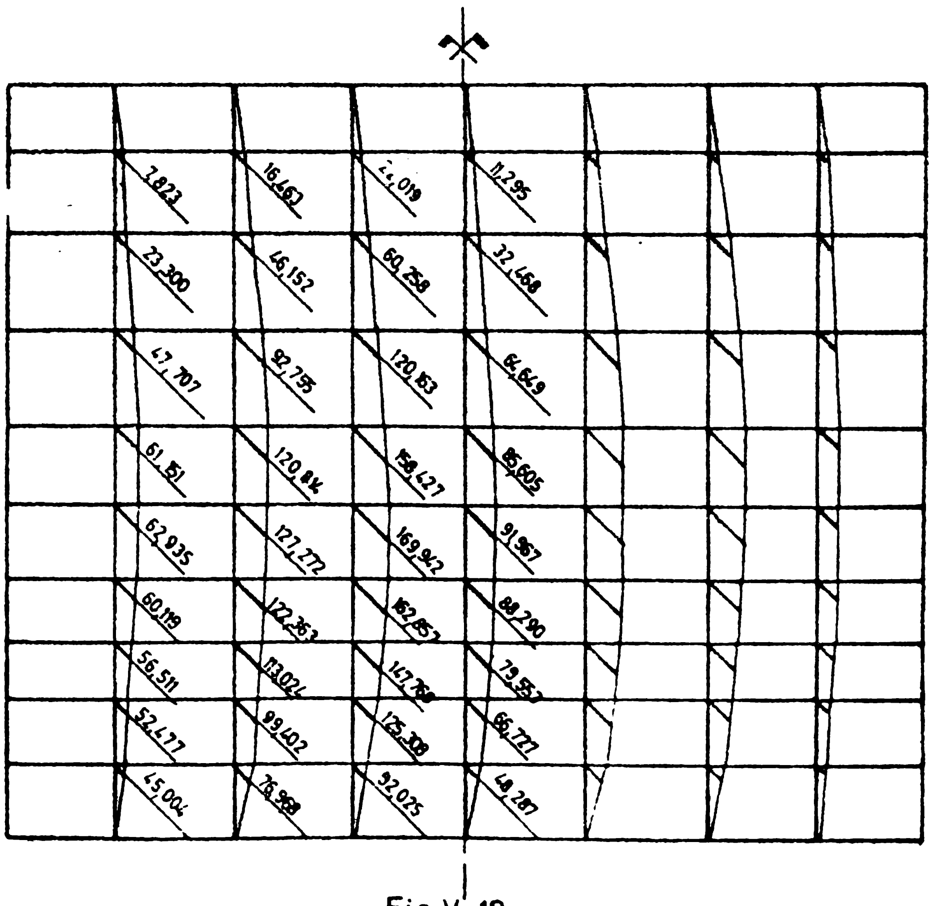


Fig. V. 12

DIAGRAMA DE VARIATIE A SAGETILOR „W" REZULTATE DIN CALCULUL CU METODA RETELELOR DE GRINZI

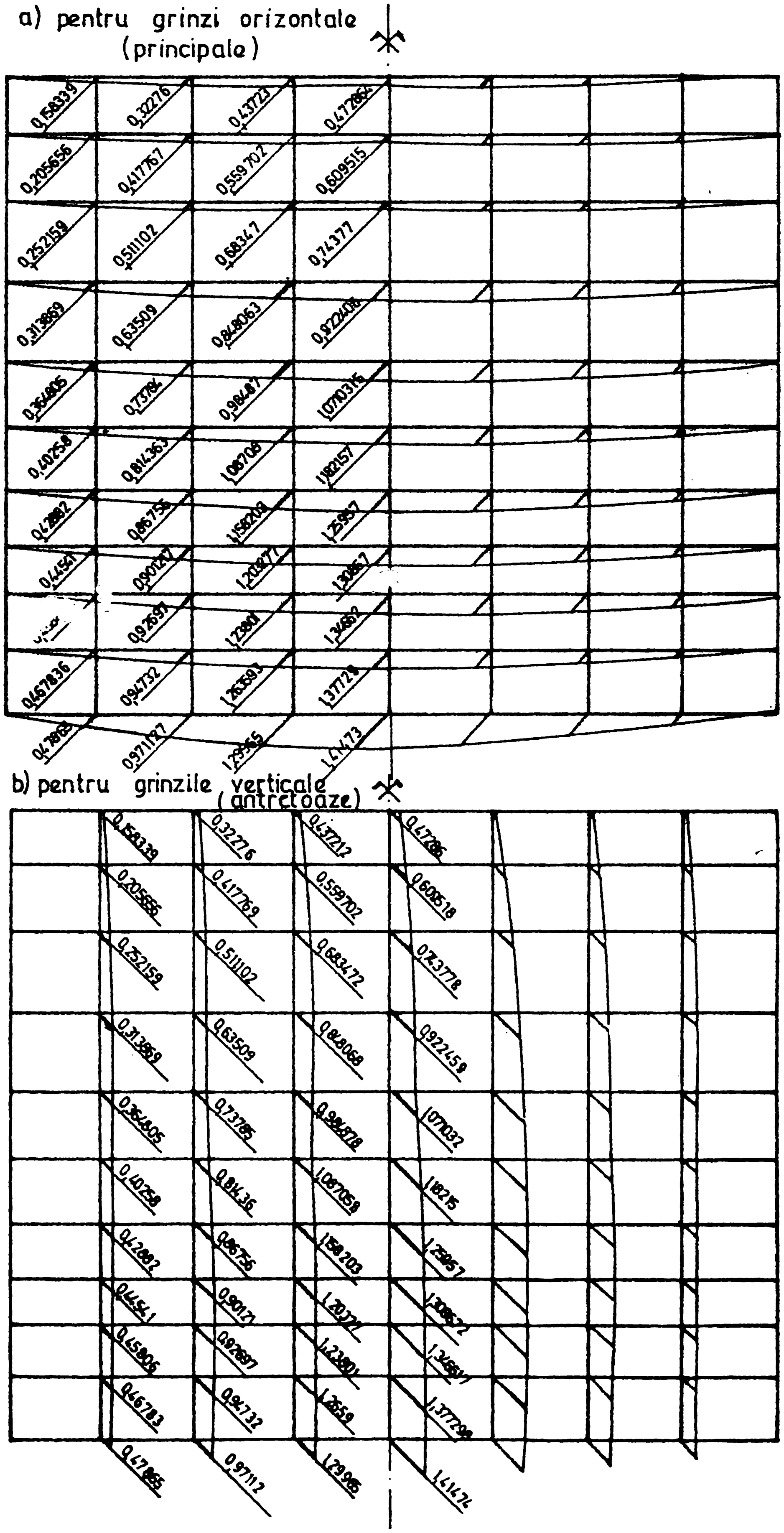


Fig. V. 13.

2. Rezultatele obţinute din calculul cu metoda elementelor finite dreptunghiulare

CAPITOLUL III. prezintă în detaliu baza teoretică de calcul a acestei metode. Practic se procedează în modul următor:

- Se împarte structura în elemente finite.
- Se numerotează nodurile şi elementele finite care discretizează structura ţinînd cont de tipul acestora.
- Se introduc în cartelele de date pentru programul la calculatorul electronic:
  - dimensiunile elementelor finite (a şi b) după cele două direcţii;
  - grosimea elementelor finite;
  - caracteristicile elastice ale materialului din care este alcătuită structura;
  - tipul elementului finit;
  - încărcările în nodurile fiecărui element finit.

Programul calculează pentru fiecare element finit şi pentru fiecare nod:

- tensiunile normale după axa X ;
- tensiunile normale după axa Y ;
- tensiunile tangenţiale ;
- deplasările şi rotirile după cele trei axe.

In continuare se vor analiza aceste rezultate pentru modelul porţii de ecluză.

1.1. Rezultatele obţinute pentru modelul porţii de ecluză SH. - Porţile de Fier II - Gruia.

Avînd în vedere structura complexă a modelului s-au utilizat 3 tipuri de elemente finite (Fig.V.14.)

- elemente finite dreptunghiulare de placă cu cîte 5 deplasări generalizate în fiecare nod (3 dintre deplasări s-au introdus pentru starea de încovoiere din elementele finite de placă şi 2 deplasări pentru starea plană din aceste elemente), care discretizează tola;

- elemente finite dreptunghiulare(îmbunătăţite) pentru discretizarea inimii grinzilor principale şi ale antretoazelor;
- elemente finite de bară pentru discretizarea tălpilor grinzilor principale şi ale antretoazelor;

Avînd în vedere simetria de structură şi încărcare calculul s-a efectuat pe jumătatea structurii .Au rezultat în acest fel 228 de elemente finite :

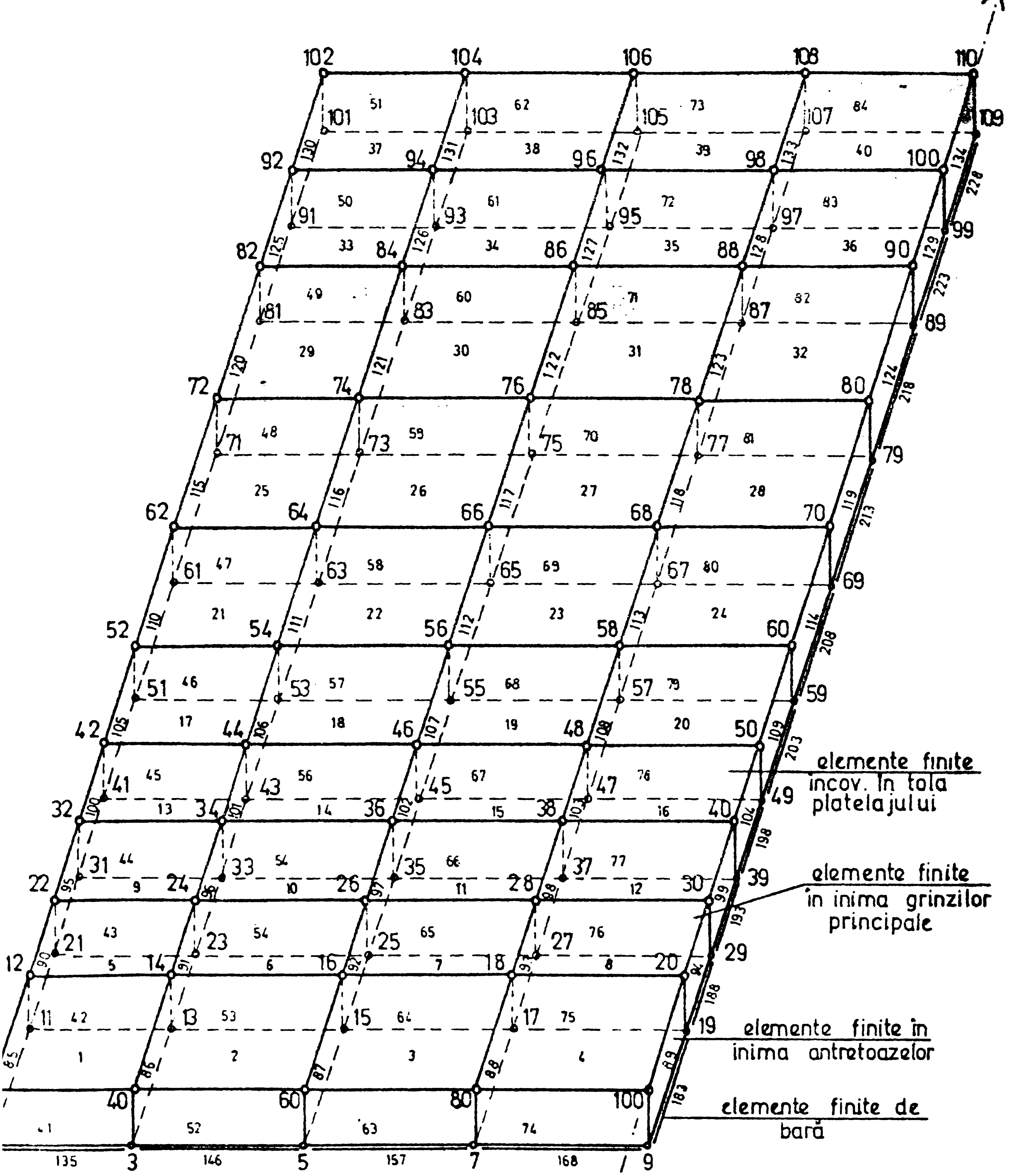
- 4o elemente finite de placă;
- 94 elemente finite în stare plană;
- 94 elemente finite de bară.

Calculul s-a efectuat în două variante de încărcare:

- în prima variantă s-au considerat încărcările verticale din acţiunea apei;
- în a doua variantă componentele datorită înclinării celor două canate ale porţii.

Pentru prima variantă de încărcare şi pentru tensiunile normale σ_x s-au reprezentat valorile : în fig.V.15. pentru elementele finite în stare plană, din inima grinzilor orizontale; în fig. V.16. pentru elementele finite în stare plană din inima antretoazelor ; în fig.V. 17. diagrama de variaţie la tensiunile σ_x pentru elementele finite de bară din tălpile grinzilor principale şi ale antretoazelor; iar în fig. V.18. pentru elementele finite în încovoiere din tola platelajului.

SCHEMA NUMEROTĂRII NODURILOR SI ALE ELEMENTELOR FINITE PENTRU CALCULUL MODELULUI PORŢII BRUSCATE DE ECLUZA SHEN - PORŢILE DE FIER II. (GRUIA)



: la 1 la 40 → elemente finite de placă (discretizează tola superioară)

: la 41 la 84 → elemente finite în stare plană (discretizează inima grinzilor princip.)

: la 85 la 134 → elemente finite în stare plană (discretizează inima antretoazelor)

la 135 la 178 → elemente finite de bară (discretează tălpile inferioare ale grinzilor principale)

la 179 la 228 → elemente finite de bară (discretizează tălpile inferioare ale antretoazelor)

Fig. V. 14.

VALORILE TENSIUNILOR σ_x IN NODURILE ELEMENTELOR FINITE IN STARE PLANA DIN INIMA GRINZILOR PRINCIPALE

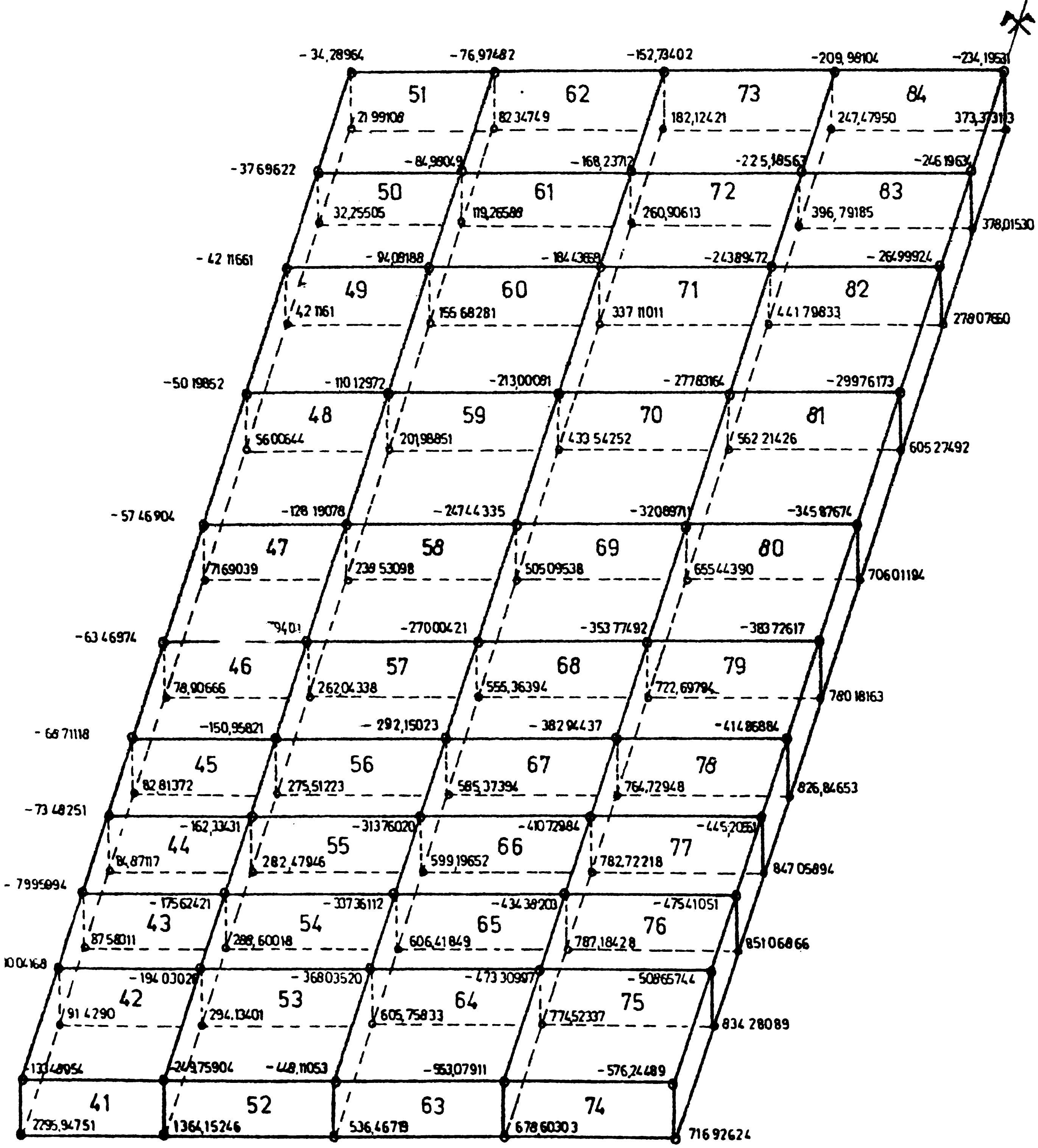


Fig. V. 15

VALORILE TENSIUNILOR σ_x IN NODURILE ELEMENTELOR FINITE IN STARE PLANĂ, DIN INIMA ANTRETOAZELOR

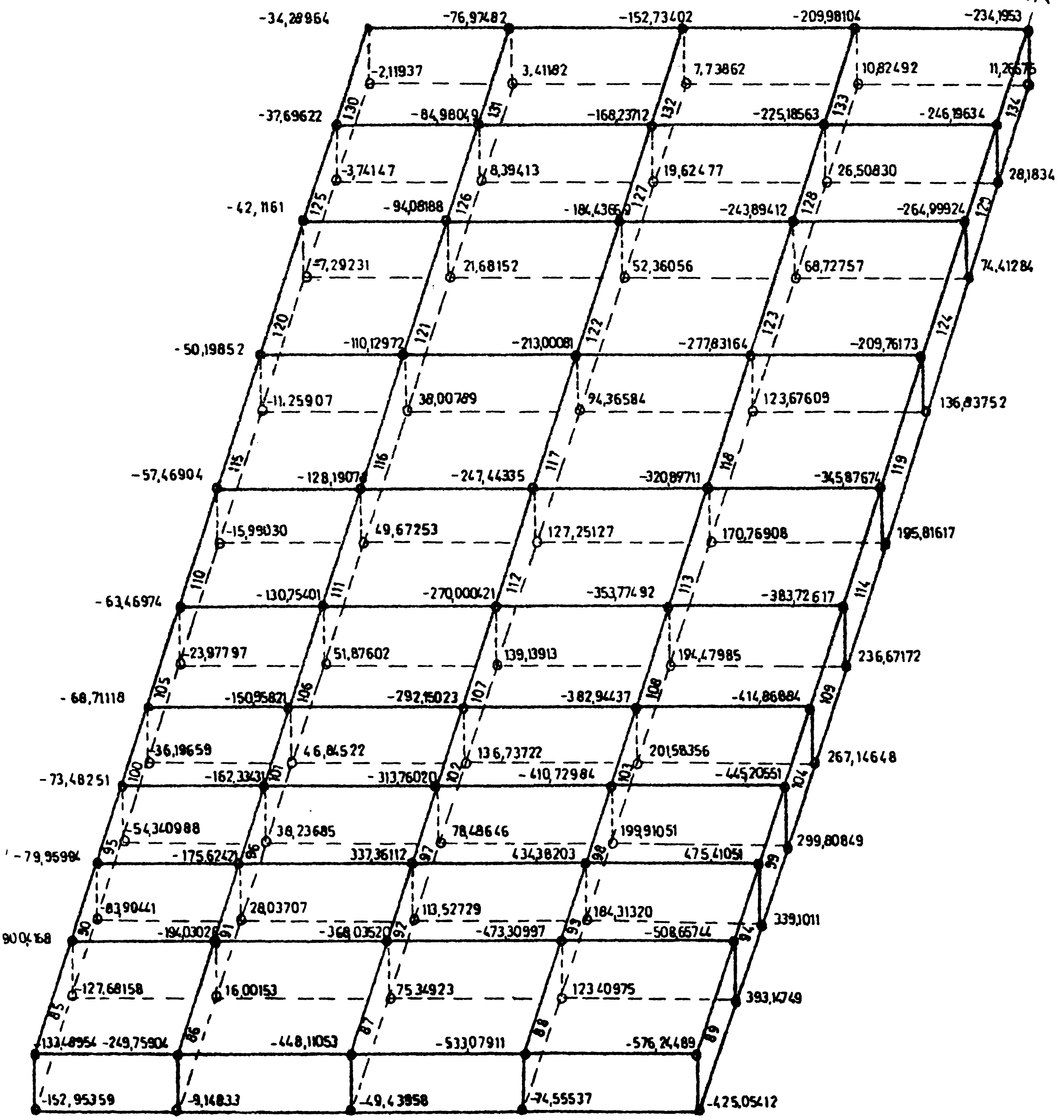


Fig. V.16.

DIAGRAMA DE VARIATIE A SAGETILOR „W" REZULTATE DIN CALCULUL CU METODA RETELELOR DE GRINZI

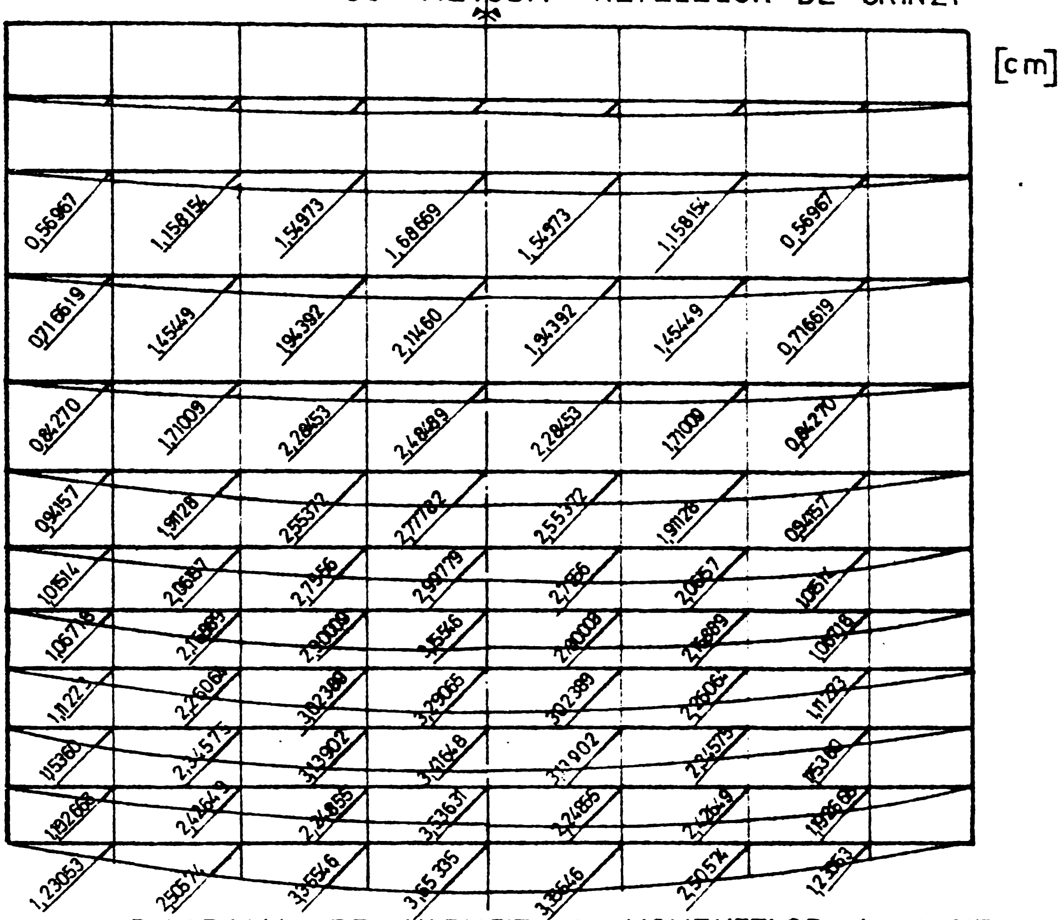


DIAGRAMA DE VARIATIE A MOMENTELOR INCOVOIETOARE M_i REZULTATE DIN CALCULUL CU MET. RETEL. DE GRINZI

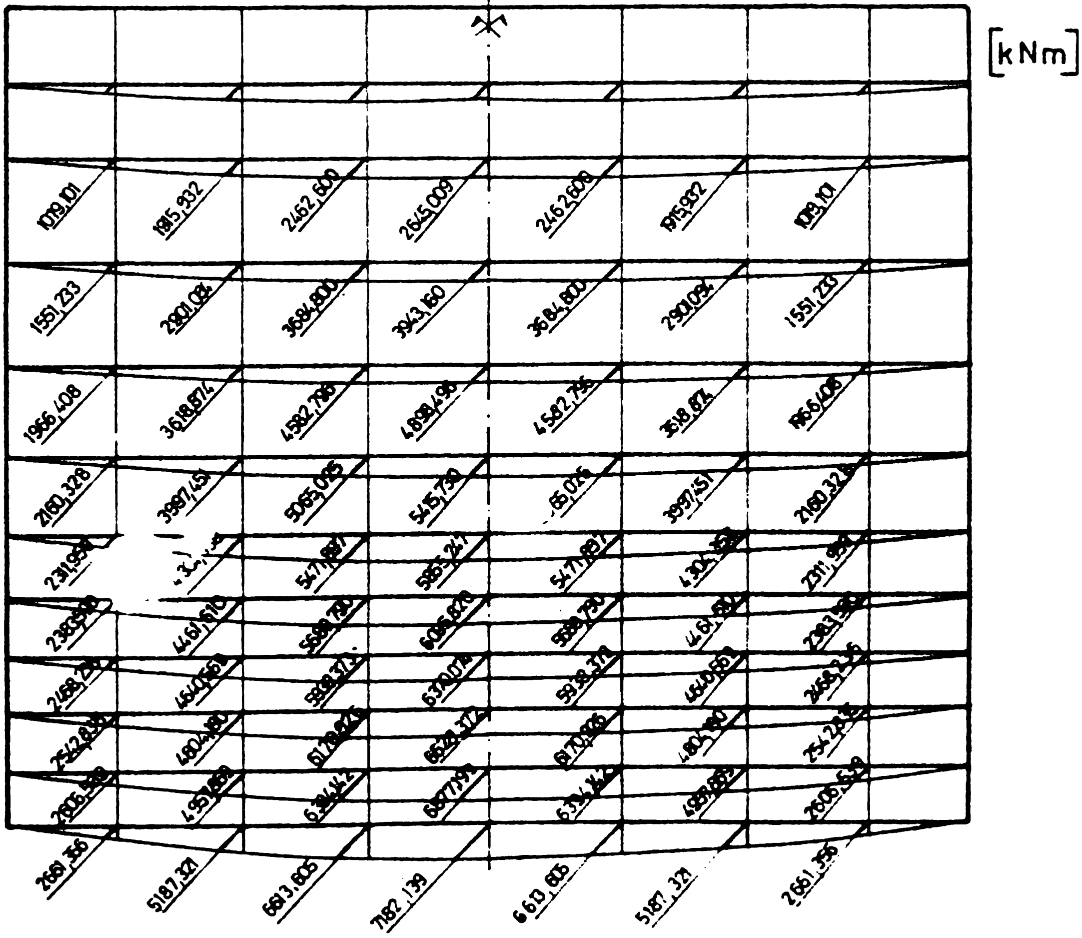


Fig. V. 9.

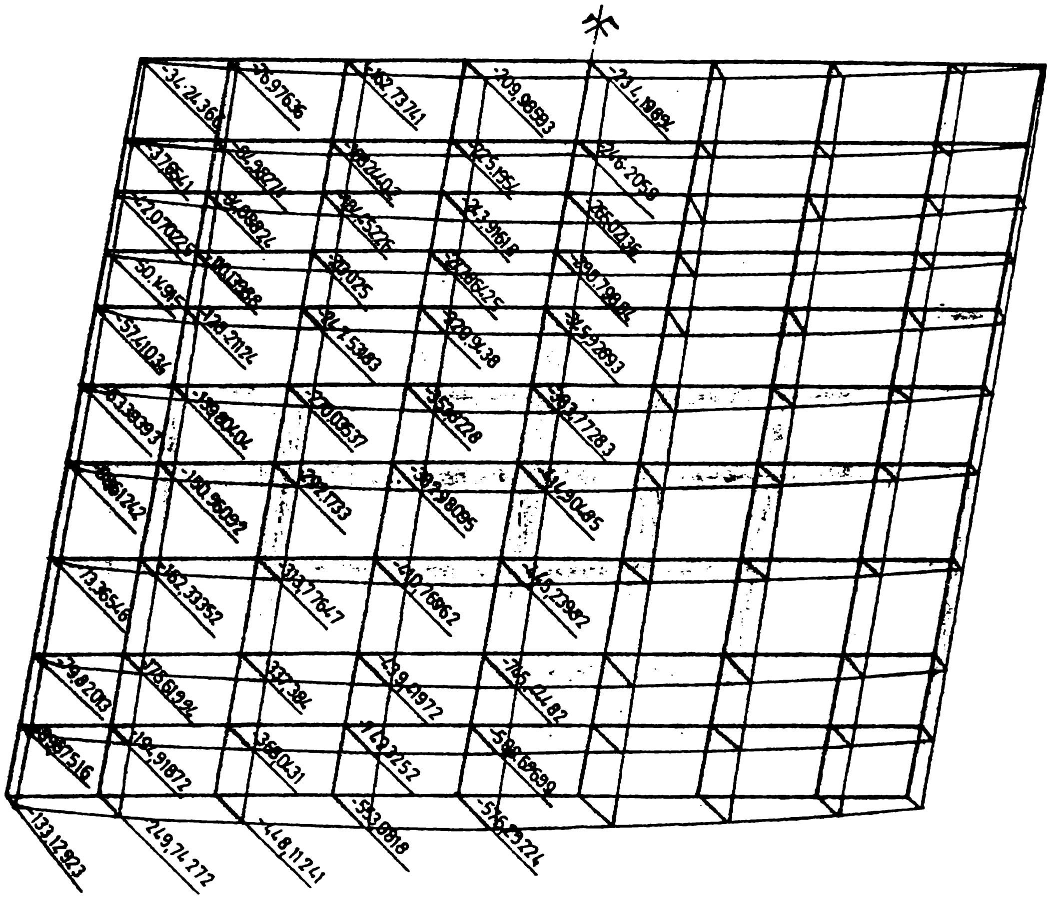


Fig. V. 18.

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

1. Agent R. - Sisteme reticulare nedeterminate. Editura tehnică, Bucureşti, 197o.

2. Beles I.E. - Contribuţii la calculul construcţiilor metalice hidrotehnice cu elemente de rigidizare din tablă şi grinzi, ţinînd cont de efectul de conlucrare spaţială. Teză de doctorat, I.C.Bucureşti, 1972.

3. Ciomocoş F.D. - Calculul structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză cu metoda elementelor finite. Simpozionul colectivului catedrei construcţii metalice - I.P. Timişoara ,23 iunie 1978

4. Ciomocoş F. D. - Discretizarea structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză cu elemente finite identice. Sesiunea jubiliară I.P. Cluj - Napoca 28-29 octombrie 1978.

5. Ciomocoş F.D., Ciomocoş A., Konrad C., Regep E. - Calculul comparativ a structurii de rezistenţă a unei porţi de ecluză cu două metode de calcul - Sesiunea Jubiliară I.P.Cluj - Napoca 28 - 29 octombrie 1978.

6. Ciomocoş F.D. - Metoda liniilor de sarcină la calculul plăcilor ortotrope. Simpozionul colectivului catedrei construcţii metalice - I.P.Timişoara, 23 iunie 1978.

7. Dehousse N.M. - Les bordages orthotropes plans. Calcul d'une porte plane d'ecluse. Memoires du C.E.R.E.S. nr.22 juin, 1967.

8. Deprez J. - La dimensionnement optimum des bordages raidis plans. Application du calcul d'une porte d'ecluse. Collection des Publication nr.13, Liége 1969.

9. Dimo P. - Programarea în Fortan. Ed.Did. şi Ped., Bucureşti, 1971.

10. Prişcu R. - Construcţii hidrotehnice, vol.I şi II. Ed.Did. şi Ped., Bucureşti, 1973.

11. Soare M. - Aplicarea ecuaţiilor cu diferenţe finite la calculul plăcilor curbe subţiri. Ed.Academiei R.S.R. Bucureşti - 1968.

12. Timoshenko S.P., Woinowski - Krieger - Teoria plăcilor plane şi curbe. Ed. tehnică - Bucureşti - 1968.

13. Visarion V. - Stări de tensiune în teoria plăcilor curbe. Ed. Academiei R.S.R. Bucureşti, 1967.

14. Visarion V., Stănescu C. - Calculul stărilor de tensiune în teoria plăcilor curbe. Ed.Academiei R.S.R., Bucureşti, 1969.

15. x x x - Manualul inginerului hidrotehnician vol.I şi II. Editura tehnică, Bucureşti - 1969.

C A P I T O L U L

VI

S T U D I I   E X P E R I M E N T A L E

1. STUDIUL EXPERIMENTAL PE POARTA BUSCATA PORTILE DE FIER - I -

1.1. Prezentare

Ipotezele şi schematizările la care se face apel în proiectarea unei construcţii pot fi îmbunătăţite treptat pe baza cunoaşterii comportării reală a acesteia. Comportarea reală la rîndul ei poate fi determinată prin observaţii şi măsurători efectuate asupra unor parametrii determinanţi, cum sînt deformaţiile şi tensiunile.

In acest sens s-a pus problema studiului deformaţiilor şi tensiunilor pe porţile ecluzei SHEN - Porţile de Fier I - în timpul funcţionării acesteia, în baza unui contract de cercetare cu C.C.P.E.H - Timişoara, în anul 1973.

Se vor prezenta rezultatele studiului experimental efectuat pe poarta buscată, pentru a fi comparat cu rezultatele calculului teoretic de la aceiaşi poartă (Cap.V.2.2.).

1.2. Studiul experimental al deformaţiilor.

Deoarece proiectantul porţii, CCPEH - Timişoara, a pus problema în special a săgeţii maxime a grinzilor principale ale porţii rezultată în efectul de încovoiere, rotaţia rezultată din deformaţiile axiale ale grinzii a fost considerată ca o deplasare provenită din schimbarea poziţiei întregii structuri.

Condiţiile nefavorabile de măsurare constînd în inaccesibilitatea punctelor luate în studiu, în timpul cît poarta a fost sub sarcină ca şi condiţia impusă de întreprinderea exploatatoare de a nu împiedica posibilitatea de manevră a porţii prin instalaţii de măsurare, au exclus posibilitatea utilizării unor metode mecanice sau fizice de mare precizie. S-a recurs la metoda topografică de măsurare a deplasărilor punctelor considerate.

In principiu a fost utilizată metoda intersecţiilor unghiulare determinînd poziţia punctelor P_o, P_i, P_1 , înainte şi după umplerea sasului ecluzei. Sistemul de observare a foat alcătuit din două puncte A şi B (fig.V.1.) avînd o

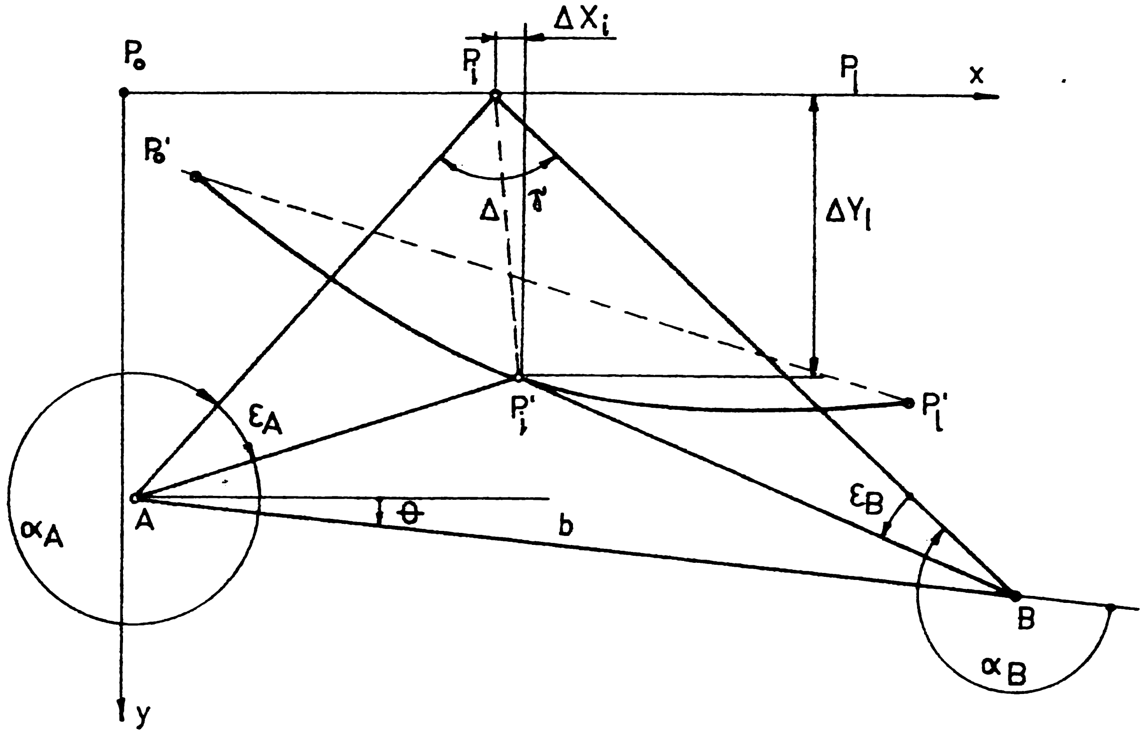


Fig. VI. 1.

orientare $\theta_{AB} = 377^{g} - 77^{c} - 80^{cc}$ faţă de direcţia axei X a sistemului de calcul. Considerînd originea sistemului de observare în punctul A, şi direcţia pozitivă a axei absciselor paralelă cu cea a sistemului de calcul a rezultat un sistem translatat cu aceleaşi coordonate relative ΔX_i şi ΔY_i ca şi sistemul de calcul.

Valorile coordonatelor relative au fost determinate cu relaţiile:

$$\Delta X_i = X_i' - X_i \qquad (VI.1.)$$

$$\Delta Y_i = Y_i' - Y_i \qquad (VI.2.)$$

$$X_i = \frac{Y_B + X_B \cdot tg\theta_{Bi}}{tg\,\theta_{Bi} - tg\theta_{Ai}} \; ; \; X_i' = \frac{Y_B + X_B \cdot tg(\theta_{Bi} + \varepsilon_{Bi})}{tg(\theta_{Bi} + \varepsilon_{Bi}) - tg(\theta_{Ai} + \varepsilon_{Ai})} \qquad (VI.3)$$

$$Y_i = X_i \cdot tg\,\theta_{Ai} \; ; \; Y_i' = X_i' \cdot tg\,(\theta_{Ai} + \varepsilon_{Ai}). \qquad (VI.4)$$

Studiul influienţei depărtării punctelor P_0 şi P_e de punctele de reazem s-a efectuat pornind de la faptul că pentru acelaş tip de încărcare, raportul între săgeţile a două puncte depinde numai de schema statică şi de poziţia geometrică a celor două puncte.

Pentru grinda simplă rezemată acest raport are expresia:

$$k_o = \frac{V_o}{V_i} = \frac{\sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^5} \sin \frac{n\pi}{l} c \cdot \sin \frac{n\pi}{l} e \cdot \sin \frac{n\pi}{l} X_o}{\sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^5} \cdot \sin \frac{n\pi}{l} c \cdot \sin \frac{n\pi}{l} e \cdot \sin \frac{n\pi}{l} X_i} \qquad \text{(VI.5)}$$

Particularizînd k_o pentru cazul încărcării uniform distribuite rezultă expresia finală, a săgeţii funcţie de această constantă şi de V_i' :

$$V_i = \frac{1}{1 - k_o - \frac{X_i - X_o}{X_e - X_o}(k_e - k_o)} V_i' \qquad \text{(VI.6)}$$

unde V_i' este săgeata relativă faţă de axa P_o' P_e' (fig.VI.2)

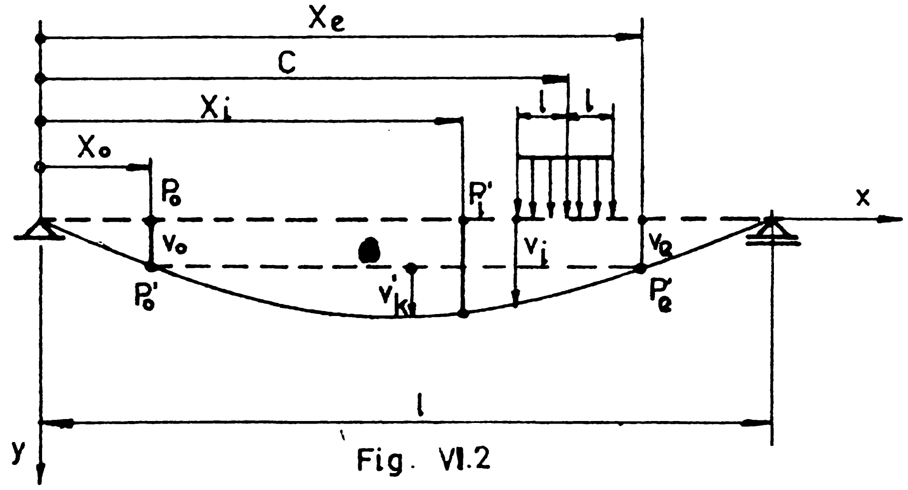


Fig. VI.2

Rezultatele obţinute sînt redate în tabelele 1. şi 2 .

Tab.1 . Componentele deplasărilor ΔX_i şi ΔY_i .

Punctul	X_i mm	Y_i mm	ΔH = 4,00 ΔX_i mm	ΔH = 4,00 ΔY_i mm	ΔH = 14,5 ΔX_i mm	ΔH = 14,5 ΔY_i mm	Eroarea medie E mm	Eroarea medie E mm
P_1	+17972,55	2009,85	-0,41	-4,81	-4,26	-17,43	±0,50	±0,52
P_2	+9706,51	1975,12	-0,58	-282	-4 19	-14 43	±0,60	±0,70
P_3	+1849.43	1951.25	-0,51	-0,42	-1,52	-2,39	±0,80	±1,00

Tab.2. Valorile săgeților din încovoiere.

Punctul	k_{max}	ΔH = 4,00		ΔH = 14,5		Eroarea medie pătratică E_v mm
		v'_A mm	v_A mm	v'_A mm	v_A mm	
P_1	0,28	–	- 0,03	–	1,26	
P_2	1,00	- 0,10	- 0,13	-4,52	-5,82	± 1,76 mm
P_3	0,30	–	-0,03	–	1,49	

Componentele ΔX_i și ΔY_i au fost calculate cu relațiile (VI.1,2) iar unghiurile $\mathcal{E}_A$ și $\mathcal{E}_B$ au fost măsurate cu ajutorul unui teodolit de precizie Weld T_3, prin patru reiterații complete. Din cele patru valori obținute a fost calculată eroarea medie a componentelor ΔX_i și ΔY_i .

1.3. Studiul experimental al tensiunilor.

1.3.1. Tehnologia încercării.

Pentru măsurători s-a folosit metoda tensometriei electro - rezistive. S-au utilizat traductorii subacvatici tip D.A.2 (Hottinger) de 12o ohmi, k = 2,o9, echipați cu cabluri bifilare ecranate. Traductorii au fost lipiți cu adeziv rapid tip X 6o (Hottinger) după tehnologia prescrisă de firma producătoare. De asemenei, s-a utilizat puntea U.M. 111 și cutia de comutare și echilibrare tip M.U. - 121 (R.F.T.).

In figurile care urmează sînt redate aspecte din timpul măsurătorilor.

Fig.VI.3 este o imagine a sasului (camerei) ecluzei care în momentul fotografierii era golit de apă.

Fig.VI.4 redă o vedere din amonte a celor două canate ale porții buscate.

Fig.VI.5 prezintă canatul stîng al porții pe care s-au efectuat încercările tensiometrice .Traductorii tensiometrici au fost amplasați la mijlocul acestui canat(se văd firele care duc de la aparatele tensiometrice la traductorii tensiometrici de pe poartă).

In paragraful următor se vor prezenta rezultatele măsu-

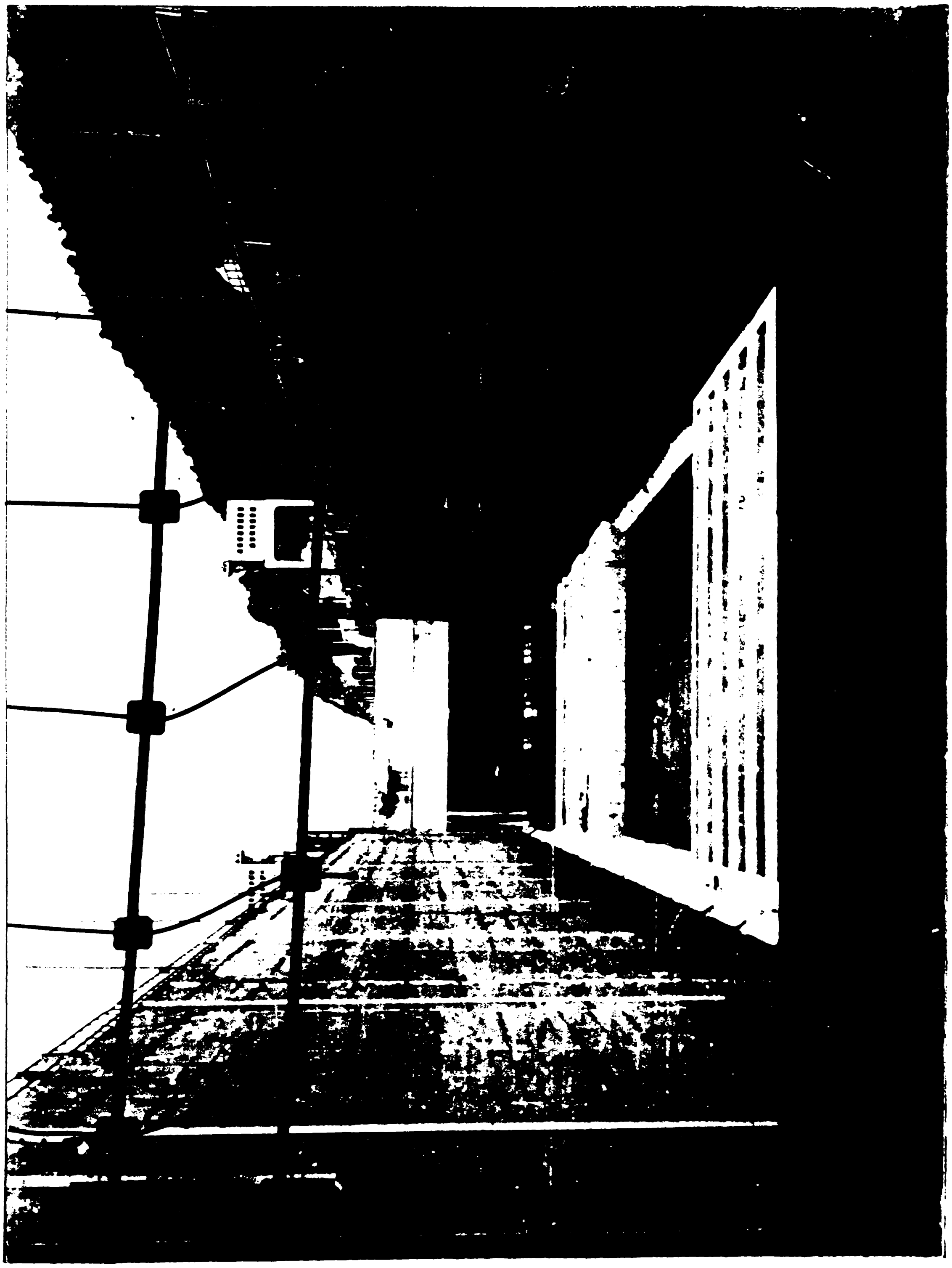


FIG. VI.3.

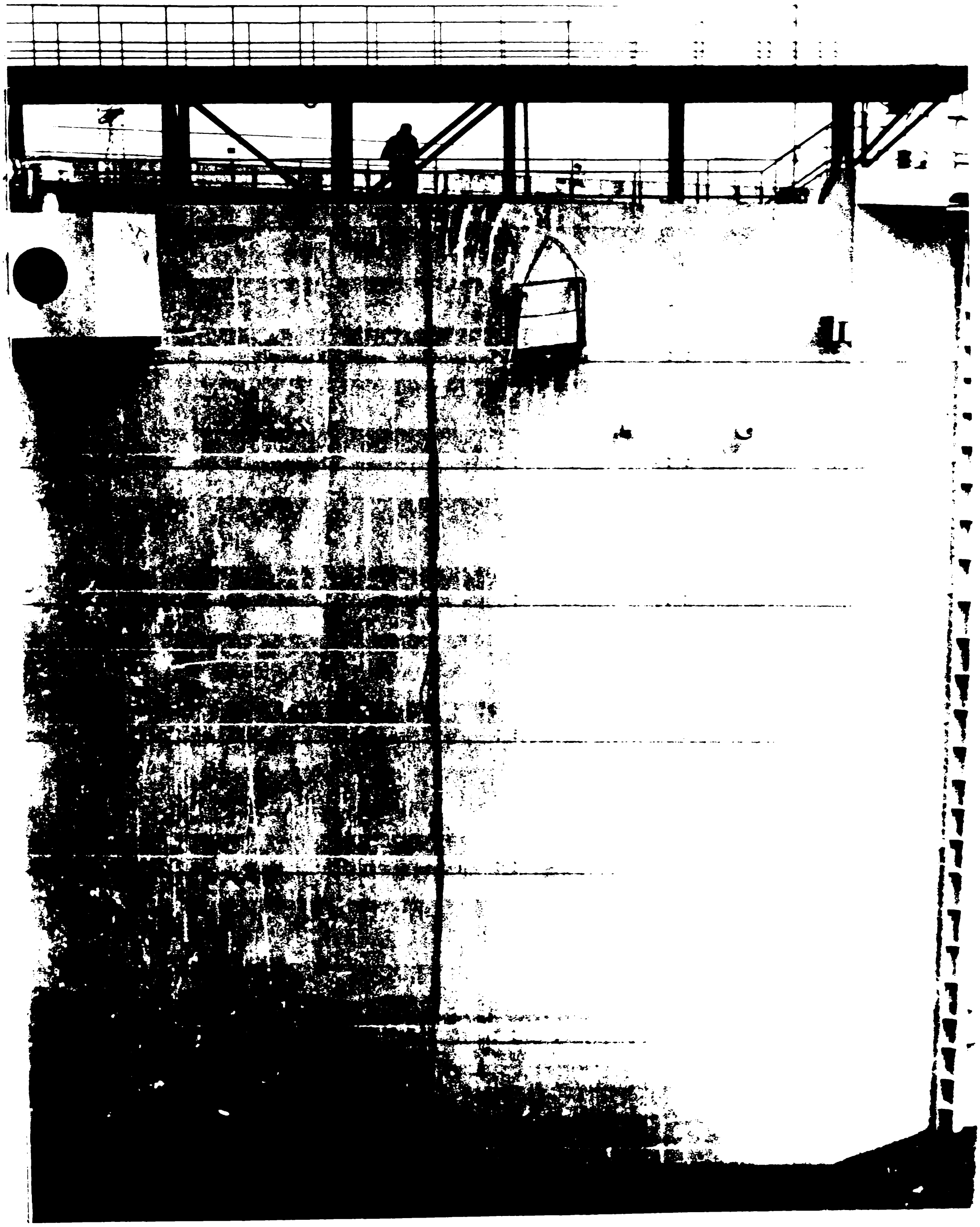


Fig. 5

1.4. Comparaţii între rezultatele studiilor teoretice şi experimentale.

1.4.1. Deformaţiile

Din analiza deformaţiilor rezultă că acestea sînt foarte mici în raport cu dimensiunile porţii. Comparativ deformaţiile sînt aproximativ egale, atît din calculul cu metoda reţelelor de grinzi, cît şi din calculele din proiect şi din încercări experimentale diferenţele sînt de aproximativ 2 %.

1.4.2. Tensiunile

In graficul din fig.VI.4. se prezintă comparativ rezultatele obţinute atît din calculul analitic, cu metoda reţelelor de grinzi şi cu metoda actuală din proiectare, cît şi din încercările experimentale.

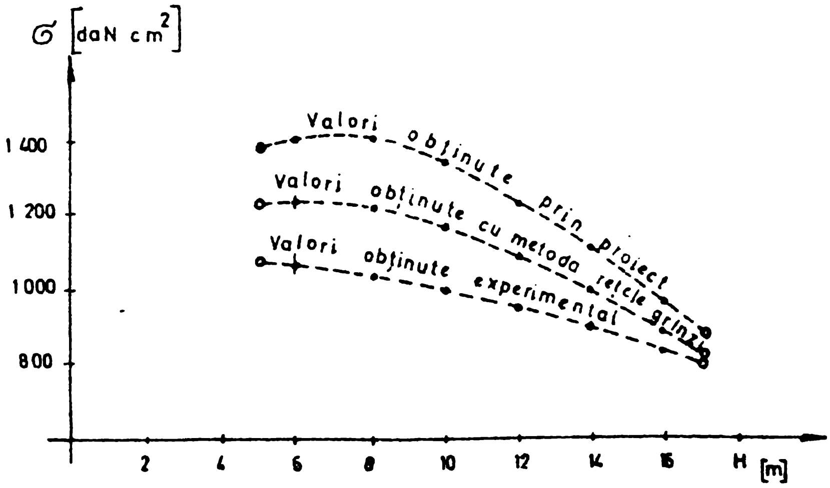


Fig. VI. 4.

Din studiul acestor rezultate reiese că valorile obţinute cu metoda reţelelor de grinzi se încadrează între valorile σ obţinute din proiect şi valorile σ din încercările experimentale.

In concluzie rezultă că metoda reţelelor de grinzi dă rezultate mai apropiate de comportarea reală a porţii, fiind în acelaşi timp acoperitoare.

2. STUDII EXPERIMENTALE PE MODELUL PORTII BUSCATE S.H.E.N. - PORTILE DE FIER II GRUIA

2.1. Prezentare

Modelul porţii buscate SHEN - Porţile de Fier II - Gruia a fost proiecta t de către CCPEH - Timişoara în cadrul fazei 1116 - 78 contract 1196 tema Ac.14.94.73. Modelul reprezintă la scara 1 : 6 dimensiunile porţii buscate SHEN - Porţile de Fier II - Gruia . Execuţia modelului şi a dispozitivului de încărcare a fost realizat tot de către C.C.P.E.H - Timişoara.

Stabilirea dimensiunilor modelului şi ale dispozitivului de încărcare a avut ca bază teoria similitudinii.

Se ştie că un sistem elastic este caracterizat printr-o funcţie implicită de n = 9 mărimi fizice (VI.7.):

$$f(\sigma, l, F, E, \gamma, \delta, \tau, G, \gamma_\varphi, \mu) = 0 \qquad (VI.7)$$

S-au stabilit criteriile de similitudine în baza analizei dimensionale care dă posibilitatea obţinerii condiţiilor de modelare cunoscînd mărimile fizice care intervin în fenomenul respectiv.

La baza analizei dimensionale stă teorema π, care spune că: orice ecuaţie matematică, ce reprezintă o lege fizică în care intervin k mărimi fundamentale şi (n - k) mărimi derivate, poate fi scrisă ca o funcţie de (n - k) mărimi adimensionale, numite criterii.

Cum din cele n = 9 mărimi fizice dimensionale, care intră în structura fenomenului, k = 4 sînt mărimi distincte, rezultă că (n - k) = 5 sînt mărimi derivate.

Criteriile de similitudine obţinute prin aplicarea teoremei π ecuaţiei (VI.7.) conduc la ecuaţia criterială (VI.8): ..

$$\varphi\left(\frac{F}{\sigma l^2}; \frac{E}{\sigma}; \frac{\gamma l}{\sigma}; \frac{\delta}{\sigma}; \frac{G}{\sigma}; \frac{\gamma\varphi}{1}; \mu\right) = 0 \qquad (VI.8.)$$

Legea modelului implică un sistem de 7 relaţii între 9 scări :

$$\frac{K_F}{K_\sigma \lambda^2} = 1 \; ; \quad \frac{K_E}{K_\sigma} = 1 \; ; \quad \frac{K_\gamma \cdot 1}{K_\sigma} = 1 \; ; \quad \frac{K_\delta}{\lambda} = 1 \; ;$$

$$\frac{K_\tau}{K_\sigma} = 1 \; ; \quad \frac{K_G}{K_\sigma} = 1 \quad ; \quad \frac{\lambda \cdot K_\varphi}{\lambda} = 1 \, .$$

S-au ales în mod arbitrar scările K_E şi K_γ şi rezultă:

$$\lambda = \frac{K_E}{K_\gamma} \; ; \quad F_F = \frac{K_E^3}{K_\gamma^2} \; ; \quad K_\sigma = K_E \; ; \quad K_\delta = \frac{K_E}{K_\gamma}$$

$$K_\tau = K_G = K_E \; ; \quad K_\varphi = 1 \; ; \quad K_\mu = 1 \, . \qquad \text{(VI.9)}$$

Problema similitudinii sistemelor elastice solicitate static se diversifică după tipul încărcărilor, considerînd sau nu greutatea proprie şi după tipul materialului din care se execută modelul (care poate fi diferit sau nu de cel al prototipului).

Dispozitivul de aplicat forţe proiectat a fost conceput pentru un model realizat din acelaşi material ca şi prototipul, cu neglijarea forţelor de greutate. In acest caz, pentru $\gamma = o$, relaţiile (VI.9.) iau următoarele forme:

$$K_F = \lambda^2 \cdot K_E \quad ; \quad K_\sigma = K_E \quad ; \quad K_\delta = \lambda \qquad \text{(VI.1o.)}$$

$$K_\sigma = \frac{K_F}{\lambda^2} \; ; \quad K_\delta = \frac{K_F}{\lambda \cdot K_E} \quad ; \quad K_\tau = K_G \qquad \text{(VI.11.)}$$

Avînd în vedere că modelul s-a executat din acelaşi material cu prototipul $K_F = K_E = 1$ iar ecuaţiile (VI.1o) şi (VI.11.) devin :

$$K_F = \lambda^2 \; ; \quad K_\sigma = 1 \; ; \quad K_\delta = \lambda \; ; \qquad \text{(VI.12.)}$$

$$K_\sigma = \frac{F_F}{\lambda^2} \quad ; \quad K_\delta = \frac{K_F}{\lambda} \quad ; \quad K_\tau = 1 \, . \qquad \text{(VI.13)}$$

Ecuaţiile (VI.12.) şi (VI.13.) reprezintă două legi de modelare importante pentru similitudinea sistemelor elastice.

Legea reprezentată prin ecuaţia (VI.12.) se enunţă în modul următor: "dacă folosind acelaşi material, dimensiunile liniare ale unei structuri sînt multiplicate prin λ şi dacă forţele aplicate sînt multiplicate prin λ^2, atunci deformaţiile sînt multiplicate tot prin λ , iar tensiunile rămîn neschimbate.

A doua lege , reprezentată prin ecuaţia (VI.13.) se enunţă astfel : " dacă, folosind acelaşi material, dimensiunile liniare ale unei structuri sînt multiplicate prin K_F/λ tensiunile normale sînt multiplicate prin K_F/λ^2 , iar tensiunile tangenţiale rămîn neschimbate.

Dispozitivul de încărcare a fost proiectat în aşa fel încît să îndeplinească următoarele condiţii:

- să reproducă fără denaturări încărcarea hidrostatică aplicată prototipului ;
- să analizeze încărcare continuă sau în trepte;
- să nu se modifice mărimea şi direcţia forţelor aplicate în timpul procesului de încercare;
- să nu introducă forţe suplimentare.

Dispozitivul aplică forţele necesare prin mecanisme mecanice (cu pîrghii) cu ajutorul sistemelor hidraulice.

Modelul porţii împreună cu standul experimental şi cu dispozitivul de aplicat forţe este prezentat în fig.VI.6.

2.2. Tehnologia încercării.

Pentru măsurători s-a folosit metoda tensometriei electrorezistive. S-au utilizat traductorii de tip Hottinger. Schema amplasării traductorilor tensometrici se poate urmări în fig.VI.7 pentru punctele de pe faţa din amonte a celor două canate ale modelului porţii şi în fig.VI.9 şi VI.10 pentru punctele de pe faţa din aval a celor două canate ale modelului porţii.

Aparatura pentru măsură şi înregistrare a deformaţiilor specifice ε rezultate în urma încărcării modelului este prezentată în fig.VI.8.

Incercarea modelului s-a realizat în trepte avînd ca valoare totală a presiunii aplicată : 20 , 40 , 60 , 80 bar.

Pentru fiecare treaptă de încărcare s-au înregistrat valorile deformaţiilor specifice ε .

2.3. Rezultatele măsurătorilor tensometrice.

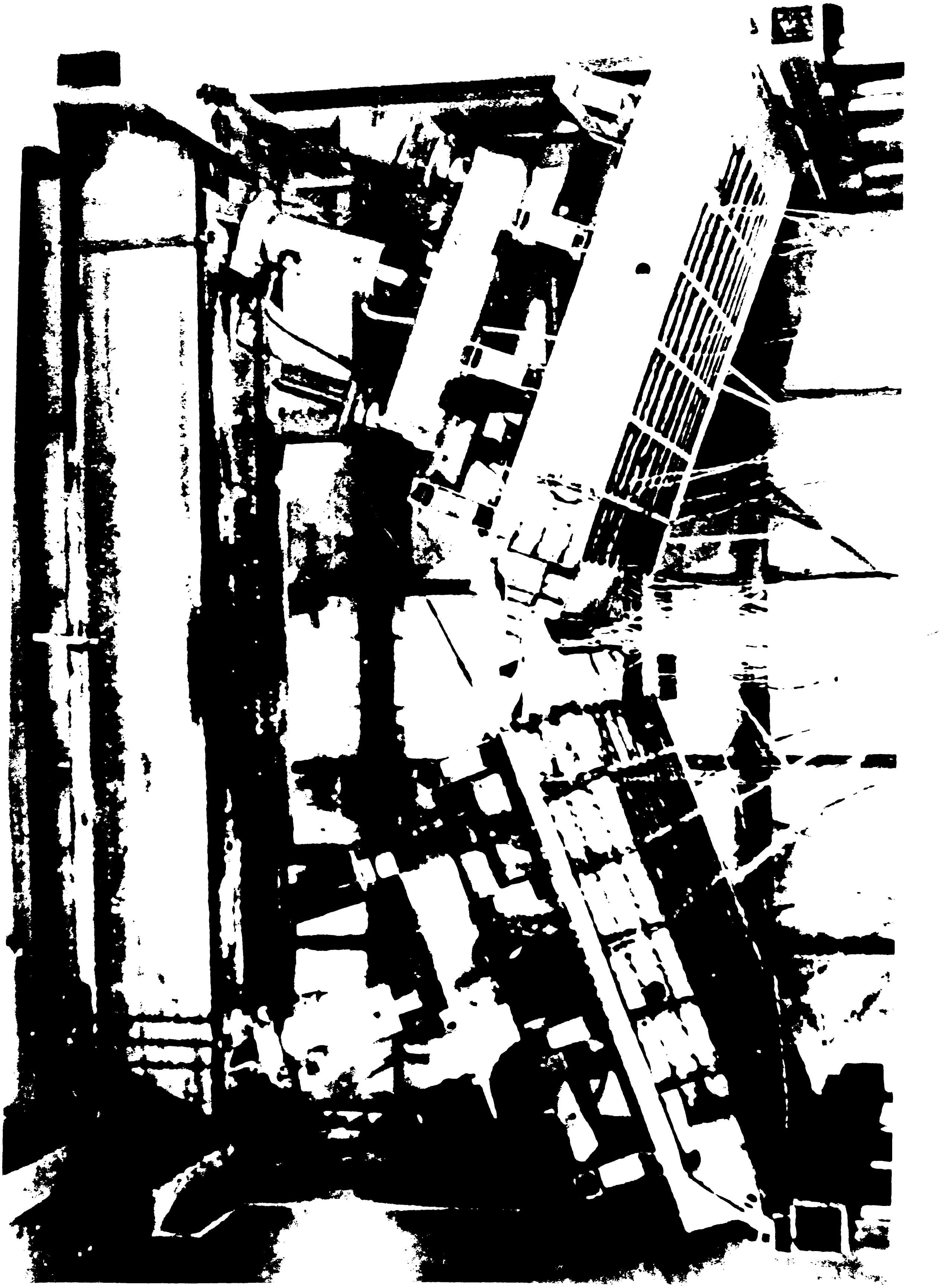
In vederea obţinerii valorii tensiunilor normale s-au efectuat mediile a patru încercări. Valorile tensiunilor normale din axa unui canat al modelului porţii în punctele în care au fost amplasaţi traductorii tensometrici, pentru trei trepte de încărcare (40, 60 , 80 bar.) sînt prezentate în fig.VI.11.

2.4. Comparaţii între rezultatele analitice şi experimentale.

Pentru cea mai mare treaptă de încărcare (80 bar.)s-au comparat valorile tensiunilor normale σ obţinute din calcul cu cele obţinute experimental.

In fig.VI.12a s-au trasat diagramele comparative ale valorilor tensiunilor normale σ în axa de simetrie a unui canat al modelului porţii pentru punctele unde au fost amplasaţi traductorii tensometrici, pe faţa din amonte.

In fig.VI.12b s-au trasat diagramele comparative ale tensiunilor normale σ pentru faţa din aval a unui canat al modelului porţii.



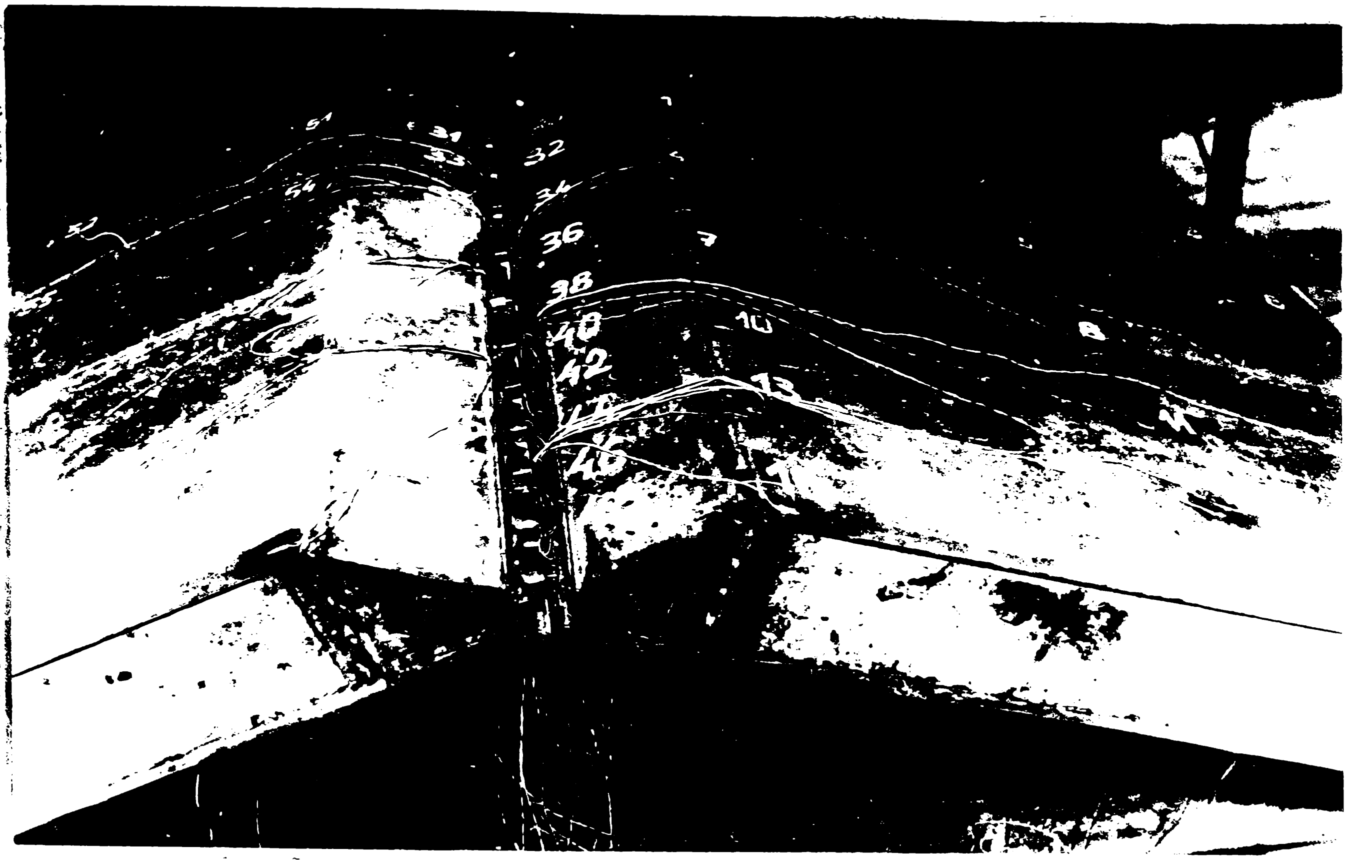


Fig. V

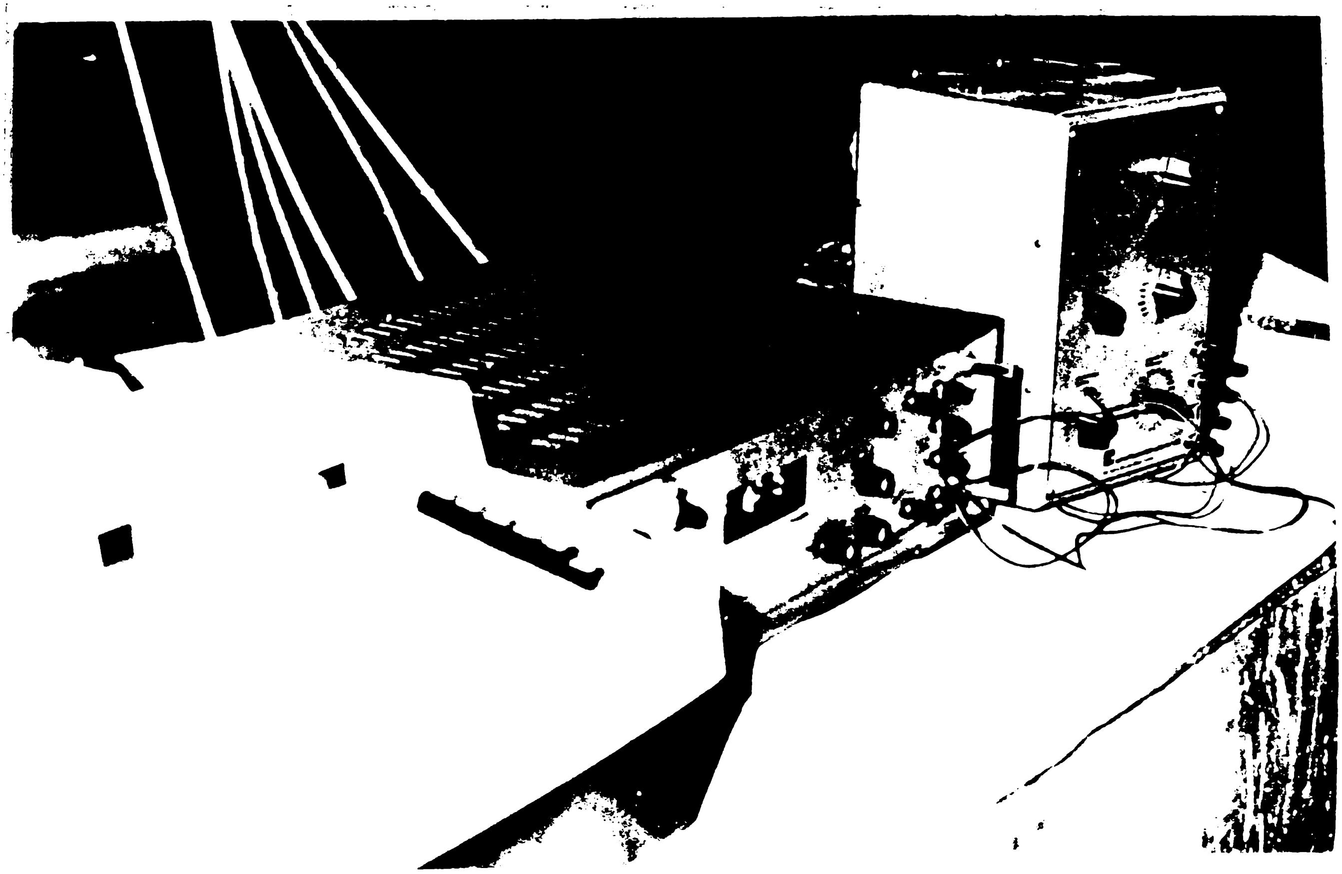
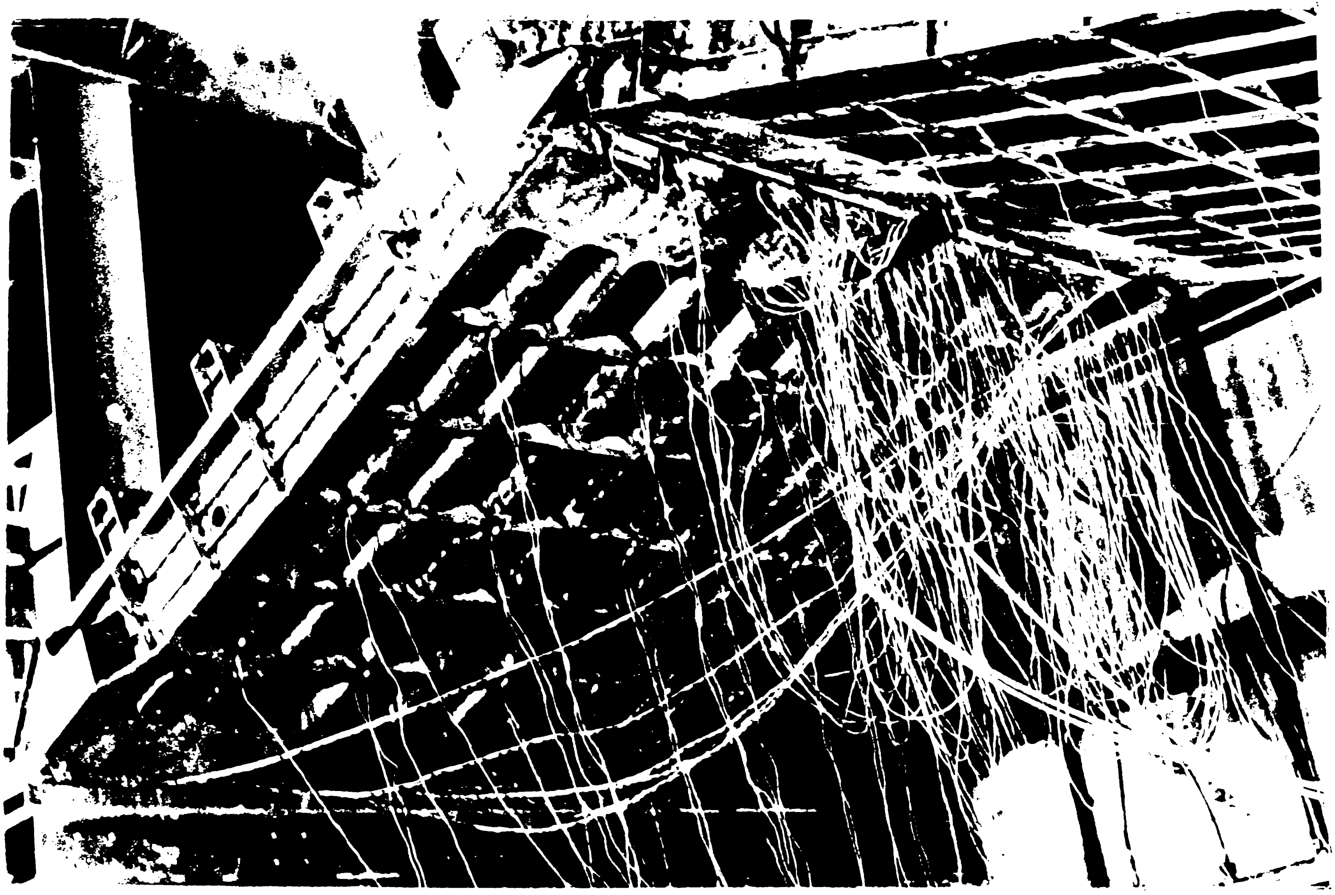
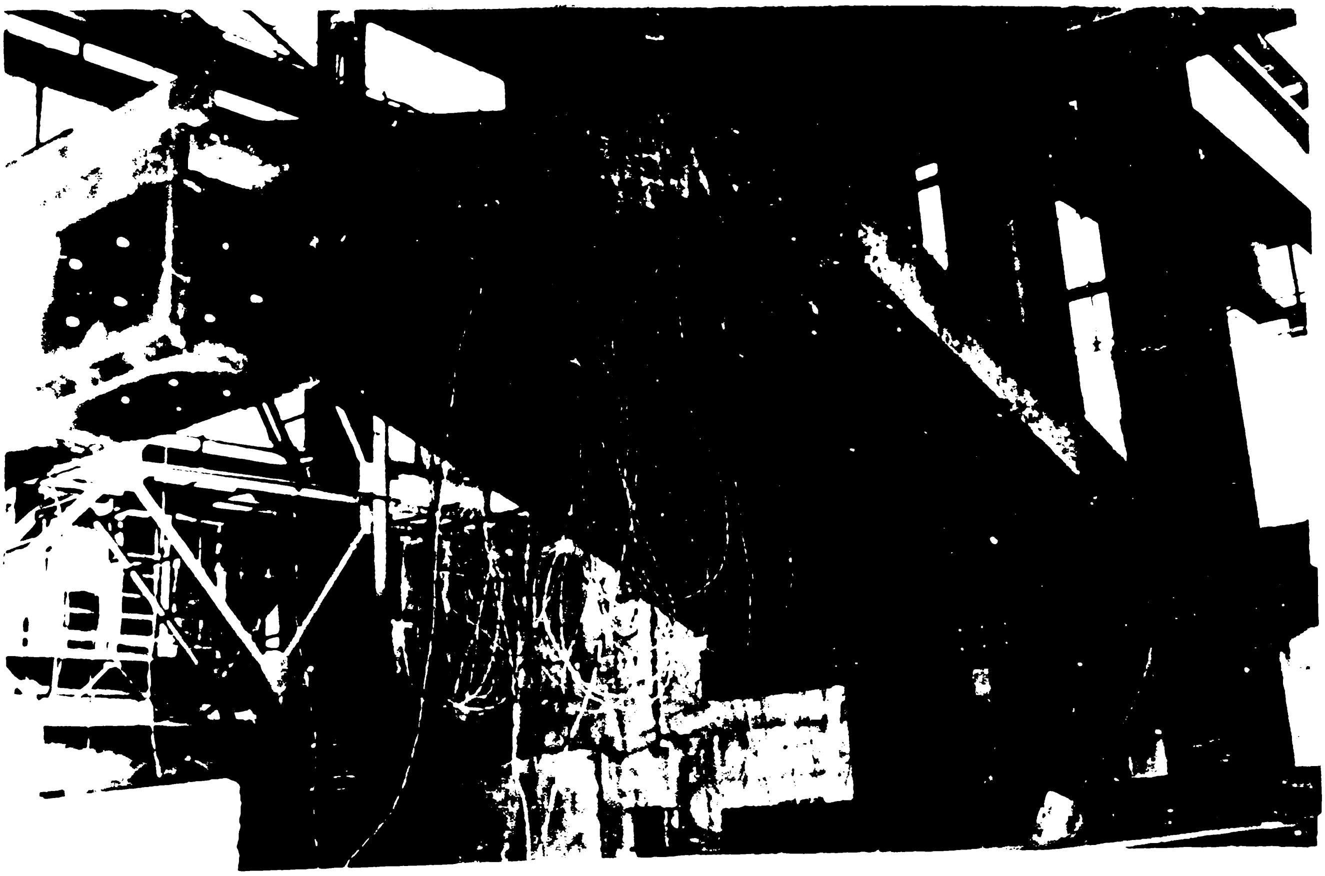


Fig. [illegible]



g 4



VALORILE TENSIUNILOR NORMALE σ CORESPUNZATOARE CELOR TREI TREPTE DE INCARCARE IN PUNCTELE DIN AXA DE SIMETRIE A UNUI CANAT AL MODELULUI IN CARE AU FOST AMPLASATI TRADUCTORII TENSOMETRICI

LEGENDA:

– – – VALORI PENTRU INCARCAREA DE 40 BAR.

—· —VALORI PENTRU INCARCAREA DE 60 BAR.

——— VALORI PENTRU INCARCAREA DE 80 BAR.

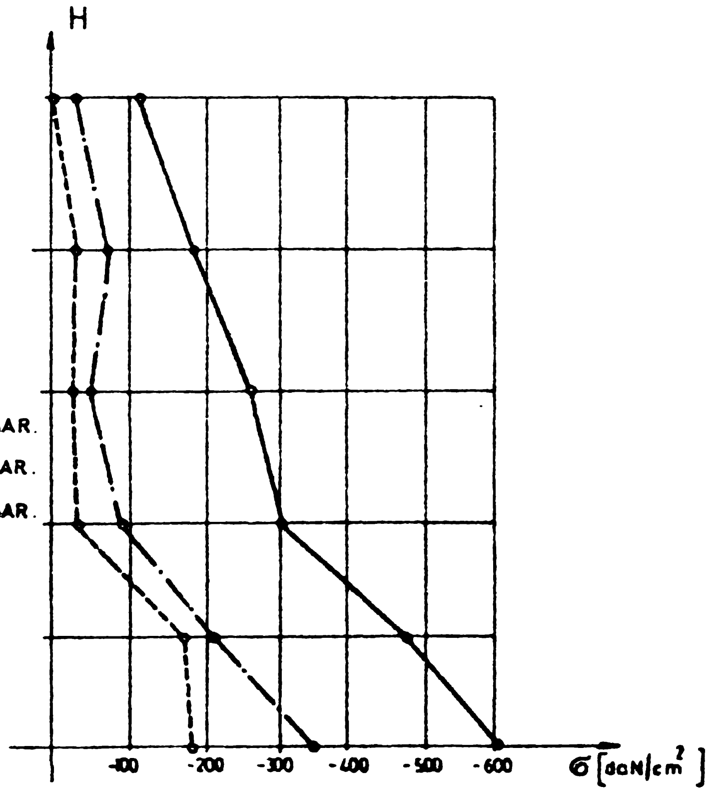
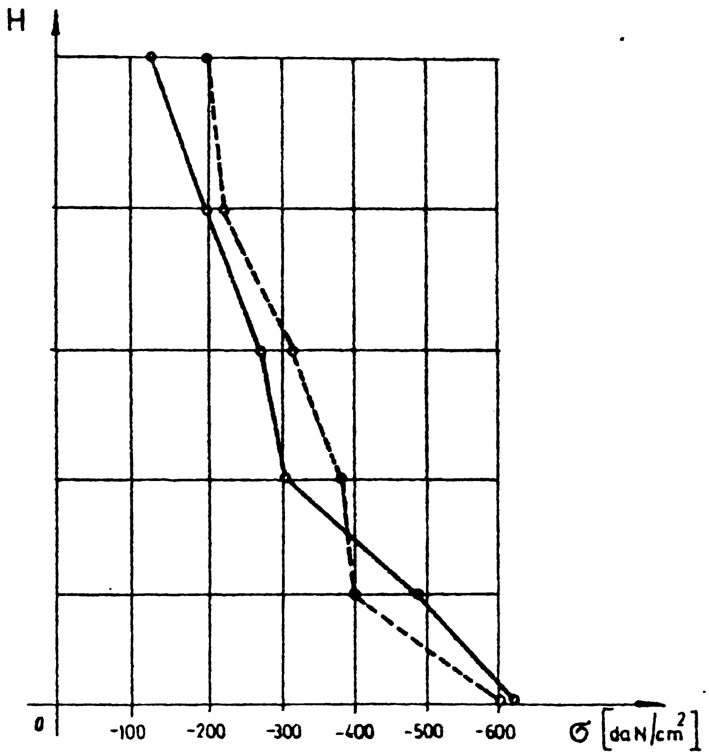


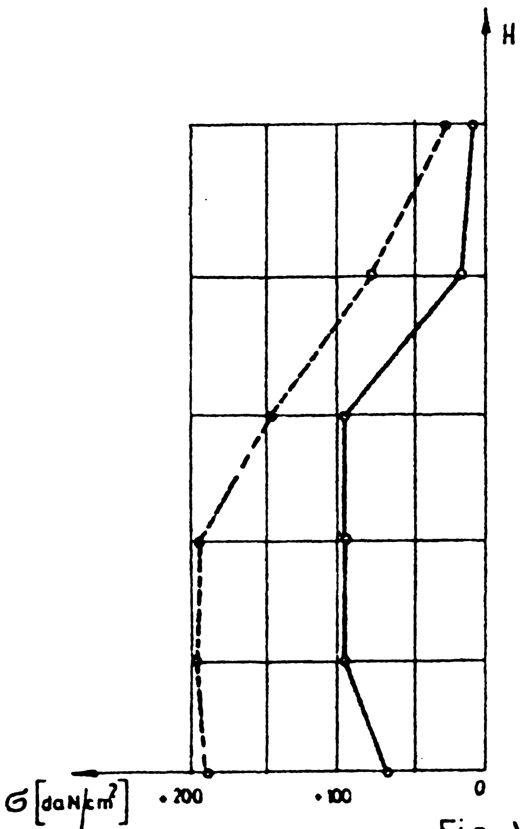
Fig. VI. 11

VALORILE TENSIUNILOR NORMALE σ IN PUNCTELE DIN AXA DE SIMETRIE A UNUI CANAT AL MODELULUI IN CARE AU FOST AMPLASATI TRADUCTORII TENSOMETRICI

a) amonte



b) aval



LEGENDĂ:

- - - VALORI OBTINUTE DIN CALCUL

— VALORI REZULTATE EXPERIMENTAL

Fig. VI.12

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

1. Ciomocoş F.D. – Măsurarea şi calculul deformaţiilor la o poartă buscată de ecluză. Sesiunea tinerilor ingineri. Timişoara, 24 februarie 1974.

2. Ciomocoş F.D. – Metode geodezice pentru calculul deformaţiei unei construcţii în exploatare. Prima conferinţă de control nedistructiv. Bucureşti iunie 1974.

3. Ciomocoş F.D., Rozenauer I., Regep Z., Konrad C., Regep F. – Studiul analitic şi experimental al tensiunilor pe poarta buscată a unei ecluze. Bulet. I.P.T. nr.2, 1978.

4. Dehouse N.M. – Les bordages en construction hydraulique. Zürich 1962.

5. Dehouse N.M. – Les bordages raidis en construction hydraulique. Memoires du C.E.R.E.S. nr.1 sept. 1961.

6. Dehouse N.M., Depres I. – Les bordages orthotropes plans. Calcul d'une porte plane d'ecluse. Memoires du C.E.R.E.S. nr.22, juin, 1967.

7. Genin C. – Les bordages orthotropes plans. Calcul d'une porte plane d'ecluse par la methode des lignes de charge. Application au cas de l'impact d'un bateau, 1975.

8. Genin C., Firapres .., – Etude sur modele d'une porte metallique d'ecluse, 1976.

9. Ichiro Konishi, Sadao Komatsu – Theoretical and Experimental Researches on Continuous Box Girder Bridges. Memoires Abhandlungen Publications, 195[illegible].

10. Lee S.L. – Bending of Partially Loaded Simply Supported Cylindrical Shells. Memoires Abhandlungen Publications, 1959.

11. Little G., Rowe R.E. - The Effects of Edge - Stiffening and Eccentric Transverse Prestress in Bridges. Memoires Abhandlungen Publications, 1959.

12. Mateescu D., Rezenauer I., Ciomocoş F.D., Regep T. - Măsurarea şi calculul deformaţiilor la poarta unei ecluze. Conferinţa construcţii metalice. Timişoara 1974.

13. C.C.P.E.H. - Timişoara - Breviar de calcul - Poarta plană de ecluză - SHEN - Porţile de Fier I.

14. C.C.P.E.H. - Timişoara - Breviar de calcul - Poarta buscată de ecluză - SHEN - Porţile de Fier I.

15. C.C.P.E.H. - Timişoara - Breviar de calcul - Poarta buscată de ecluză - SHEN - Porţile de Fier II - Gruia.

16. C.C.P.E.H. - Timişoara - Breviar de calcul - Modelul porţii buscate de ecluză SHEN - Porţile de Fier II - Gruia.

C A P I T O L U L

VII

C O N C L U Z I I

C O N C L U Z I I

Analizînd conţinutul lucrării, se pot rezuma în continuare , caracteristicile principale ale capitolelor prezentate, evidenţierea concluziilor finale ale principalelor rezultate teoretice şi experimentale obţinute, după cum şi prezentarea unor detalii semnificative specifice.

In CAP.I. se evidenţiează necesitatea unui studiu amănunţit al calculului structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză deoarece în literatură de specialitate din ţară şi din străinătate nu există cercetări în acest domeniu.

CAP.II. după ce prezintă amănunţit toate încărcările care acţionează în general asupra porţilor de ecluză, studiază eforturile care rezultă în timpul menevrării porţilor buscate de ecluză, eforturi tipice numai acestui tip special de porţi de ecluză.Rezultatele obţinute dintr-un calcul automat şi prezentate în diagramele din acest capitol sînt de un real sprijin în evaluarea eforturilor pentru inginerii din proiectare în acest domeniu.

In legătură cu cele două metode analitice prezentate în Cap.III şi Cap.IV se poate evidenţia:

a) Utilizînd metoda elementelor finite (dreptungiulare sau de bară) la discretizarea structurii de rezistenţă complexă a construcţiilor metalice hidrotehnice de tipul porţilor de ecluze, cele două metode introduc calculul modern automat, care necesită utilizarea calculatoarelor electronice. Deşi metoda elementelor finite este curent utilizată în străinătate, în domeniul porţilor de ecluză nu există studii în acest sens.

b) O caracteristică importantă a celor două metode prezentate în cele două capitole este aceea că tratează calculul pe ansamblul structurii, ţinînd cont de conlucrarea spaţială a tuturor elementelor componente ale structurii de rezistenţă, deci şi între placa ortotropă şi grinzile principale. In această direcţie se poate remarca, că în literatura de specialitate calculul plăcilor ortotrope este studiat fără conlucrarea spaţială între placa ortotropă (tolă şi antretoaze şi longeroni) şi grinzile principale. Grinzile principale se calculează în literatura de specialitate ca grinzi simple rezemate încărcate cu încărcările transmise de la placa ortotropă.

c) Autorul sistematizează alcătuirea matricelor de rigiditate a structurii de rezistenţă discretizată în elemente finite utilizînd un procedeu general în metoda deplasărilor care permite asamblarea oricărui tip de elemente finite în vederea obţinerii matricei generale de rigiditate. Procedeul este uşor de programat la calculatorul electronic.

d) Cele două metode prezentate au un caracter general,se pot aplica pentru orice structură spaţială, pentru orice tip de rezemare. Aceasta este o caracteristică extrem de importantă deoarece se ştie că în general, metodele analitice sînt limitate la diferite condiţii particulare de rezemare sau chiar şi de încărcare.

Valorosul caracter aplicativ al lucrării de doctorat prin verificarea celor două metode pe structura de rezistenţă a porţilor de ecluză buscate - SHEN - Porţile de Fier I, SHEN - Porţile de Fier II, modelul Porţilor de ecluză SHEN - Porţile de Fier II, proiectate la noi în ţară şi pe structura de rezistenţă a porţii de ecluză proiectată şi executată în Belgia şi comparaţiile rezultatelor obţinute cu aceste metode şi rezultatele obţinute din proiectare sau cu cele obţinute de cercetătorii din Belgia este ilustrat în Cap. V.

Studiile experimentale întreprinse în cele două etape: a) pe structura de rezistenţă a porţii de ecluză SHEN - Porţile de Fier I, deci pe structura porţii în timpul funcţionării acesteia (în anul 1973); şi b) pe modelul porţii buscate SHEN - Porţile de Fier II (în anul 1978), prezentate în Cap. VI sînt de o deosebită valoare deoarece a permis autorului compararea rezultatelor analitice şi cu cele experimentale.

Avînd în vedere rezultatele obţinute, cît şi comparaţiilor acestor rezultate, cu rezultatele obţinute cu alte metode şi cu rezultatele experimentale se pot remarca următoarele concluzii referitoare la cele două metode analitice utilizate de autor în prezenta lucrare de doctorat :

a) Reţeaua de bază cu noduri, adică spaţierea elementelor finite a fost considerată în ambele metode aceiaşi . In consecinţă nodurile de pe placa ortotropă coincid cu nodurile din reţeaua de grinzi. Aceasta s-a impus în scopul unei analize comparative a rezultatelor obţinute cu cele două metode.

b) S-a constatat că rezultatele obţinute cu ambele metode studiate sînt comparabile, fiind chiar mai avantajos a se folosi în unele cazuri metoda reţelelor de grinzi cu utilizarea elementelor finite de bară, deoarece durata de prelucrare la calculator este mai redusă. Aceasta se datoreşte faptului că semibanda sistemelor de ecuaţii în cazul metodei reţelelor de grinzi cu utilizarea elementelor finite de bară este mai redusă, decît semibanda obţinută în metoda elementelor finite dreptunghiulare (în cazul elementelor finite dreptunghiulare sînt 5 deplasări generalizate la noduri şi într-un nod concură opt elemente finite, iar în metoda reţelelor de grinzi cu utilizarea elementelor finite de bară sînt 3 deplasări generalizate la noduri şi într-un nod concură numai patru elemente finite).

c) In metoda elementelor finite utilizînd elemente finite dreptunghiulare se obţin din calcul tensiunile (σ şi τ) şi deformaţiile. In metoda reţelelor de grinzi se obţin din calculul la calculator eforturile (M, T, M_t) şi deformaţiile.

d) In metoda reţelelor de grinzi cu utilizarea elementelor finite de bară se pot calcula forţele tăietoare, amănunt extrem de important în cazul structurii de rezistenţă a porţilor de ecluză. Aceasta deoarece din forţele tăietoare obţinute în reazemele structurii se calculează componenţa care acţionează în planul structurii de rezistenţă. Din această componenţă se calculează atît efectul de compresiune axială cît şi momentul de sens invers introduse în structura de rezistenţă datorită înclinării canatelor cu $\sphericalangle$ de 20° şi datorită faptului că punctul de rezemare al celor două canate nu se realizează după linia centrelor de greutate.

e) Faţă de metodele utilizate actualmente în proiectare cele două metode utilizate de autor dau valori ale tensiunilor mai mici cu aproximativ (8 - lo) %.

f) Faţă de rezultatele experimentale, metodele utilizate de autor dau valori mai mari cu aproximativ (5 - lo) %.

In concluzie autorul consideră că metoda reţelelor de grinzi cu utilizarea elementelor finite de bară ar putea sta la baza calculului porţilor buscate de ecluză. Metoda permite o mecanizare adecvată pentru calculator cu posibilităţi de a obţine foarte rapid şi în detaliu, sub formă numerică (eventual şi grafică) starea de efotturi şi de deformaţie în structura de rezistenţă a porţii. Astfel proiectantul ar putea presupune de obicei evaluări iniţiale pe bază de experienţă în funcţie de un tip similar de structură sau folosind calcule analitice simplificatoare. Această structură urmînd a se analiza apoi în detaliu cu metoda reţelelor de grinzi utilizînd elemente finite de bară,la calculator , permiţînd proiectantului să efectueze modificări ale structurii cu reluarea analizei de atîtea ori, pînă cînd s-ar obţine o proiectare convenabilă din punct de vedere tehnico - economic.

Referitor la metoda elementelor finite cu utilizarea elementelor finite dreptunghiulare se poate remarca avantajul acesteia în cazul cînd se urmăreşte o detaliere a stării de tensiune în diferite zone ale structurii, sau în cazul structurilor de rezistenţă încărcate cu sarcini concentrate sau cu sarcini distribuite pe suprafeţe mici (cazul podurilor metalice). De asemeni această metodă prezintă avantaje deosebite la determinarea stării de tensiune şi deformaţie la structurile spaţiale cînd se urmăreşte a se ţine seama de eforturile iniţiale (reziduale) la variaţii de temperatură ,sau în cazul cînd se studiază calculul în domeniul plastic.

Avînd în vedere procedeele elaborate, împreună cu programele utilizate în calcul şi cu studiile experimentale lucrarea de doctorat completează sub aspect teoretic,aplicativ şi experimental cunoştinţele în domeniul calculului structurii plăcilor ortotrope utilizate la porţile de ecluză.

A N E X E

POARTA DE ECLUZA BUSCATA

-METODA RETELELOR DE GRINZI-

Varianta A

DATE DE INTRARE-TOPOLOGIA STRUCTURII

NR CRT	BARA	NOD-P	NOD-Q	XP	YP	ZP	XQ	YQ	ZQ	XR	YR	ZR	XS
1	1	1	2	.00	.00	.00	.00	1.87	.00	.00	.00	1.00	1.00
2	2	2	3	.00	.00	.00	.00	2.57	.00	.00	.00	1.00	1.00
3	3	3	4	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
4	4	4	5	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
5	5	6	7	.00	.00	.00	.00	1.87	.00	.00	.00	1.00	1.00
6	9	11	12	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
7	13	16	17	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
8	17	21	22	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
9	21	26	27	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
10	25	31	32	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
11	6	7	8	.00	.00	.00	.00	2.57	.00	.00	.00	1.00	1.00
12	7	8	9	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
13	8	9	10	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
14	10	12	13	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
15	11	13	14	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
16	12	14	15	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
17	14	17	18	.00	.00	.00	.00	2.57	.00	.00	.00	1.00	1.00
18	15	18	19	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
19	16	19	20	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
20	18	22	23	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
21	19	23	24	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
22	20	24	25	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
23	22	27	28	.00	.00	.00	.00	2.57	.00	.00	.00	1.00	1.00
24	23	28	29	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
25	24	29	30	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
26	26	32	33	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
27	27	33	34	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
28	28	34	35	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
29	30	37	38	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
30	31	38	39	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
31	32	39	40	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
32	29	36	37	.00	.00	.00	.00	1.87	.00	.00	.00	1.00	1.00
33	33	41	42	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
34	37	46	47	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
35	41	51	52	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
36	45	56	57	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
37	49	61	62	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
38	53	66	67	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
39	34	42	43	.00	.00	.00	.00	2.57	.00	.00	.00	1.00	1.00
40	35	43	44	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
41	36	44	45	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
42	38	47	48	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
43	39	48	49	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
44	40	49	50	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
45	42	52	53	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
46	43	53	54	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
47	44	54	55	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
48	46	57	58	.00	.00	[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]

NUMBARA	NOD-P	NOD-[illegible]	L..	ARIA	I-Z	I-Y	I-P	E	G
39	40	4[illegible]	3.2050	.1921	.1508	.0000	.0000	210.0000	80.0000
			COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX
			.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000
			NOY	NOZ					
			1.0000	.00000					
40	49	50	3.2050	.1921	.1508	.0000	.0000	210.0000	80.0000
			COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX
			.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000
			NOY	NOZ					
			1.00000	.00000					
42	52	53	3.2050	.1921	.1508	.0000	.0000	210.0000	80.0000
			COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX
			.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000
			NOY	NOZ					
			1.00000	.00000					
43	53	54	3.2050	.1921	.1508	.0000	.0000	210.0000	80.0000
			COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX
			.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000
			NOY	NOZ					
			1.00000	.00000					
[illegible]	54	5[illegible]	3.2050	.1921	.1508	.0000	.0000	210.0000	80.0000
			COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX
			.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000
			NOY	NOZ					
			1.00000	.00000					
55	2	7	2.2000	.2303	.1064	.0000	.0500	210.0000	80.0000
			COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX
			-1.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000
			NOY	NOZ					
			1.00000	.00000					

POARTA DE ECLUZĂ BUSCATĂ S.H.I. PORȚILE DE FIER I

-METODA RETELEI DE GRIN

Varianta (B)

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NUX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	.83137	-.55573	.00000	.55573	.83137	.00000

NR-BARA	NOD-I	NOD-J	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
41	57	[illegible]	2.2493	.0310	.0187	.0033	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NUX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	.83137	-.55573	.00000	.55573	.83137	.00000

NR-BARA	NOD-I	NOD-J	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
45	56	57	2.2493	.0310	.0187	.0033	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NUX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	.83137	-.55573	.00000	.55573	.83137	.00000

NR-BARA	NOD-I	NOD-J	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
49	61	62	2.2493	.0310	.0187	.0033	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NUX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	.83137	-.55573	.00000	.55573	.83137	.00000

NR-BARA	NOD-I	NOD-J	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
[illegible]	66	67	2.2493	.0310	.0187	.0033	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NUX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	.83137	-.55573	.00000	.55573	.83137	.00000

NR-BARA	NOD-I	NOD-J	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
[illegible]	92	93	2.5700	.0618	[illegible]	[illegible]	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NUX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	[illegible]	[illegible]	.00000	[illegible]	[illegible]	[illegible]

NR-BARA	NOD-I	NOD-J	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-

LOX	LOY	LOZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-G	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
9	11	12	2,6700	.1961	.2006	.0000	.0000	210.0000	80.0000

LOX	LOY	LOZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-G	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
13	16	17	2,6700	.1961	.2006	.0000	.0000	210.0000	80.0000

LOX	LOY	LOZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-G	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
6	7	8	3,2050	.1961	.2006	.0000	.0000	210.0000	80.0000

LOX	LOY	LOZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-G	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
7	8	9	3,2050	.1961	.2006	.0000	.0000	210.0000	80.0000

LOX	LOY	LOZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-G	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
8	9	10	3,2050	.1961	.2006	.0000	.0000	210.0000	80.0000

LOX	LOY	LOZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
.00000	.00000	1.00000	1.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-G	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
1[illegible]	12	13	3,2050	.1961	.2006	.0000	.0000	210.0000	80.0000

LOX	LOY	LOZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ

POARTA DE ECLUZĂ DE LA LANAYE - BELGIA

- METODA RETELELOR DE GRINZI -

67	2	7	1.7200	.0859	.0323	.0000	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
-1.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-Q	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
70	3	6	1.7200	.0859	.0323	.0000	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
-1.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-Q	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
83	4	9	1.7200	.0859	.0323	.0000	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
-1.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-Q	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
56	7	14	.1500	.0859	.0323	.0000	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
-1.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-Q	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
71	8	13	1.1500	.0859	.0323	.0000	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
-1.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	1.00001	.00000	1.00000	.00000

NR-BARA	NOD-P	NOD-Q	-L-	ARIA	-I-Z-	-I-J-	-I-P-	-E-	-G-
85	9	14	1.1500	.0859	.0323	.0000	.0000	2100.0000	800.0000

COX	COY	COZ	MOX	MOY	MOZ	NOX	NOY	NOZ
-1.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	1.00000	.00000	1.00000	.00000

MODELUL PORȚII DE ECLUZĂ BUSCATĂ SHEN PORȚILE DE FIER II -GRUIA

-METODA REȚELELOR DE GRINZI-

DATE DE INTRARE-TOPOLOGIA STRUCTURII

[illegible]	[illegible]	NOD-P	NOD-G	XP	YP	ZP	XG	YG	ZG	XM	YM	ZR	XS	YS	ZS
[illegible]	[illegible]	1	2	.00	.00	.00	.00	2.67	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	2	3	.00	.00	.00	.00	3.21	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	3	4	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	4	5	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	6	7	.00	.00	.00	.00	2.67	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	11	12	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	16	17	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	7	8	.00	.00	.00	.00	3.21	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	8	9	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	9	10	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	12	13	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	13	14	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	14	15	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	17	18	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	18	19	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	19	20	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	21	22	.00	.00	.00	.00	2.67	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	22	23	.00	.00	.00	.00	3.21	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	23	24	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	24	25	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	26	27	.00	.00	.00	.00	2.67	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	27	28	.00	.00	.00	.00	3.21	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	28	29	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	29	30	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	31	32	.00	.00	.00	.00	2.67	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	32	33	.00	.00	.00	.00	3.21	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	33	34	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	34	35	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	36	37	.00	.00	.00	.00	2.67	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	37	38	.00	.00	.00	.00	3.21	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	38	39	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	39	40	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	41	42	.00	.00	.00	.00	2.67	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	42	43	.00	.00	.00	.00	3.21	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	43	44	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	44	45	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	46	47	.00	.00	.00	.00	2.67	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	51	52	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	47	48	.00	.00	.00	.00	3.21	.00	.00	.00	1.00	1.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	48	49	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	49	50	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	52	53	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	53	54	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	54	55	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	2	7	2.20	.00	.00	.00	.00	.00	2.20	.00	1.00	2.20	1.00	.00
[illegible]	[illegible]	3	8	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	4	9	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
[illegible]	[illegible]	7	12	1.47	.00	.00	.00	.00	.00	1.47	.00	1.00	1.47	1.00	.00

MODELUL PORȚII DE ECLUZĂ BUSCATĂ S.H.E.N. PORȚILE DE FIER II. [illegible]

– METODA ELEMENTELOR FINITE DREPTUNGHIULARE –

Varianta de încărcare (A)

125	81	91	92	82	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
126	83	93	94	84	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
127	85	95	96	86	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
128	87	97	98	88	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
129	89	99	100	90	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
130	91	101	102	92	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
131	93	103	104	94	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
132	95	105	106	96	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
133	97	107	108	98	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
134	99	109	110	100	1.87000	2.78000	.02500	210.00000	.00100	2
135	1	3	0	0	2.76000	.00000	.05700	210.00000	.00100	[illegible]
136	11	13	0	0	2.76000	.00000	.05700	210.00000	.00100	5
137	21	23	0	0	2.76000	.00000	.05700	[illegible]	.00100	5
138	31	33	0	0	2.76000	.00000	.05700	210.00000	[illegible]	5
139	41	43	0		2.76000	.00000	.05700	[illegible]	.00100	
140		53	0		[illegible]	[illegible]	.05700	[illegible]	[illegible]	
141		63	0	0	2.76000	[illegible]	.05700	[illegible]	[illegible]	
142	71	73	0	0	2.7[illegible]	.00000	.05700	[illegible]	[illegible]	5
143	81	83	0	0	2.7[illegible]	.00000	.05700	210.00000	.00100	5
144	91	93	0	0	2.7[illegible]	.00000	.05950	[illegible]	[illegible]	5
145	101	103	0	0	2.7[illegible]	.00000	.05700	[illegible]	.001[illegible]	
146	[illegible]	5	0	0	3.2[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]
147	13	15	0	[illegible]	3.25[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]	[illegible]	
148	23	25	0	0	3.2[illegible]	[illegible]	.0126[illegible]	[illegible]	[illegible]	
149	33	35	0	0	3.25000	.00000	.01260	210.00000	[illegible]	5
				[illegible]	[illegible].25[illegible]	.00000	.01260	210.00000	.00100	5

ELEMENT NR 131 — ELEM. TIP= 2

ELEMENT NR 132 — ELEM. TIP= 2

ELEMENT NR 133 — NOD=SA 98 — ELEM. TIP= 2

ELEMENT NR 134 — ELEM. TIP= 2

ELEMENT NR 135 — ELEM. TIP= 5

[illegible]	[illegible]	SA=	[illegible]	SA=	.00000	SA=	.00000
[illegible]	[illegible]	SY=	.00000	SY=	.00000	SY=	.00000
[illegible]	[illegible]	SAY	.00000	SAY	.00000	SAY	.00000
[illegible]	2.78000	[illegible]	27.28000	[illegible]	.00000	[illegible]	.00000
[illegible]	.00000	[illegible]	.00000	V=	.00000	V=	.00000

ELEMENT NR 136 — NOD=SA 11 — ELEM. TIP= 5

[illegible]	[illegible]	SA=	[illegible]	SA=	.00000	SA=	.00000
[illegible]	.00000	SY=	.00000	SY=	.00000	SY=	.00000
[illegible]	.00000	SAY	.00000	SAY	.00000	SAY	.00000
[illegible]	[illegible]	U=	[illegible]	U=	.00000	U=	.00000
[illegible]	.00000	V=	.00000	V=	.00000	V=	.00000

MODELUL PORȚII DE ECLUZĂ BUSCATĂ SHEN PORȚILE DE FIER II-GRUIA

– METODA ELEMENTELOR FINITE DREPTUNGHIULARE –

Varianta de încărcare (B)

CAZUL NR. 1

CARACTERISTICILE ELEMENTELOR FINITE

NR ELEM	NOD I	NOD J	NOD K	NOD L	[illegible]	-B-	-T-	-E-	-NIU	TIP ELEM
1	2	4	14	12	2.67000	2.20000	.05000	210.00000	.00100	1
2	4	6	16	14	3.22500	2.20000	.05000	210.00000	.00100	1
3	6	8	18	16	3.22500	2.20000	.05000	210.00000	.00100	1
4	8	10	20	18	3.22500	2.20000	.05000	210.00000	.00100	1
5	12	14	24	22	2.67000	1.47000	.05000	210.00000	[illegible]	1
6	14	16	26	24	3.21500	1.47000	.05000	210.00000	[illegible]	[illegible]
7	16	18	28	26	3.22500	1.47000	.05000	210.00000	[illegible]	
8	18	20	30	28	3.22500	1.47000	.05000	210.00000	[illegible]	
9	22	24	34	32	2.67000	1.47000	.05000	210.00000	[illegible]	
10	24	26	36	34	3.20500	1.47000	.05000	210.00000	[illegible]	
11	26	28	38	36	3.20500	1.47000	.05000	210.00000	[illegible]	
12	28	30	40	38	3.20500	1.47000	.05000	210.00000	[illegible]	
13	32	34	44	42	2.67000	1.58000	.05000	210.00000	[illegible]	
14	34	36	46	44	3.20500	1.58000	.05000	210.00000	[illegible]	
15	36	38	48	46	3.20500	1.58000	.05000	210.00000	[illegible]	
16	38	40	50	48	3.20500	1.58000	.05000	210.00000	[illegible]	
17	42	44	54	52	2.67000	1.95000	.05000	210.00000	[illegible]	
18	44	46	56	54	3.20500	1.95000	.05000	210.00000	[illegible]	
19	46	48	58	56	3.20500	1.95000	.05000	210.00000	[illegible]	
20	48	50	60	58	3.20500	1.95000	.05000	210.00000	[illegible]	
21	52	54	64	62	2.67000	2.25000	.05000	210.00000	[illegible]	
22	54	56	66	64	3.20500	2.25000	.05000	210.00000	[illegible]	
23	56	58	68	66	3.20500	2.25000	.05000	210.00000	[illegible]	
24	58	60	70	68	3.20500	2.25000	.05000	210.00000	[illegible]	