

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA
Facultatea de Construcții și Arhitectură
Departamentul C.C.I.A.

Ing. Liana Letiția BOB

**CONTRIBUȚII PRIVIND UTILIZAREA
ELEMENTELOR COMPUSE PENTRU
REALIZAREA STRUCTURILOR DE
REZISTENȚA**

- *TEZĂ DE DOCTORAT* -

Conducător științific:

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Prof. Dr. Ing. Ovidiu MÎRȘU

- 1999 -

184

*Wer ... Recht hat und Geduld,
für den kommt auch die Zeit.*

*(Cine are dreptate și răbdare,
pentru acela vine și timpul)*

J.W. Goethe - Faust

CUPRINS

1. INTRODUCERE	1
2. ELEMENTE COMPUSE (MIXTE) FOLOSITE IN CONSTRUCTII	4
2.1. Aspecte generale. Definiții	4
2.2. Tipuri de elemente compuse	5
2.2.1. Grinzi din lemn armate	5
2.2.2. Elemente compuse lemn – Beton	8
2.2.3. Plăci compuse tablă cutată – beton	13
3. ELEMENTE DIN LEMN LAMELAT INCLEIAT ARMATE	18
3.1. Materiale adezive utilizate pentru încheierea lemnului în construcții	18
3.1.1. Incheieri lemn – lemn	18
3.1.2. Incheieri fibră de sticlă – lemn	18
3.1.3. Incheieri metal – lemn	19
3.2. Grinzi de lemn armate cu fibră de sticlă	20
3.2.1. Cercetări preliminare de laborator privind conlucrarea dintre adezivi și fibra de sticlă	20
3.2.2. Cercetări experimentale pe grinzi lamelate încheiate	22
3.2.3. Efectuarea încercărilor	28
3.2.4. Caracteristici fizico – mecanice ale materialelor	29
3.2.5. Rezultatele cercetărilor experimental	33
3.2.6. Aspecte tehnico – economice	43
3.2.7. Concluzii privind armarea lemnului cu fibră de sticlă	46
3.3. Grinzi de lemn armate cu benzi de oțel aplicate prin batere în cuie	47
3.3.1. Calculul grinzilor încovoiate din lemn armate cu benzi de oțel	47
3.3.2. Cercetări experimentale	51
3.3.3. Caracteristici fizico – mecanice ale materialelor	51
3.3.4. Calculul grinzilor experimentale utilizând caracteristicile reale ale materialelor	55
3.3.5. Incercarea elementelor experimentale și interpretarea rezultatelor	57
3.4. Grinzi de lemn armate cu benzi de oțel aplicate prin lipire	58
3.4.1. Cercetări preliminare de laborator	58
3.4.2. Programul cercetărilor experimentale pe elemente	62
3.4.3. Caracteristici fizico – mecanice ale materialelor componente	65
3.4.4. Calculul elementelor experimentale pe baza caracteristicilor reale ale materialelor	66
3.4.5. Efectuarea încercărilor	67
3.4.6. Rezultatele încercărilor experimentale	68
3.4.7. Concluzii privind armarea lemnului cu benzi de oțel aplicate prin lipire	76
3.5. Aspecte semnificative privind armarea lemnului lamelat încheiat și contribuții personale ale autorul	77
4. PLANSEE COMPUSE LEMN – BETON	79
4.1. Stadiul preocupărilor în domeniul planșelor compuse lemn – beton	79
4.2. Caracteristici ale materialelor componente	84
4.2.1. Lemnul	85

4.2.2. Betonul	85
4.2.3. Conlucrarea lemn – beton	86
4.2.4. Modul de lucru al elementelor de legătură	90
4.3. Cercetări pe epruvete privind conlucrarea lemn – beton	91
4.3.1. Aspecte specifice pentru realizarea epruvetelor	91
4.3.2. Programul cercetărilor preliminare pe epruvete	91
4.3.3. Caracteristici fizico – mecanice ale materialelor	94
4.3.4. Incercarea epruvetelor	96
4.3.5. Rezultatele încercărilor	98
4.3.6. Interpretarea rezultatelor	101
4.4. Studiul comportării unor grinzi cu secțiunea compusă	106
4.4.1. Alcătuirea programului experimental	106
4.4.2. Caracteristici fizico – mecanice ale materialelor	110
4.4.3. Calculul elementelor experimentale	111
4.4.4. Efectuarea încercărilor	116
4.4.5. Rezultatele încercărilor experimentale	118
4.5. Aspecte semnificative rezultate în urma studiului efectuat asupra planșelor compuse lemn – beton	127
5. PLACI COMPUSE TABLA CUTATA – BETON	130
5.1. Stadiul cercetărilor privind conlucrarea tablă cutată – beton	130
5.1.1. Preocupări pe plan mondial	130
5.1.2. Preocupări în țara noastră	132
5.2. Principii privind calculul plăcilor compuse tablă cutată – beton	137
5.2.1. Calculul tablei cutate în faza de turnare a betonului	137
5.2.2. Verificarea plăcii compuse	138
5.3. Plăci compuse tablă cutată – beton cu conlucrare prin amprente	139
5.3.1. Programul cercetărilor experimentale	139
5.3.2. Caracteristicile fizico – mecanice ale materialelor	146
5.3.3. Incercarea elementelor experimentale	147
5.3.4. Rezultatele încercărilor experimentale	150
5.3.5. Concluzii privind conlucrarea prin amprente	161
5.4. Plăci compuse tablă cutată – beton cu conlucrare prin conectori	162
5.4.1. Probleme generale privind sudarea conectorilor	162
5.4.2. Aspecte teoretice privind conlucrarea prin intermediul elementelor de legătură sudate	167
5.4.3. Studii și cercetări experimentale . Etapa I	169
5.4.4. Rezultatele cercetărilor experimentale I	176
5.4.5. Studii și cercetări experimentale . Etapa II	181
5.4.6. Comportarea elementelor experimentale realizate cu tablă zincată	197
5.4.7. Concluzii privind conlucrarea prin conectori	205
6. CONCLUZII SI CONTRIBUTII	207
6.1. Elemente din lemn lamelat încleiat armate	207
6.2. Planșee compuse lemn – beton	209
6.3. Plăci compuse tablă cutată – beton	211
B I B L I O G R A F I E	215
A N E X E	223

1. INTRODUCERE

Realizarea unor structuri cu performanțe deosebite este o preocupare permanentă a specialiștilor în domeniul construcțiilor din întreaga lume, soluții posibile în acest sens fiind utilizarea unor combinații de materiale sau de elemente structurale cu caracteristici diferite, rezultând astfel elemente și/sau structuri compuse sau mixte. Combinarea a două sau mai multe materiale de construcții la realizarea unei structuri de rezistență sau a unui element component al acesteia este justificată prin posibilitatea utilizării raționale și eficiente a proprietăților fizico-mecanice ale acestor materiale.

Ideea datează încă de pe vremea romanilor, când în construcțiile cu bolți s-au introdus piese metalice în scopul echilibrării împingerilor asupra reazemelor lor ; în acest mod eforturile de întindere, la care zidăriile din piatră sau cărămidă nu rezistau, erau preluate de elementele metalice.

În structura de rezistență a Pantheonului din Paris s-au prevăzut grinzi realizate din piatră și fier ; pentru siguranța aplicării acestor noi tipuri de elemente structurale s-au încercat în prealabil modele similare.

Un alt exemplu îl reprezintă grinzile cu zăbrele la care barele comprimate se confecționau din lemn, iar cele întinse din oțel. Ulterior (sfârșitul sec. al XIX-lea) s-au realizat cunoscutele ferme Polonceau, la care lemnul a fost înlocuit cu fonta. Spre mijlocul secolului nostru s-a abordat o altă soluție de grinzi cu zăbrele, utilizându-se lemnul și aluminiul.

Cel mai cunoscut exemplu de combinare a două materiale cu caracteristici fizico-mecanice diferite îl reprezintă betonul armat, apărut în a doua jumătate a secolului trecut, la care rezistența redusă a betonului la întindere este suplinită de barele de oțel înglobate în beton. O altă variantă de combinare a oțelului cu betonul a reprezentat-o alcătuirea grinzilor compuse oțel-beton la care în zona întinsă s-au prevăzut grinzi de oțel, ce conlucrau prin intermediul unor elemente de legătură cu placa din beton armat așezată în zona comprimată a secțiunii. Mult mai târziu s-au realizat pe baza aceluiași principiu plăci cu structura compusă din tablă cutată și beton.

Din prima jumătate a secolului nostru datează și preocupările pentru combinarea lemnului cu betonul, realizându-se inițial poduri la care tablierul din beton armat rezema pe grinzi de lemn.

Posibilitățile de combinare a unor materiale cu proprietăți diferite fiind multiple, problema a preocupat și preocupă în continuare specialiștii în domeniul construcțiilor în scopul realizării unor elemente și/sau structuri cu performanțe deosebite.

În acest context s-a elaborat și prezenta teză de doctorat, care sintetizează rezultatele semnificative ale cercetărilor efectuate de autor pe parcursul a 15 ani în domeniul elementelor compuse realizate în diferite variante.

Astfel, s-au studiat diferite soluții de armare a grinzilor lamelate încleiate din lemn cu fibră de sticlă (bare sau țesătură) sau cu benzi de oțel (tablă subțire). Planșeele compuse lemn-beton, alcătuite din grinzi de lemn și placă de beton, au constituit de asemenea obiectul unor cercetări, reprezentând o soluție constructivă eficientă aplicată deja pe scară largă pe plan mondial. Totodată s-au efectuat studii asupra plăcilor compuse tablă cutată-beton, urmărindu-se găsirea unor mijloace de conlucrare adecvate pentru tablele cutate produse în țara noastră.

Lucrarea elaborată este structurată pe 6 capitole după cum urmează:

1. Introducere

2. Elemente compuse (mixte) folosite în construcții

În acest capitol se definesc noțiunile de elemente și structuri compuse sau mixte. Totodată se prezintă aspecte generale privind tipurile de elemente compuse studiate și anume: grinzi din lemn armate, elemente compuse lemn-beton și plăci compuse tablă cutată-beton.

3. Elemente din lemn lamelat încleiat armate

S-a studiat posibilitatea utilizării scândurilor de lungimi reduse la realizarea unor grinzi lamelate încleiate din lemn. Efectul slăbirilor secțiunilor în zonele de îmbinare a "scurtăturilor" a fost ameliorată prin armarea grinzilor în zona întinsă cu fibră de sticlă sau benzi de oțel. Soluția este nouă pe plan național și internațional, neîntâlnindu-se până în prezent elemente similare tratate în literatura de specialitate. Cercetările s-au efectuat asupra unui număr de 64 de grinzi încercate în laborator. Pe baza rezultatelor obținute s-au elaborat metodologiile de calcul pentru aceste tipuri de elemente, corespunzătoare soluțiilor de armare adoptate.

4. Planșee compuse lemn-beton

Planșeele compuse din grinzi de lemn ce conlucrează cu placa din beton armat reprezintă o variantă constructivă ce se pretează cu precădere la reabilitarea planșeelor vechi, degradate din lemn. Cercetările s-au desfășurat pe baza unui program experimental cuprinzând 10 elemente de planșeu cu structura compusă și pe cercetări similare întâlnite în literatură. Obiectivul principal al cercetărilor a fost testarea unor sisteme simple de asigurare a

conlucrării între grinda de lemn și placa de beton, în vederea aplicării soluției și în țara noastră.

5. Plăci compuse tablă cutată - beton

Prin asigurarea conlucrării tablei cutate cu betonul turnat deasupra, aceasta îndeplinește pe lângă rolul de cofraj și platformă de lucru și pe cel de armătură de rezistență a plăcii. Tablele cutate indigene se realizează cu pereții cutelor netezi neputând asigura conlucrarea cu betonul turnat deasupra. Cercetările efectuate s-au bazat pe studii bibliografice și încercarea în laborator a 20 de plăci cu structura compusă, urmărindu-se găsirea unor mijloace eficiente care să asigure conlucrarea între tablă și beton.

În prima etapă, cercetările s-au finalizat cu "Instrucțiuni tehnice pentru calculul și alcătuirea plăcilor compuse tablă cutată-beton" (P134-93), având ca obiect elementele la care conlucrarea între tablă și beton este asigurată prin amprente practicate în pereții cutelor tablei. Cercetările au continuat, urmărindu-se testarea unui alt sistem de asigurare a conlucrării și anume prin conectori sudați în cutele tablei, pe toată lungimea acesteia ; pentru această variantă, nouă pe plan național, s-a elaborat un procedeu de calcul al elementelor de legătură .

6. Concluzii și contribuții

În finalul lucrării se prezintă principalele concluzii rezultate în urma studiilor și cercetărilor experimentale efectuate și se evidențiază contribuțiile personale ale autorului în problemele de calcul și alcătuire a tipurilor de elemente compuse studiate.

Cercetările s-au desfășurat pe baza unor contracte de cercetare finanțate de Ministerul Cercetării și Tehnologiei (MCT) și Ministerul Lucrărilor Publice și Amenajării Teritoriului (MLPAT) și a unor contracte de colaborare cu INCERC București, Universitatea "Politehnica" Timișoara și Institutul Național al Lemnului București. Autorul tezei, în calitate de responsabil de contracte sau faze de desfășurare a cercetărilor, exprimă mulțumiri specialiștilor din instituțiile menționate, ca și celor din Filiala INCERC Timișoara pentru modul colegial în care s-au desfășurat colaborările, atât în probleme teoretice, cât și experimentale.

Pentru elaborarea lucrării însumând 239 pagini s-au consultat peste 100 de titluri bibliografice din literatura de specialitate din țară și străinătate, cu referire în text. După cum se desprinde din cuprinsul lucrării, rezultatele încercărilor experimentale efectuate au fost comparate cu unele încercări similare efectuate de alți autori , corespondența obținută dovedind justetea ipotezelor adoptate în calcul ca și a procedeeleor de experimentare.

2. ELEMENTE COMPUSE (MIXTE) FOLOSITE IN CONSTRUCTII

2.1. Aspecte generale. Definiții

În scopul abordării cercetărilor în domeniul elementelor compuse se impune clarificarea, încă de la început, a unor noțiuni specifice domeniului construcțiilor definite asemănător, după cum urmează:

- **compozit, compozite** = alcătuit din elemente disparate, felurite;
- **mixt, micști** = alcătuit din elemente deosebite; eterogen;
- **compus, compuși** = alcătuit din mai multe părți sau elemente; combinat. Corp compus = corp alcătuit din mai multe elemente diferite.

Comentând aceste definiții din punctul de vedere al inginerului, în [2.3] se arată că prin noțiunea de **compozit** se înțelege un corp alcătuit din particule felurite și având un aspect unitar și caracter omogen. Pe de altă parte un **corp mixt** este alcătuit din elemente deosebite, rezultând un aspect discontinuu, cu caracter neomogen. Noțiunea de **corp compus** este o expresie mai largă, care le include în mod necesar și pe cele precedente, putând fi folosită fie în locul acestora, fie în alte situații.

Totuși, la ora actuală nu există o concepție unitară privind utilizarea acestor noțiuni în domeniul construcțiilor. Astfel, dacă în limba engleză predomină cuvântul **compozit**, în franceză - **mixt**, iar în germană - **compus**, în limba română se folosesc toate cele trei denumiri, în funcție de “profundimea de analiză” ce se face.

După opinia autorului prezentei lucrări, ar fi justificată defalcarea noțiunilor amintite după cum urmează.

- Materialele compozite, la care componentele sunt definite la nivel de cristal (microcristal sau criptocristal) , pot include materialele de tipul linaților (cimentul, varul, ipsosul), metalele, produsele ceramice, polimerii, etc.; materialele de construcții organice naturale (paie, lemn, etc.) sunt deasemenea materiale compozite [2.3], [2.6].
- Elementele compozite sunt alcătuite din două materiale distincte ce alcătuiesc o entitate singulară ale cărei proprietăți nu sunt posedate de componenții individuali; în această categorie se pot include: betoanele cu armare dispersă (fibre de sticlă, fibre de oțel, polimeri), betonul armat, betonul precomprimat, elementele din beton cu armătură rigidă etc.

- Elementele compuse sau mixte sunt alcătuite din două sau mai multe materiale, combinate în scopul utilizării raționale și eficiente a caracteristicilor fizico-mecanice ale acestora; aspectul de bază al acestor elemente îl constituie conlucrarea dintre materiale asigurate prin diferite tipuri de elemente de legătură care au rolul de a transmite eforturile de alunecare între materialele componente. Asemenea elemente pot fi realizate într-o gamă foarte variată prin asocierea oțelului cu betonul, a lemnului cu betonul, a lemnului cu oțelul, a lemnului cu fibra de sticlă, etc. În această categorie se includ: planșeele compuse oțel-beton la care grinzile metalice conlucrează cu o placă de beton sau compusă tablă cutată-beton; plăcile compuse tablă cutată-beton; planșeele compuse lemn-beton alcătuite din grinzi de lemn și placă de beton; etc.

- Structurile compuse sunt alcătuite din elemente structurale diferite cum ar fi: stâlpi din beton armat cu grinzi transversale metalice sau ferme metalice; acoperișuri compuse cu grinzi transversale din beton precomprimat și cu pane, fie din beton armat, fie metalice, etc.

Noțiunile prezentate reprezintă doar puncte de vedere, nefiind greșit a se vorbi despre elemente și/sau structuri compozite, cu atât mai mult cu cât viitoarele norme europene au consacrat deja noțiunile englezești.

În lucrarea de față s-au studiat diferite tipuri de elemente compuse, rezultate prin asocierea unor materiale de construcții diferite în scopul utilizării raționale a acestora. Astfel s-au studiat grinzi de lemn armate cu fibră de sticlă sau cu benzi din tablă de oțel, elemente compuse pentru planșee realizate din grinzi de lemn și placă din beton armat și plăci compuse din tablă cutată și beton. În cele ce urmează se prezintă aspectele caracteristice tipurilor de elemente compuse studiate și avantajele aplicării unor astfel de soluții constructive.

2.2. Tipuri de elemente compuse

2.2.1. Grinzi din lemn armate

Lemnul a însoțit permanent pe om pe parcursul treptelor de civilizație, ajungându-se la transformarea acestuia în diverse elemente (necesare în primul rând la amenajarea adăpostului), care s-au diversificat și sofisticat în timp, pe măsura creșterii nivelului de trai și a evoluției științei construcțiilor. Acest vechi material de construcții a fost și este utilizat sub diferitele sale forme: bârne, scânduri, dulapi, grinzi, placaj, panel, plăci aglomerate și fibrolemnoase etc.

Produsele pe bază de lemn poartă în general amprenta cuceririlor tehnice ale epocii [2.4], asociindu-se cu alte materiale (fibre de sticlă, poliesteri, metal, etc.) care conferă

elementului compus caracteristici optimizate. Câteva exemple semnificative în acest sens sunt:

- Construcțiile eoliene (producătoare de energie) folosesc palete din lemn la care este necesară armarea cu fibre de sticlă datorită lungimii mari a acestora (10 – 50m).
- La placajele utilizate în aviație pentru construcția elicopterelor, unde greutatea materialului intervine ca o condiție esențială, armarea cu fibre de sticlă poate aduce îmbunătățiri substanțiale reducând cantitatea de material lemnos.
- Un caz particular îl reprezintă placajul utilizat pentru pardoselile de containere auto, la care inserția de sticlă poate îmbunătăți caracteristicile fizico-mecanice în așa măsură încât să se poată reduce grosimea placajului și implicit consumul de material al pardoselii.

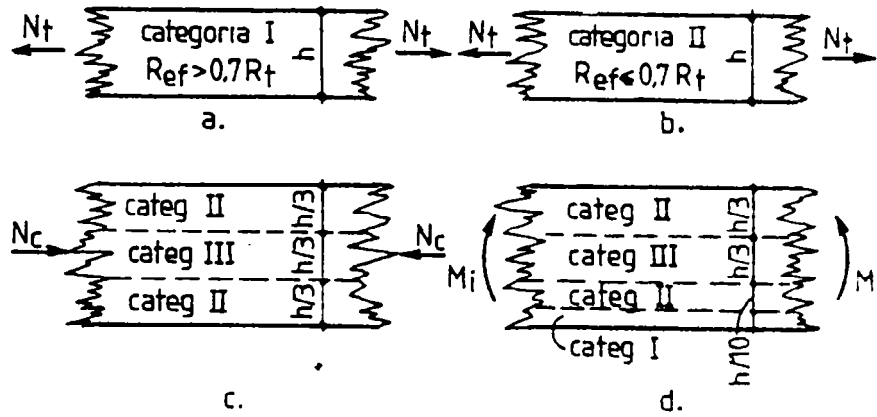
În domeniul construcțiilor, grinzile clasice din lemn masiv au constituit multă vreme soluția cea mai întrebuintată la realizarea elementelor de rezistență orizontale pentru închiderea suprafețelor construite (planșee intermediare și acoperișuri). În cazul deschiderilor mari asamblările se complicau, consumau multă manoperă și utilizau piese metalice ce necesitau revizuri în timp și protecție anticorozivă. Micșorarea resurselor de masă lemnoasă pe plan mondial a făcut ca lemnul masiv să devină deficitar și scump, fiind înlocuit treptat, în construcțiile de mare amploare, de betonul armat și oțel.

Necesitatea realizării unor spații degajate cu deschideri mari, fără stâlpi intermediari, a impus găsirea unor noi soluții constructive care să răspundă solicitărilor. Astfel s-a ajuns la lemnul lamelat încleiat utilizat întâia dată în construcții în anul 1909 (Elveția) [2.4]. La început s-au realizat elemente mai simple încleiate cu clei animal, obținându-se apoi un adeziv pe bază de rezorcină care s-a utilizat la o mare varietate de structuri (hale industriale, clădiri social – culturale și poduri).

Lemnul lamelat încleiat prezintă avantajul posibilității utilizării unor calități diferite de material lemnos în cadrul aceluiași element structural. Aceste calități se dispun în secțiune în funcție de destinația elementelor și în raport cu natura și mărimea solicitării, conform recomandărilor din Fig.2.1.1. La elementele cu deschidere mare lamelele se realizează din mai multe scânduri îmbinate în lung prin diverse sisteme (cap la cap, pe suprafață teșită sau cu dinți pană) Fig.2.1.2, [2.22].

În acest context, elementele lamelate încleiate pot fi realizate și din scânduri de dimensiuni reduse (1,5 – 2,0m), care practic nu-și mai găsesc utilizarea sub formă de cherestea în elementele de rezistență ale construcțiilor. Îmbinările “scurtăturilor” pentru obținerea lungimii necesare a lamelelor constituie însă slăbiri ale secțiunilor respective, nefiind

(1)



Notă: I, II, III – se referă la clasele de calitate ale materialului lemnos definite în funcție de rezistențele caracteristice ale lemnului natural

(2)

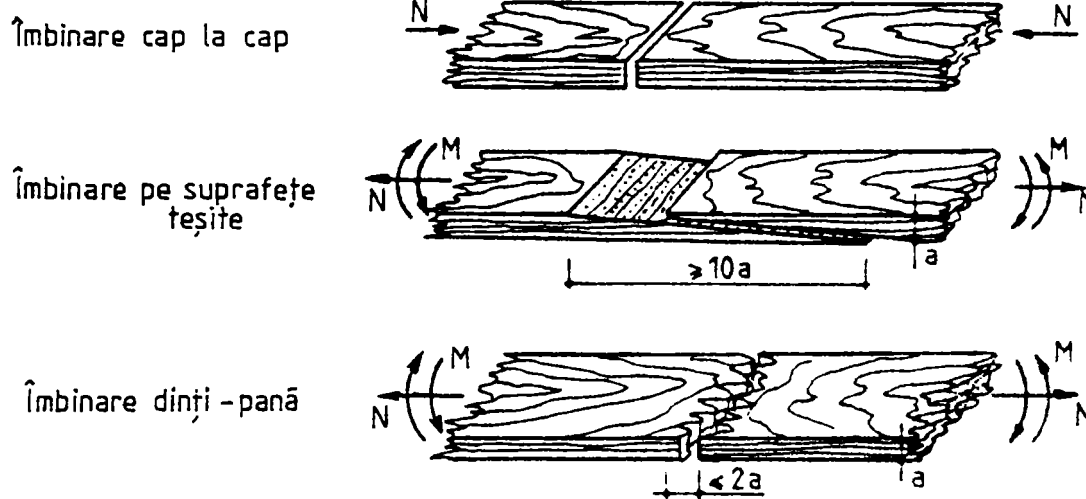


Fig. 2.1. Dispunerea categoriilor de material lemnos în secțiune (1) și tipuri de îmbinări ale lamelor din lemn (2)

indicată utilizarea sistemului decât prin luarea unor măsuri de "consolidare" a elementelor din lemn. Astfel, pe fața întinsă a grinzilor lamelate încleiate din lemn poate fi lipită fibră de sticlă sub diferite forme (bare PAS, țesătură roving), respectiv tablă de oțel sau pot fi bătute în cuie fâșii de tablă. Problema de bază la aceste tipuri de elemente constă în calitatea adezivilor utilizați atât pentru încleierea lamelor de lemn între ele, cât și pentru lipirea armăturii (fibră de sticlă, tablă) pe lemn.

Tipurile de elemente compuse din lemn armate în diferite variante pot fi utilizate ca pane la șarpantele din lemn, pretându-se la deschideri medii de 4...6m, sau ca grinzi la planșee situate în medii neagresive și fără grad ridicat de umiditate.

În cadrul cap.3 se prezintă în detaliu materialele adezive utilizabile, precum și cercetările proprii efectuate asupra grinzilor lamelate realizate din scânduri de dimensiuni reduse armate cu fibră de sticlă sau tablă de oțel. Se menționează că nu s-au întâlnit în literatura tehnică de specialitate preocupări similare, prezentele studii constituind o premieră pe plan național.

2.2.2. Elemente compuse lemn – beton

Combi-nația între lemn și beton în cadrul unor structuri compuse a fost aplicată inițial în anii '30 în S.U.A., în cazul unor poduri. În Europa, preocupările în domeniul podurilor cu structura compusă lemn-beton datează abia din 1980; în Finlanda, de exemplu, în perioada 1992 – 1995 au fost construite 3 poduri cu structura compusă lemn – beton , unul dintre acestea fiind testat ulterior [2.10] în vederea urmării comportării conlucrării între lemn și beton. În Japonia, în ultimii 10 ani s-au realizat cca 300 de poduri în această soluție, din care doar 12 destinate traficului rutier, restul fiind pasarele; în vederea elaborării normelor de proiectare japoneze în acest sens, s-au efectuat studii și teste [2.18] asupra unor poduri existente.

Începând din anul 1984 soluția de elemente compuse lemn – beton s-a extins și în cazul planșeelor [2.9]. Pe plan mondial planșeele compuse lemn – beton cunosc un domeniu de aplicare din ce în ce mai larg, problema rămânând însă , în continuare, în atenția cercetătorilor (Austria [2.11], Germania [2.5], [2.7], [2.8], [2.19], Italia [2.15], Olanda [2.12], [2.13], [2.14], etc.).

Reabilitarea construcțiilor vechi este o problemă ce stă în permanență în atenția specialiștilor, în vederea asigurării siguranței în exploatare, a confortului necesar și totodată a protejării monumentelor istorice. În acest scop sunt necesare soluții de reparare și consolidare a diferitelor tipuri de construcții utilizându-se materiale, tehnologii de execuție și soluții constructive ce să asigure exploatarea eficientă a clădirilor.

Construcțiile vechi au fost prevăzute, cu preponderență, cu planșee din lemn a căror exploatare în timp se confruntă cu diferite probleme de calitate prin degradarea lemnului sub acțiunea ciupercilor xilofage, a mușcăiului și a insectelor; acestea contribuie la micșorarea capacității portante, creșterea săgeților în timp, izolarea termică insuficientă.

Soluția de consolidare a planșelor vechi din lemn se stabilește în funcție de gradul de degradare precum și a condițiilor de exploatare ale acestora.

Repararea prin consolidarea planșelor vechi din lemn se poate face prin procedee clasice cum ar fi:

- Inlocuirea grinzilor sau a tronsoanelor degradate ale acestora.
- Consolidarea cu elemente suplimentare din lemn.
- Crearea unor rezemări intermediare ale grinzilor prin elemente ajutătoare de lemn, oțel sau beton armat (Fig.2.2).
- Implantarea unor elemente structurale independente ca: placă de beton armat, grinzi din oțel, etc.

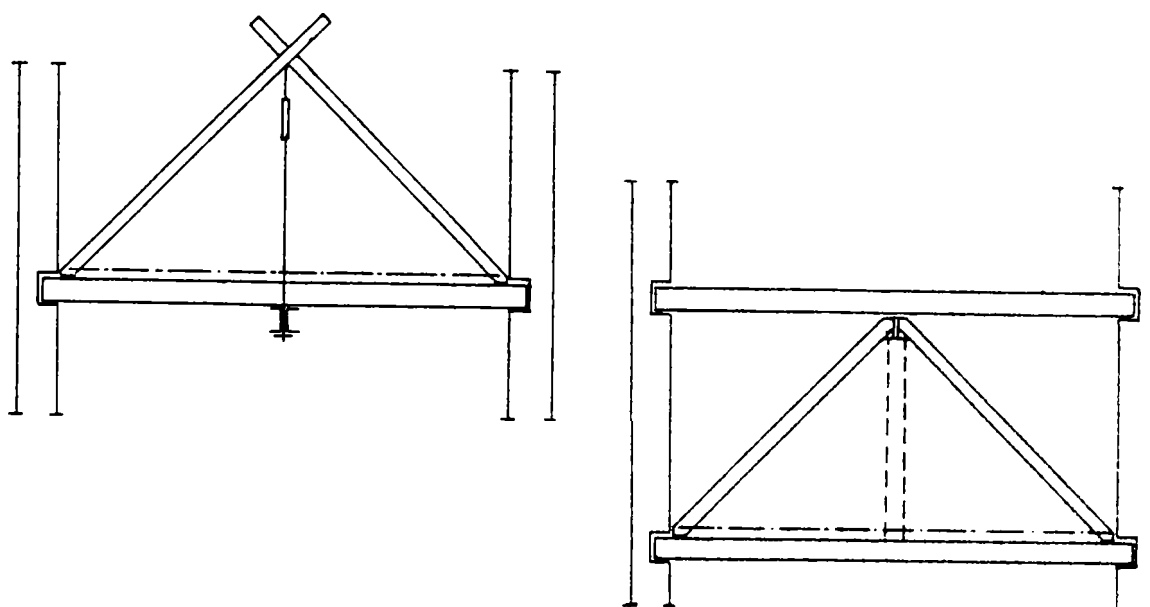


Fig. 2.2. Consolidarea grinzilor de lemn prin reducerea deschiderii

- Realizarea unor planșee compuse lemn – beton, rezultate prin păstrarea grinzilor de lemn nedegradate din planșeul inițial și înlocuirea celor degradate peste care se toarnă o placă de beton armat (Fig. 2.3.a,b), [2.5], asigurându-se conlucrarea între cele două materiale prin diferite mijloace.

Conlucrarea lemn – beton ca alternativă la reabilitarea construcțiilor vechi este preferată, fiind nu numai economică, dar și mai ușor de realizat decât înlocuirea elementelor degradate cu altele noi. În aceste situații se păstrează stratul suport de scânduri al planșeului vechi (cu rol de cofraj), îndepărtându-se doar umplutura. Starea tehnică a grinzilor de lemn trebuie verificată mai ales în zonele de rezemare. Păstrându-se planșeele vechi din lemn, poate fi păstrat tot interiorul clădirii, ceea ce de multe ori este impus de împrejurări (reabilitarea unui monument istoric, solicitări din partea arhitecților, etc.).

Soluția planșelor compuse lemn – beton nu trebuie însă privită doar ca variantă de consolidare a unor planșee de lemn vechi degradate, ci poate fi adoptată și ca soluție constructivă la construcții noi (Fig.2.3.c,d),[2.5]. Un asemenea planșeu prezintă anumite avantaje față de un planșeu realizat integral din lemn și anume:

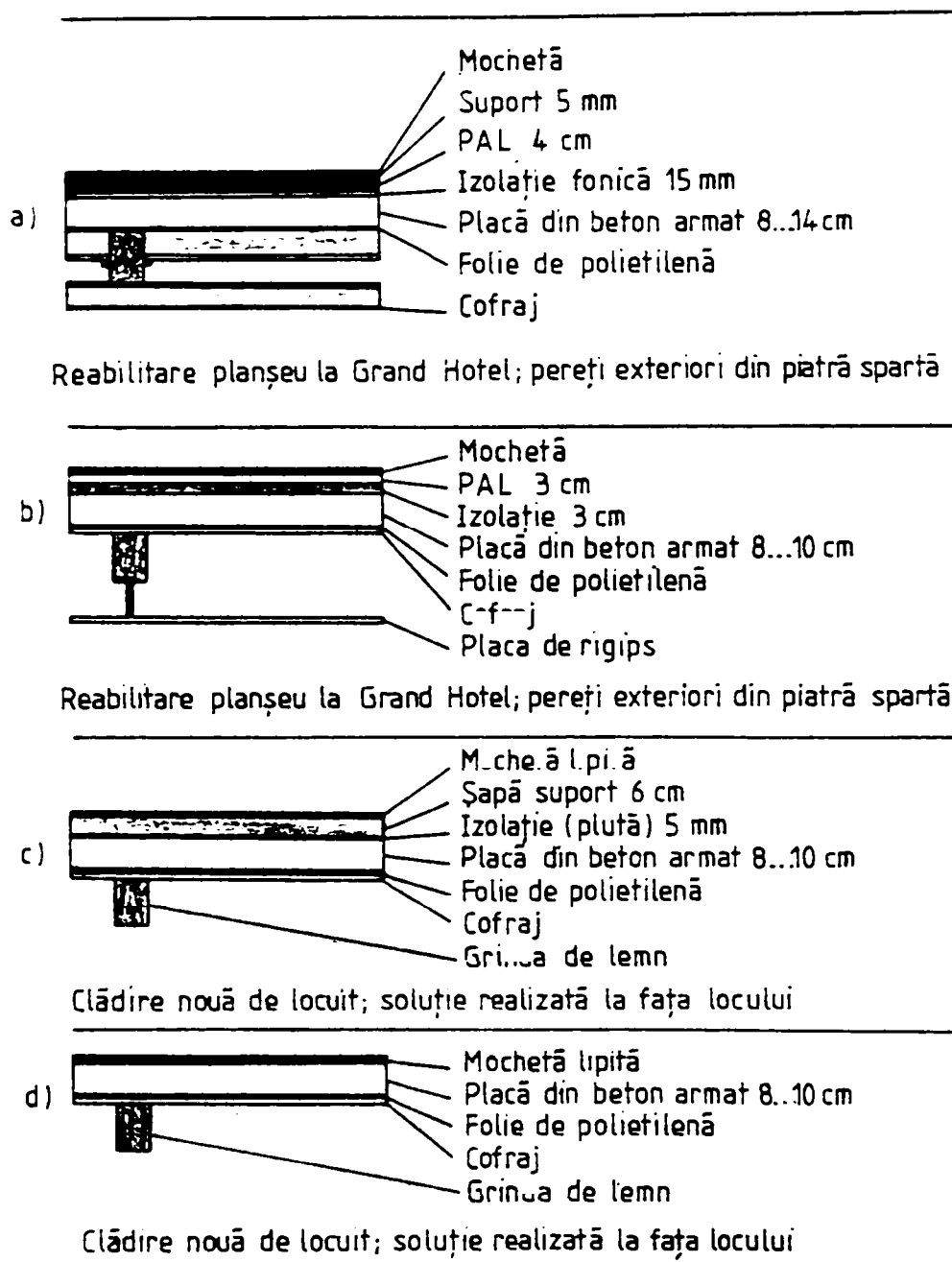


Fig. 2.3. Soluții de realizare a planșelor compuse lemn-beton

- rigiditate sporită;
- izolarea fonică îmbunătățită;
- rezistența sporită la foc.

Față de planșeele integral realizate din lemn, cele compuse lemn – beton prezintă dezavantajul unei greutatei proprii mai mari.

În cazul planșelor compuse lemn – beton pot fi adoptate diferite variante de rezemare, în funcție de posibilitățile de realizare a acestora și anume: încastrarea în peretele marginal doar a grinzii de lemn, doar a plăcii de beton, sau a ambelor elemente (Fig.2.4). În general, la turnarea plăcii de beton se va asigura sprijinirea provizorie intermediară a grinzilor de lemn în treimea mijlocie a deschiderii, pentru a evita deformarea excesivă a acestora sub greutatea betonului proaspăt (Fig. 2.5), [2.19].

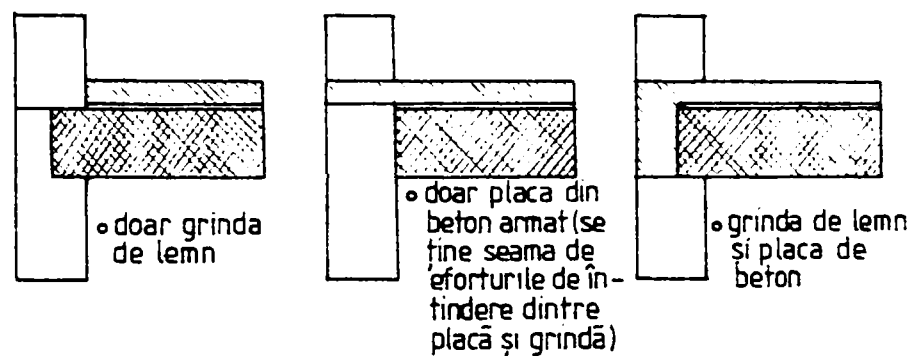


Fig. 2.4. Posibilități de rezemare a planșelor compuse lemn-beton

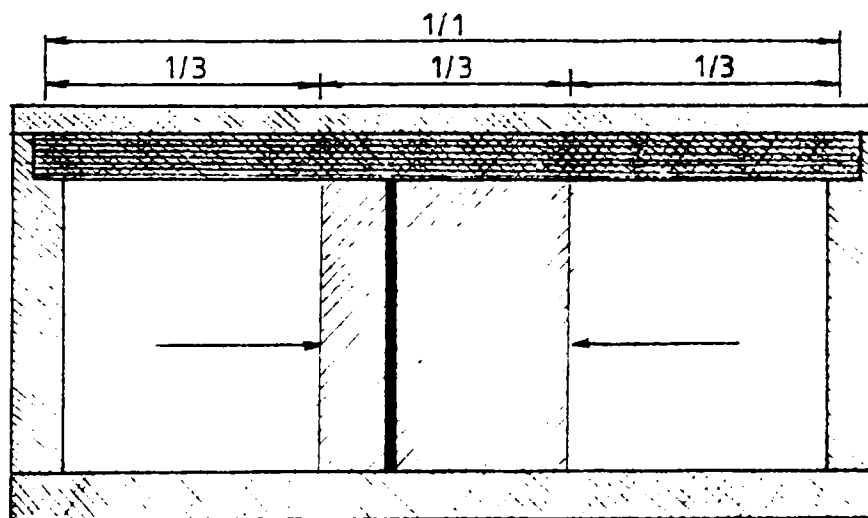
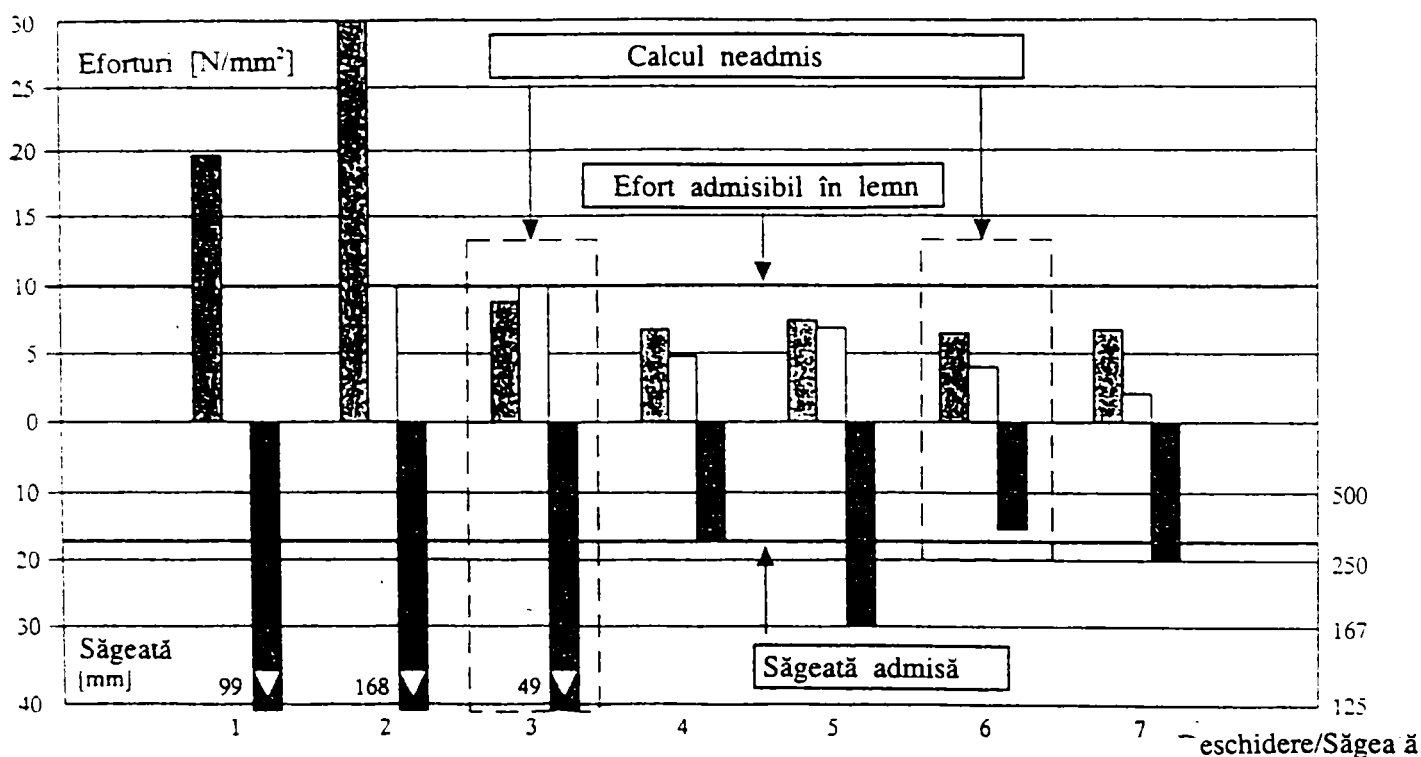
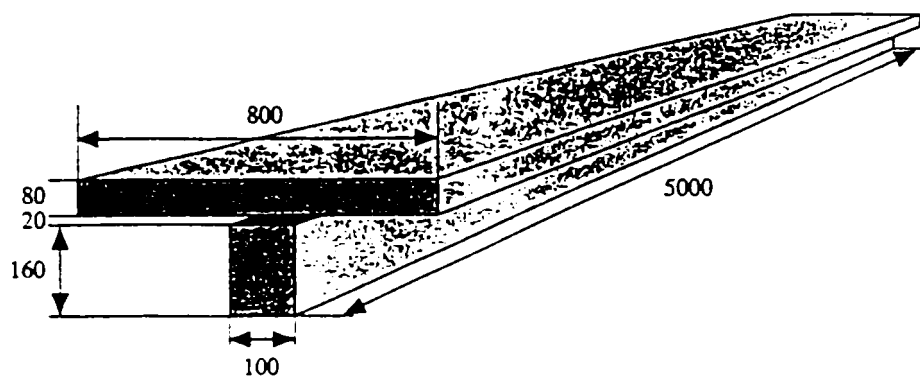


Fig. 2.5. Sprijinirea provizorie a structurii pe timpul execuției

Avantajele aplicării structurilor compuse lemn – beton sunt prezentate foarte clar în lucrarea [2.19], în care se compară eforturile unitare în lemn și beton precum și deformațiile (săgețile) pentru șapte tipuri diferite de structuri având geometria și proprietățile materialelor din Fig.2.6.

Încărcări		Material	Lemn	Beton
Scurtă durată	1.5 kN/m ²	E [N/mm ²]	10000	25000
Lungă durată	0.5 kN/m ²	ρ [kg/m ³]	500	2500
Supraîncărcare	1.0 kN/m ²	Coef.contrație	1.0	1.0



1. Structură din lemn fără placă de beton
2. Structură cu placă de beton fisurată, fără conlucrare
3. Structură cu placă de beton nefisurată, fără conlucrare
4. Structură compusă cu conlucrare prin șuruburi
5. Structură compusă cu conlucrare prin cuie (DIN 1052)
6. Structură compusă cu conlucrare rigidă
7. Structură compusă cu beton Leca (1500 kg/m³)

- Efort în lemn
- Efort în beton
- Săgeată

Fig. 2.6. Comparație între diferite tipuri de structuri

Valorile reprezentate corespund unei încărcări utile de 2 kN/m² și unei supraîncărcări (corespunzând stratului de tencuială) de 1 kN/m².

Se constată că în cazul structurilor din lemn (1) și a celor cu placă de beton ca izolație fonică (2), valorile săgeților și eforturilor unitare depășesc cu mult pe cele admise. Dacă se utilizează doar cuie pentru asigurarea conlucrării (5), valoarea săgeților elementului compus nu poate fi limitată. Doar sisteme de conlucrare cu rigiditate suficient de mare (4) pot asigura valori ale eforturilor și săgeților sub cele admise. Nu este recomandat calculul plăcii în stadiul nefisurat (3) și utilizarea elementelor de legătură rigide (6), în aceste cazuri obținându-se valori de eficiență ireală atât pentru eforturi, cât și pentru deformații. Ar rezulta desigur întrebarea logică dacă este utilă folosirea lemnului și a betonului în combinații, în structurile compuse. Problema ridicată este justificată prin proprietățile total diferite ale lemnului și betonului privind dilatarea termică și, înainte de toate, contractia și umflarea la variații de umiditate. În cazul unei conlucrări foarte rigide, care ar asigura deformații în limite admise, rezultă eforturi în structură ce nu pot fi neglijate.

În vederea aplicării și în țara noastră pe scară largă a soluției de planșee compuse lemn – beton, autorul prezentei lucrări a abordat studiul pentru găsirea unor mijloace de conlucrare simple și eficiente între cele două materiale, rezultatele obținute până în prezent fiind detaliate în cap.4 al lucrării de față.

2.2.3. Plăci compuse tablă cutată - beton

Planșeele mixte oțel-beton sunt alcătuite din grinzi care pot fi metalice, din beton armat sau precomprimat și din placă, aceasta putând, la rândul ei, să fie realizată din beton armat (monolit sau prefabricat), sau cu secțiunea compusă oțel-beton.

Plăcile cu secțiunea compusă se realizează din tablă cutată și beton turnat deasupra. Elementul de bază care asigură eficiența unei plăci compuse tablă cutată-beton este conlucrarea între elementele componente ale acesteia, precum și între placa compusă și grinzile de rezemare. Pornind de la ipoteza că aderența dintre tablă și beton este neglijabilă, conlucrarea între cele două elemente componente ale plăcii compuse trebuie asigurată prin diferite procedee.

Acest sistem constructiv larg utilizat pe plan internațional încă din anii '60 prezintă o serie avantaje care decurg din modul de lucru al elementelor componente în faza de execuție și de exploatare [2.1]. Astfel, folosirea tablei cutate ca platformă de lucru în timpul execuției și ca și cofraj permite eliminarea eșafodajelor caracteristice altor sisteme constructive. Modul de alcătuire al planșeului poate conduce la soluții optime din punctul de vedere al amplasării conductelor, a instalațiilor și a tavanelor suspendate. Eliminarea cofrajelor și a susținerilor

permite reducerea timpului de execuție, prin realizarea independentă a fiecărui planșeu, nefiind necesară așteptarea întăririi betonului și nici refacerea susținerilor.

În faza de exploatare a plăcii compuse (după realizarea conlucrării cu placa de beton) tabla cutată îndeplinește rolul de armătură de rezistență. Totodată, placa compusă formează o șabla rigidă favorabilă preluării încărcărilor orizontale.

Pe lângă avantajele menționate însă, soluția prezintă și unele dezavantaje care nu pot fi ignorate și care decurg, în principal, din însăși caracteristicile tablelor utilizate. Astfel, pentru asigurarea unei conlucrări corespunzătoare atât între beton și tabla cutată, cât și între placa compusă și grinzile de rezemare, sunt necesare table cutate adecvate ca profile și suprafețe ale pereților cutelor, precum și o execuție îngrijită a plăcii compuse, pentru evitarea unor zone cu segregări care ar putea diminua conlucrarea. De asemenea, folosirea tablei ca și platformă de lucru impune evitarea apariției unor concentrări de încărcări în timpul execuției.

Un aspect sensibil al acestor tipuri de plăci îl constituie comportarea la temperaturi înalte, impedimentul putând fi depășit prin vopsirea feței aparente a tablei cu pelicule antifoc. Incercările pentru determinarea rezistenței la foc sunt dificile și costisitoare [2.2], [2.17].

Plăcile compuse tablă cutată-beton ca sisteme statice pot fi simplu rezemate, încastrate parțial în reazemele marginale, sau continue. În primul caz, tabla cutată reprezintă armătura de rezistență a plăcii, fiind necesară doar prevederea unei rețele de armătură constructivă (minim 0,2%) pentru preluarea eforturilor din contracție, asigurarea preluării unor încărcări concentrate și îmbunătățirea comportării plăcii pe direcția cu rigiditate minimă. În cazul plăcilor cu o deschidere și încastrate parțial în reazeme și al plăcilor continue, preluarea momentelor negative de pe reazeme se asigură prin armarea adecvată a zonelor de reazem, conform alcătuirii plăcilor din beton armat (Fig.2.7).

Tabla utilizată pentru realizarea plăcilor compuse poate fi tablă neagră sau zincată, aceasta din urmă asigurând o bună rezistență la coroziune.

Betonul ce se toarnă deasupra tablei cutate va fi un strat de min. 40 mm grosime, iar grosimea totală a plăcii va fi de min. 80 mm. În cazul în care placa conlucrează cu grinda de rezemare sau are rol de șabla, grosimea totală a plăcii va fi de min. 90 mm, iar grosimea betonului de deasupra tablei de min. 50 mm [2.19].

Deși așa cum s-a mai arătat, plăcile compuse tablă cutată – beton s-au aplicat pe scară largă încă din anii '60, specialiștii din domeniul construcțiilor au fost preocupați permanent de îmbunătățirea acestui sistem constructiv prin realizarea unor table cutate adecvate (pct.5.1.1). Firme specializate au efectuat studii asupra posibilităților de utilizare a acestor table la realizarea unor plăci cu structura compusă. În continuare, câteva exemple:

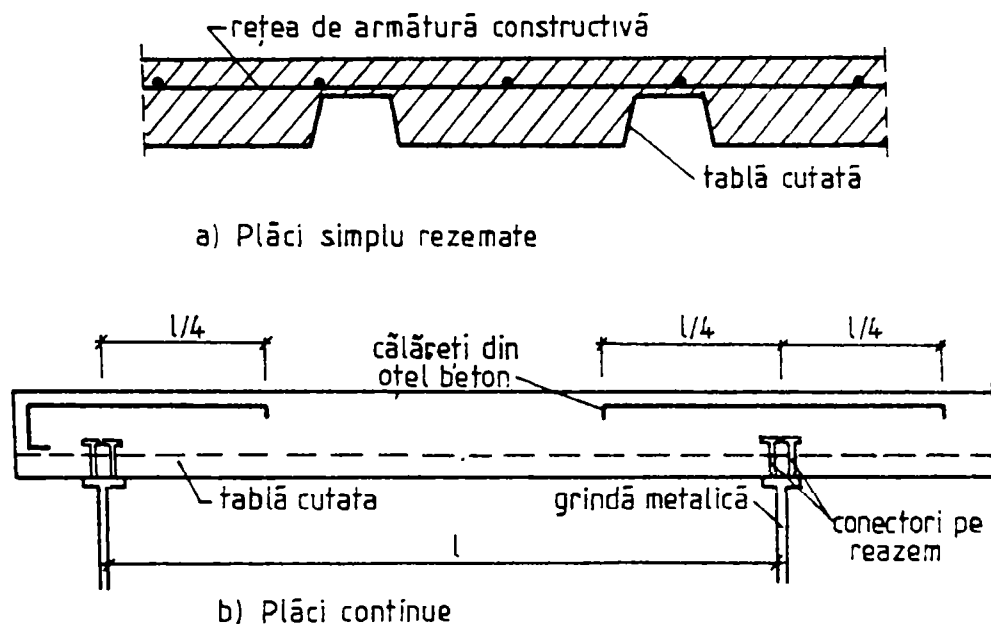
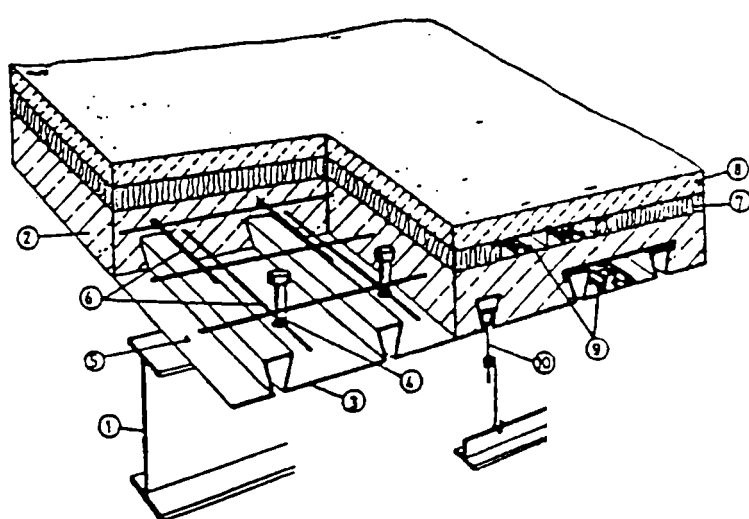


Fig. 2.7. Alcătuirea plăcilor compuse tablă cutată - beton

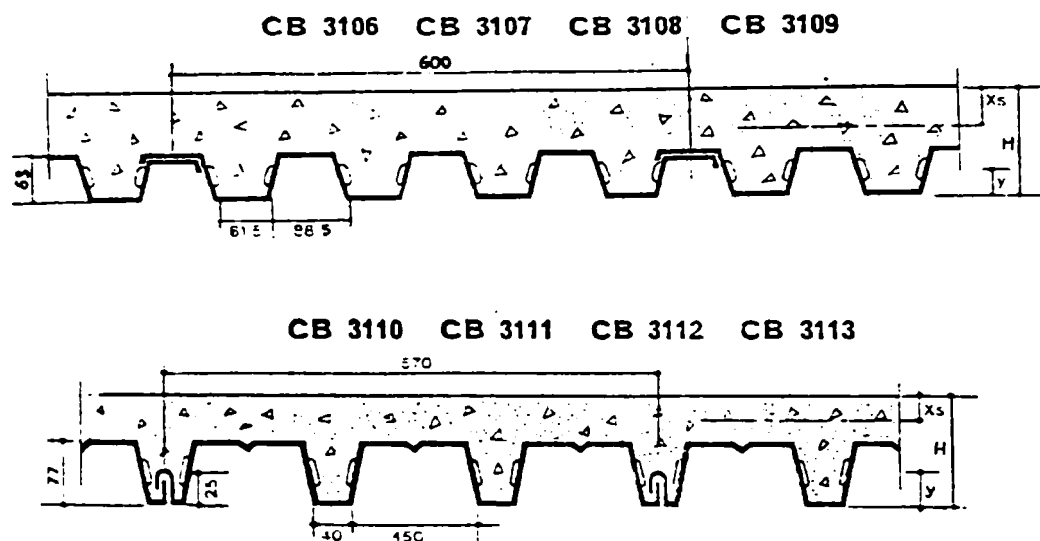
a). Plăci compuse tablă cutată-beton de tip HOLORIB [2.25], agrementate și aplicate pe scară largă în Germania, realizate din tablă zincată cu profil Ω având grosimea de 0,88 mm (Fig. 2.8).



1. Grinda de rezem
 2. Beton (min. 50 mm deasupra tablei)
 3. Tabla cutată
 4. Gujoane cu cap pentru fixarea tablei de grindă ($\phi 16 \dots \phi 22$ mm)
 5. Rigidizare
 6. Armătură (min. $1 \text{ cm}^2/\text{m}$)
 7. Izolație fonică
 8. Sapă de uzură
 9. Canal pentru cabluri
 10. Cârlige de suspendare a tavanului
- Încărcare : $2 \dots 2,5 \text{ kN/m}^2$
Deschidere.

Fig. 2.8. Planșeu compus tip HOLORIB [2.25]

b). Plăcile de tip HI-BOND [2.23], pentru care s-au întocmit tabele cuprinzând caracteristicile fiecărei variante ce poate fi adoptată în funcție de necesități. În Tabelul 2.1 sunt prezentate principalele caracteristici geometrice ale acestora.



Planșeu tip HI-BOND	Încărcare permanentă [kN/m ²]	H [cm]	Grosime tablă [mm]
CB 3106	1,65	9	0,8
CB 3107	1,90	10	1,0
CB 3108	2,15	11	1,2
CB 3109	2,40	12	1,5
CB 3110	2,00	13	0,8; 1,0; 1,2; 1,5
CB 3111	2,25	14	
CB 3112	2,50	15	

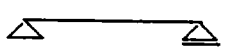
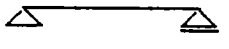
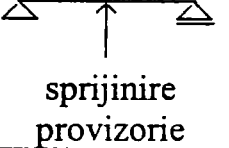
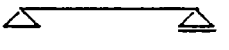
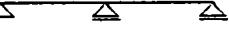
Plăci compuse tip HI-BOND [2.23]

c). Plăci cu structura compusă tablă cutată-beton tip COM-FLOR cu diferite grosimi, deschideri și scheme statice, în funcție de încărcare. În Tabelul 2.2 se prezintă caracteristicile acestor tipuri de plăci, intercalându-se spre comparație și plăcile denumite ROM, care reprezintă elementele studiate în cadrul cercetărilor proprii valorificate prin elaborarea instrucțiunilor tehnice P 134-93 [2.21].

Avându-se în vedere faptul că tablele cutate indigene se produc cu pereții cutelor netezi acestea nu pot asigura conlucrarea cu betonul, nefiind adecvate pentru realizarea plăcilor compuse. Pentru extinderea aplicării soluției pe scară largă în țara noastră, se impune luarea unor măsuri de îmbunătățire a acestor table.

În acest sens, în cap.5 al prezentei lucrări se sintetizează unele preocupări asupra îmbunătățirii conlucrării tablă cutată-beton la plăcile compuse, evidențiindu-se stadiul cercetărilor în domeniu, atât în țară cât și pe plan internațional.

Tabelul 2.2

Placă tip	Schemă statică	Grosime pl. comp. [mm]	Greutate [kN/m ²]	Gros. tablă [mm]	Incărcare [k/m ²]	Desc. max. [m]
COM-FLOR 46 (min)		110	2,24	0,9	6,7-10,0	2,55
COM-FLOR 51 (min)		110	2,51	0,9	6,7-10,0	2,53
ROM A		100	2,26	0,8	8,00	2,50
COM-FLOR 46		110	2,24	0,9	3,50	2,55
COM-FLOR 51		110	2,51	0,9	3,50	2,53
ROM B		100	1,39	0,8	2,50	2,50
COM-FLOR 46		150	3,18	0,9	6,70	3,98
COM-FLOR 51		150	3,45	0,9	6,70	3,42
ROM C		100	2,26	0,8	7,00	3,00
COM-FLOR 46		120	2,47	0,9	10,0-15,0	2,47-2,29
COM-FLOR 51		120	2,74	0,9	10,0-15,0	2,49-2,26
COM-FLOR 70		120	2,31	0,9	10,0-15,0	2,85-2,49
ROM D		120	1,89	1,0	12,5	2,30
COM-FLOR 46		110	2,24	0,9	6,70	2,62
COM-FLOR 51		110	2,51	0,9	6,70	3,16
ROME		100	1,89	1,0	6,50	2,35

Totodată se prezintă rezultatele cercetărilor proprii efectuate asupra unor plăci compuse realizate cu table cutate indigene îmbunătățite în două variante: prin amprentarea pereților înclinați ai cutelor, sau prin sudarea pe toată lungimea cutelor a unor elemente de legătură.

Aspectele generale prezentate asupra elementelor compuse studiate justifică abordarea cercetărilor în domeniile respective, fiind necesară elucidarea unor probleme în vederea aplicării soluțiilor în țara noastră.

623737/1810

3. ELEMENTE DIN LEMN LAMELAT ÎNCLEIAT ARMATE

3.1. Materiale adezive utilizate pentru încleierea lemnului în construcții

3.1.1. Încleieri lemn - lemn

La realizarea elementelor lamelate încleiate utilizabile pe scară largă în construcții se pune problema lipirii între ele a lamelelor (scândurilor), deci a încleierii lemn cu lemn. În acest sens, adezivii cei mai frecvent utilizați în construcții, cu o comportare foarte bună în timp, sunt rășinile fenol-formaldehidice modificate cu rezorcină. În țara noastră asemenea adezivi se produc la Combinatul Chimic "Nitramonia" Făgăraș.

Încleierile efectuate cu adezivi fenol-rezorcin-formaldehidici rezistă timp îndelungat la intemperii, conferă rezistențe deosebite și au proprietatea și avantajul de a se realiza la rece.

Caracteristicile rășinilor fenol-rezorcin-formaldehidice sunt prezentate în Tabelul 3.1.

Tabelul 3.1

Caracteristici	Condiții de admisibilitate
Aspect	lichid vâscos, culoare vișinie
Miscibilitate cu apa	completă
Ph	9 +/- 1
Conținut în substanță solidă (1/2 h la 100°C)	50 - 70%
Vâscozitate la 20°C cupa STAS φ4 mm	150 - 160 sec
Densitate la 20°C	1,16 g/cm ³
Durata de depozitare	6 luni

Adezivul se compune din rășina fenol-rezorcin-formaldehidică și întăritor. Întăritorul se poate utiliza în stare solidă (paraformaldehida), sau în stare lichidă (formol max. 30%). Acesta din urmă dă reactivitate mai mare soluției adezive, dar, în același timp, îi scade timpul de prelucrabilitate (de la 2h la 1/2h).

3.1.2. Încleieri fibră de sticlă - lemn

În vederea îmbunătățirii performanțelor lemnului lamelat încleiat din scânduri de lungimi reduse se poate proceda la armarea acestuia cu fibră de sticlă. În acest sens, autorul prezentei lucrări a colaborat la studierea unor adezivi ce să asigure conlucrarea corespunzătoare dintre cele două materiale [3.20].

Dintre materialele plastice termoreactive armate, cele mai uzuale, mai larg răspândite și mai ieftine sunt rășinile poliesterice armate cu fibră de sticlă (PAS). Poliesterii armați au cunoscut o largă răspândire în industria construcțiilor de ambarcațiuni, pornindu-se de la aderența bună la lemn și de la comportarea foarte bună la apă a rășinilor poliesterice

Pentru armarea lemnului lamelat încleiat s-a studiat posibilitatea utilizării fibrei de sticlă sub formă de bare PAS și țesătură roving [3.21].

Lipirea fibrei de sticlă pe suprafața de lemn se poate realiza cu rășini poliesterice. În Tabelul 3.2 se prezintă rețetele pentru rășina de grund și cea de lipire utilizate în cazul elementelor experimentale studiate (cap. 3.2). Aceste rețete au fost stabilite pentru o temperatură ambiantă de 18°C.

Tabelul 3.2

Tipul rășinii	Componenta	Cantitate (părți în volum)
Grund	Nestrapol 220	100
	Stiren 10	10
	Naftanat de cobalt	1
	Peroxid de MEC	1,5
Lipire	Nestrapol 220	100
	Naftanat de cobalt	1
	Peroxid de MEC	1,5 - 2,0

3.1.3. Încleieri metal - lemn

Tot pentru îmbunătățirea performanțelor grinzilor lamelate încleiate din scânduri de lungimi reduse, se pot aplica prin lipire benzi de oțel pe fața întinsă a acestora. În acest scop s-au testat pe plan național adezivi pentru încleieri metal - lemn [3.24], dintre care se menționează: adezivul poliuretanic bicomponent și rășina epoxidică Alorex 106.

Tabelul 3.3

Caracteristici	UM	Valoare
Conținut substanță uscată	%	50 - 60
Vâscozitate	CP	1000 - 2000
Rezistența la forfecare a lipirii, la temperatura ambiantă	daN/cm ²	40 - 50
Rezistența la fluaj, la 120°C sub sarcina de 1 kg, 25x25mm	ore	min. 60, fără alunecare
Pierderea aderenței după îmbătrânire accelerată, 12 cicluri (1 ciclu: 6h/120°C...18h/23°C)	%	max.10%, față de valoarea vâscozității

Adezivul poliuretanic bicomponent, la care adezivul propriu-zis (componenta A) este o soluție omogenă vâscoasă, de culoare maronie închisă, iar întăritorul (componenta B)

este o substanță de culoare slab gălbuie, cu miros caracteristic, toxic. Principalele caracteristici ale acestui adeziv sunt prezentate în Tabelul 3.3.

Adezivul poliuretanic bicomponent a fost testat în laborator, impunându-se însă continuarea cercetărilor pentru aplicarea pe scară largă în construcții a acestuia.

Rășina epoxidică Alorex 106, conform rezultatelor obținute pe baza testelor [3.24], este cel mai adecvat adeziv indigen utilizabil pentru încleieri metal-lemn. Alorex 106 este un adeziv bicomponent (componenta epoxidică și componenta întăritor), cu întărire la temperatura ambiantă de minimum 15°C; are rezistență bună la intemperii, la acizi, aerosoli, umiditate și comportare relativ bună la testări climatice de ceață salină (450 ore). În Tabelul 3.4 se prezintă principalele caracteristici ale rășinii Alorex 106.

Tabelul 3.4

Caracteristici	UM	Condiții de admisibilitate
Greutate specifică aparentă	g/cm ³	1,2 - 1,3
Modulul de elasticitate	daN/cm ²	10000
Rezistența la încovoiere	daN/cm ²	550
Rezistența la compresiune	daN/cm ²	600
Rezistența la tracțiune prin forfecare (oțel - oțel)	daN/cm ²	100
Timp de prelucrabilitate	ore	2
Timp de întărire în masă	ore	24

3.2. Grinzi de lemn armate cu fibră de sticlă

3.2.1. Cercetări preliminare de laborator privind conlucrarea dintre adezivi și fibra de sticlă

Proprietățile unui stratificat sunt determinate de tipul de rășină și de armătură, de tehnologia de realizare și gradul de armare, de forma produsului finit.

Tabelul 3.5

Caracteristica	Rășini poliesterice nearmate	Stratificate din poliesteri	Stratificate din poliesteri și țesătură roving	Bare din poliesteri armați cu fibră de sticlă
1	2	3	4	5
Rezist. la tracțiune [N/mm ²]	20-50	70-170	200-350	500-1000
Modulul de elast. la tract. [N/mm ²]	2000-3000	6000-13000	10000-15000	20000-50000
Rezistența la încov. [N/mm ²]	30-100	150-300	200-400	-
Modulul de elast.la încovoiere [N/mm ²]	1500-2500	6000-12000	80000-140000	-
Grad de armare [%]	0	30-40	40-60	60-80

Pentru exemplificare, se prezintă în Tabelul 3.5 o serie de caracteristici pe compozite din poliesteri armați cu fibre de sticlă, obținute prin diverse tehnologii și cu diferite tipuri de fibre de sticlă [3.21]. Din punct de vedere al rezistențelor, sunt interesați poliesterii armați cu țesătură roving (col.4). Totodată se constată că barele PAS prefabricate au rezistența la întindere de cca 3 ori mai mare decât țesăturile armate (col.5).

În cazul grinzilor lamelate încheiate, armarea se poate face în zona întinsă a acestora, fie prin aplicarea periferică a fibrelor de sticlă (bare PAS sau țesătură roving) ancolate cu poliesteri, fie prin înserarea lor între lamelele marginale. Aplicarea periferică este o metodă mai simplă și industrializabilă, în timp ce înserarea între lamele implică o încetinire a tehnologiei de fabricație a lemnului lamelat încheiat, un anumit risc de polimerizare a rășinii de lipire, sau o modificare a rețetei de fabricație a acesteia în sensul reducerii cantității de accelerator de priză.

Pentru stabilirea celor mai eficiente soluții de armare a grinzilor din lemn cu fibre de sticlă, s-au efectuat încercări preliminare de laborator pe diferite tipuri de epruvete confecționate din lemn de rășinoase, pe care s-au aplicat cu rășini poliesterice bare PAS sau țesătură roving [3.21].

Tabelul 3.6

Tipul epruvetei	Lungimea epruvetei [mm]	Rezistența la forfecare [N/probă]	Modul de rupere al epruvetei
1	2	3	4
Bara $\phi 8$ lipită pe lemn în canal de 8x8 mm	100	7850	Bara alunecă în canal: rămân așchii de lemn pe bară
Bara $\phi 8$ lipită pe lemn prin intermediul unui strat de voal de sticlă	100	6320	“
Bara $\phi 8$ lipită în canal de 9x4 mm	100	3000	“
Bară $\phi 6$ lipită în canal de 6x5 mm	100	3050	“
	100	3800	
	100	3700	
Bară $\phi 6$ lipită în canal de 6x2,5 mm	100	2350	“
	100	4300	
	100	3050	
Tesătură roving de 800g/m ² (1 strat)	200	7100	Rupere în lemn în lungul fibrei
	200	8600	
Tesătură roving de 300 g/m ² (3 straturi)	200	9500	Rupere în fibră, după un început de forfecare
	200	8650	

- Pentru armarea cu bare, s-au confecționat două tipuri de epruvete având lungimea de 100 mm. Canalele în care urmau să fie lipite barele PAS s-au realizat cu o deschidere cu 1mm mai mare decât diametrul barei, iar adâncimea în două variante: identică cu diametrul barelor și jumătate din acesta, pentru a stabili soluția care asigură contact mai intim, respectiv o rezistență mai mare la forfecare.

- Pentru armarea cu țesătură din fibră de sticlă, s-au realizat două tipuri de epruvete cu secțiunea dreptunghiulară și o suprafață de conlucrare de $(50 \times 300) \text{ mm}^2$, în două variante: cu trei straturi de roving de 300 g/m^2 și cu un strat de roving de 800 g/m^2 .

Epruvetele astfel confecționate au fost încercate la forfecare, obținându-se rezultatele cuprinse în Tabelul 3.6.

Se constată că aderența fibrei de sticlă la lemn prin intermediul rășinii poliesterice este corespunzătoare. La armarea cu bare PAS se recomandă introducerea acestora în canale având deschiderea și adâncimea egale cu diametrul barelor.

3.2.2. Cercetări experimentale pe grinzi lamelate încleiate

3.2.2.1. Aspecte privind alcătuirea și execuția grinzilor lamelate încleiate

Studiile și cercetările preliminare (pct.3.2.1), ca și unele cercetări efectuate anterior asupra grinzilor lamelate drepte [3.20] au evidențiat unele aspecte semnificative privind comportarea grinzilor lamelate încleiate și anume:

- Grinzile drepte cu secțiune constantă au o comportare corespunzătoare sub încărcare, deoarece tensiunile declanșate în blocul lamelar se echilibrează datorită simetriei față de planul central longitudinal al grinzilor (zona neutră).

- Grinzile drepte cu înălțime variabilă (fața superioară în două ape), deci asimetrice față de planul central de referință, se comportă diferențiat din cauza alungirii diferite a lamelelor provocată de umiditatea mediului, care, în general, este mai mare decât cea inițială a lemnului (înainte de a intra în procesul de fabricație). Cu cât numărul lamelelor asimetrice față de planul central longitudinal este mai mare, cu atât forța de împingere (rezultanta prin însumare), care tinde să curbeze grinda, este mai puternică, dând feței inferioare forma concavă; astfel se poate ajunge la o kontrasăgeată de 0,2-0,6% din lungimea elementului. Această kontrasăgeată dă efectul de arc elementului, îmbunătățindu-i comportarea la încovoiere în exploatare. Pe de altă parte, prevederea unui număr de lamele asimetrice sub planul central longitudinal, provoacă încă din fabricație o săgeată nefavorabilă care poate periclita siguranța în exploatare a elementului.

Grinzile lamelate încleiate pot fi executate din scânduri de lungimi reduse ("scurtături" de 1,5-2,0 m lungime), care se îmbină între ele prin sistemul dinți pană; la alcătuirea pachetului de lamele ce intră în componența grinzilor, se va respecta condiția ca, într-o secțiune transversală, numărul de îmbinări dintre scurtături să nu depășească $\frac{1}{4}$ din numărul total al lamelelor (straturilor).

Tabelul 3.7

Etapa de studiu	Denumirea grinzii	Caracteristici de alcătuire				Modul -de încărcare				
		Mod de armare	Materialul lemnos	Poziția lamelelor	Forma grinzilor					
1	2	3	4	5	6	7				
I Fig. 3.1	GM ₁	Nearmate	Scânduri de dimensiuni reduse îmbinate în sistemul dinți pană	Orizontale	Drepte	Scurtă durată				
	GM ₂									
	GP ₁	3 PAS $\phi 8$								
	GP ₂	Zona întinsă								
	GP ₃	4 PAS $\phi 6$								
	GP ₄	Zona întinsă								
	GR ₁	1 roving (800g/m ²)								
	GR ₂	Zona întinsă								
	GR ₃	3 roving(300g/m ²)								
GR ₄	Zona întinsă									
II Fig. 3.2	GO ₁	Nearmate	Scânduri de dimensiuni reduse îmbinate în sistemul dinți pană	Orizontale	Drepte	Scurtă durată				
	GO ₂									
	GO ₃	1 roving (800g/m ²)								
	GO ₄	Zona întinsă								
	GO ₅	1 roving(800g/m ²) Z.întinsă+Z.compr								
	GO ₆	Nearmată								
	GO ₇	1 roving (800g/m ²) Zona întinsă								
	GF ₁	1 roving(800g/m ²) Zona întinsă								
	GF ₂									
	GF ₃									
	GF ₄									
	GV ₁	Nearmată					Dulapi (scânduri întregi)	Verticale	Drepte	Scurtă durată
	GV ₂	1 roving-Z.întinsă								
	GV ₃	1 roving								
GV ₄	Fete laterale									
GV ₅	1 rov.-între lamele									
GV ₆	1 rov.-Fete laterale									

Lemnul în soluție lamelată încleiată folosit pentru realizarea elementelor de rezistență trebuie să fie din rășinoase și să aibă umiditatea maximă de 18%. Lemnul de foioase prezintă pericol de biodegradare și necesită regim special de încleiere [3.13].

Grinzile lamelate se execută în fabrici sau ateliere echipate cu utilaje necesare prelucrării lemnului, cu spații speciale pentru uscarea lemnului și crearea condițiilor de microclimat.

3.2.2.2. Programul cercetărilor experimentale

În contextul aspectelor prezentate, s-au ales pentru studiu grinzi compuse lemn-fibră de sticlă de 4 m lungime, secțiunea transversală de $(100 \times 200) \text{ mm}^2$ și caracteristicile din Tabelul 3.7.

În prima etapă a cercetărilor [3.22] s-a urmărit stabilirea tipului optim de armare cu fibră de sticlă, studiindu-se comportarea unor grinzi armate diferit, având forma și alcătuirea secțiunilor transversale din Fig. 3.1.

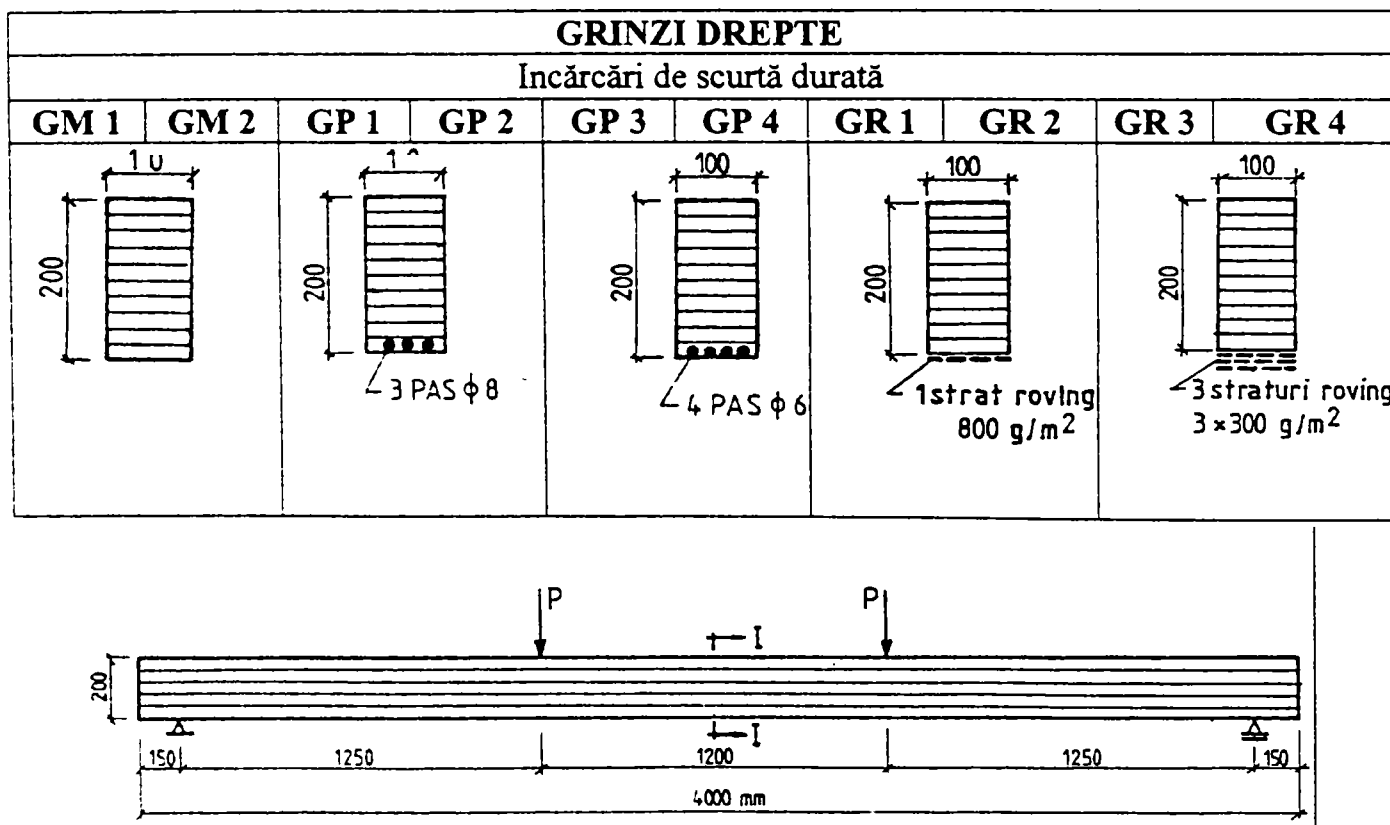


Fig. 3.1. Armarea grinzilor de lemn cu fibră de sticlă (experimentări – etapă I)

Avându-se în vedere împrăștierea posibilă a rezultatelor ca urmare a defectelor lemnului, a numărului și dispunerii diferite a îmbinărilor dinți până dintre scândurile de

dimensiuni reduse ce intră în componența lamelor, s-au realizat câte două grinzi identice pentru fiecare variantă.

În a doua etapă a cercetărilor (Fig. 3.2), adoptându-se varianta optimă de armare, s-a urmărit influența altor parametri asupra comportării grinzilor astfel armate [3.23] și anume:

- diminuarea deformațiilor (săgeților) prin realizarea unor grinzi cu contrasăgeată inițială;

GRINZI DREPTE - Lamelle orizontale						
GO 1	GO 2	GO 6	GO 3	GO 4	GO 7	GO 5
Scurtă durată		Lg.dur.	Scurtă durată		Lg.dur.	Scurtă durată
GRINZI CU CONTRASAGEATA INITIALA - Lamelle orizontale						
GF 1	GF 2	GF 3	GF 4			
Scurtă durată			Lungă durată			
GRINZI DREPTE - Lamelle verticale						
GV 1	GV 2	GV 3	GV 4	GV 6	GV 5	
Scurtă durată	Scurtă durată	Sc.durată	Lg.dur.	Scurtă durată		

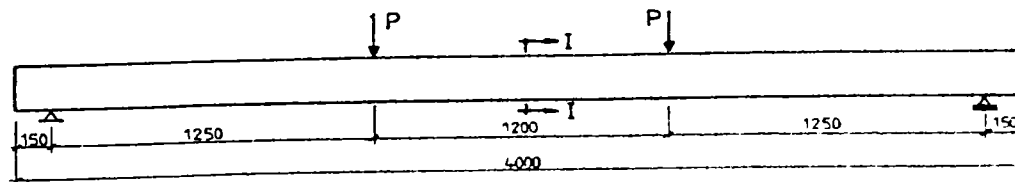


Fig. 3.2. Armarea grinzilor de lemn cu fibră de sticlă (experimentări – etapa II)

- efectul armăturii aplicate pe fața inferioară și superioară (zona întinsă și comprimată) a grinzilor;

- poziția lamelelor grinzii (orizontală sau verticală);

- amplasarea armăturii la grinzile realizate cu lamele verticale: pe fața întinsă a grinzii, între lamelele verticale, pe fețele laterale ale grinzii;

- comportarea elementelor sub încărcări de lungă durată.

Grinzile lamelate încleiate din scânduri de dimensiuni reduse ce intrau în componența elementelor experimentale s-au confecționat la SEPPL-Gheorgheni, una din cele mai vechi unități cu acest profil din România, care dispune de o linie tehnologică corespunzătoare realizării unor grinzi lamelate, drepte sau curbe, cu lungimi de până la 20 m. Adezivii utilizați (cleiuri fenol-rezorcin-formaldehidice) sunt furnizați în cea mai mare parte de Combinatul chimic "Nitramonia" Făgăraș; în prezent se folosesc și rășini din import.

Armarea grinzilor lamelate s-a realizat în Laboratorul Filialei INCERC Timișoara, utilizându-se următoarele tehnologii:

Armarea cu țesătură roving

- grunduirea suprafeței de lemn cu un strat de rășină diluată cu 10% stiren;

- aplicarea primului strat de rășină de legătură;

- așezarea țesăturii pe suprafața rășinii poliesterice și impregnarea acesteia cu rășină, utilizând o pensulă și o rolă;

- repetarea operației în funcție de numărul de straturi de țesătură necesare pentru armare;

- după aplicarea ultimului strat de țesătură, în vederea unei impregnări complete a acesteia, s-a mai aplicat un strat de rășină poliesterică.

Fâșiile de țesătură s-au tăiat la o lățime mai mare decât a grinzii (pentru a evita destrămarea marginilor țesăturii) și s-au adus la lățimea grinzii prin pilire, după întărirea rășinii poliesterice.

Armarea cu bare PAS

- realizarea canalelor pe fața întinsă a grinzilor de lemn;

- grunduirea canalelor cu un strat de rășină diluată cu 10% stiren;

- aplicarea în canale a unui strat de rășină de legătură;

- introducerea barelor PAS în canale;

- acoperirea barelor cu rășină poliesterică.

În vederea ancorării, barele PAS s-au îngroșat la capete pe o lungime de 10 cm (mărindu-se și dimensiunile canalelor pe aceste porțiuni), prin înfășurarea unor fire de roving

pe bare și impregnarea lor cu rășină. Porțiunea îngroșată a barelor PAS s-a extins până la pragul format prin mărirea dimensiunii canalului din grindă. Barele au depășit lungimea grinzii, pentru a se putea măsura lunecările relative ale acestora față de lemn pe parcursul încercărilor.

3.2.2.3. Aspecte privind calculul elementelor experimentale

Avându-se în vedere faptul că, în perioada elaborării cercetării asupra grinzilor lamelate încleiate armate cu fibră de sticlă normele în vigoare pentru calculul și alcătuirea construcțiilor din lemn (STAS 856-71,857-75) erau bazate pe metoda rezistențelor admisibile, în prezenta lucrare autorul reactualizează întreaga interpretare a rezultatelor în conformitate cu noile norme [3.13], elaborate pe baza metodei de calcul la stări limită, aflate în concordanță cu prescripțiile internaționale.

În acest context, pentru determinarea capacității portante la încovoiere, grinzile lamelate încleiate se asociază cu bare din lemn cu secțiunea compusă, considerând legătura dintre lamele continuă pe toată lungimea acestora, luându-se în considerare posibile deplasări relative în rosturi.

Când lamelele ce intră în alcătuirea grinzilor sunt realizate din scânduri de dimensiuni reduse, capacitatea portantă a grinzilor este influențată de întreruperile lamelelor în secțiunile de îmbinare. Pe baza cercetărilor experimentale s-a apreciat că această influență poate fi luată în considerare prin afectarea capacității portante, determinate în conformitate cu [3.13] pentru elemente cu lamele continue, cu un coeficient $\alpha=0,8$.

Avându-se în vedere aspectele de mai sus, capacitatea portantă la încovoiere a elementelor experimentale nearmate (martori) s-a determinat pe baza relației:

$$M_r = \alpha \cdot \sigma_i \cdot W^c \quad (3.1)$$

în care: σ_i – rezistența la încovoiere statică determinată conform STAS 337/1-88 [3.18], pe epruvete extrase din grinzi;

α - coeficientul prezentat anterior;

W^c – modulul de rezistență corectat pentru secțiunea cea mai solicitată a grinzii:

$$W^c = k_w \cdot W$$

k_w – coeficient de reducere care ține seama de deformabilitatea îmbinărilor dintre lamele (în cazul grinzilor încleiate din lamele orizontale se poate aprecia $k_w=0,9$; grinzile realizate din dulapi încleiați așezați pe cant se consideră ca elemente din lemn masiv, pentru care $k_w=1,0$);

W - modulul de rezistență al secțiunii barei, considerată ca o grindă unitară.

- Încărcarea s-a realizat cu ajutorul unei prese hidraulice având capacitatea de 10 t, iar valorile forțelor corespunzătoare treptelor de încărcare s-au înregistrat cu doze de presiune de câte 5 t montate sub fiecare forță și conectate la o punte tensometrică Hugenberger; în acest mod s-au putut urmări cu precizie valorile forțelor la diferite trepte de încărcare.

- Săgețile grinzilor la mijlocul deschiderii și sub forțe s-au măsurat cu ajutorul unor comparatoare cu fir F_1, F_2, F_3 .

- Deplasările în dreptul reazemelor s-au înregistrat cu comparatoare cu tijă C_1, C_2 , montate pe fața superioară a grinzii.

- Deformațiile specifice la diferite trepte de încărcare s-au măsurat cu traductori electrorezistivi TER 50H, lipiți pe conturul elementelor, în 3 secțiuni din zona de centrală a grinzii 1-1, 2-2, 3-3.

3.2.3.2. Încărcări de lungă durată

- Elementele s-au încărcat în trepte, până la sarcina de exploatare stabilită pentru fiecare element, în funcție de valoarea forței de rupere a grinzii identice încercată sub încărcări de scurtă durată (vezi pct.3.2.4).

- Încărcarea s-a realizat cu calupuri de fontă cântărite în prealabil și aplicate pe grinzi prin dispozitive realizate special în acest scop (Fig. 3.4).

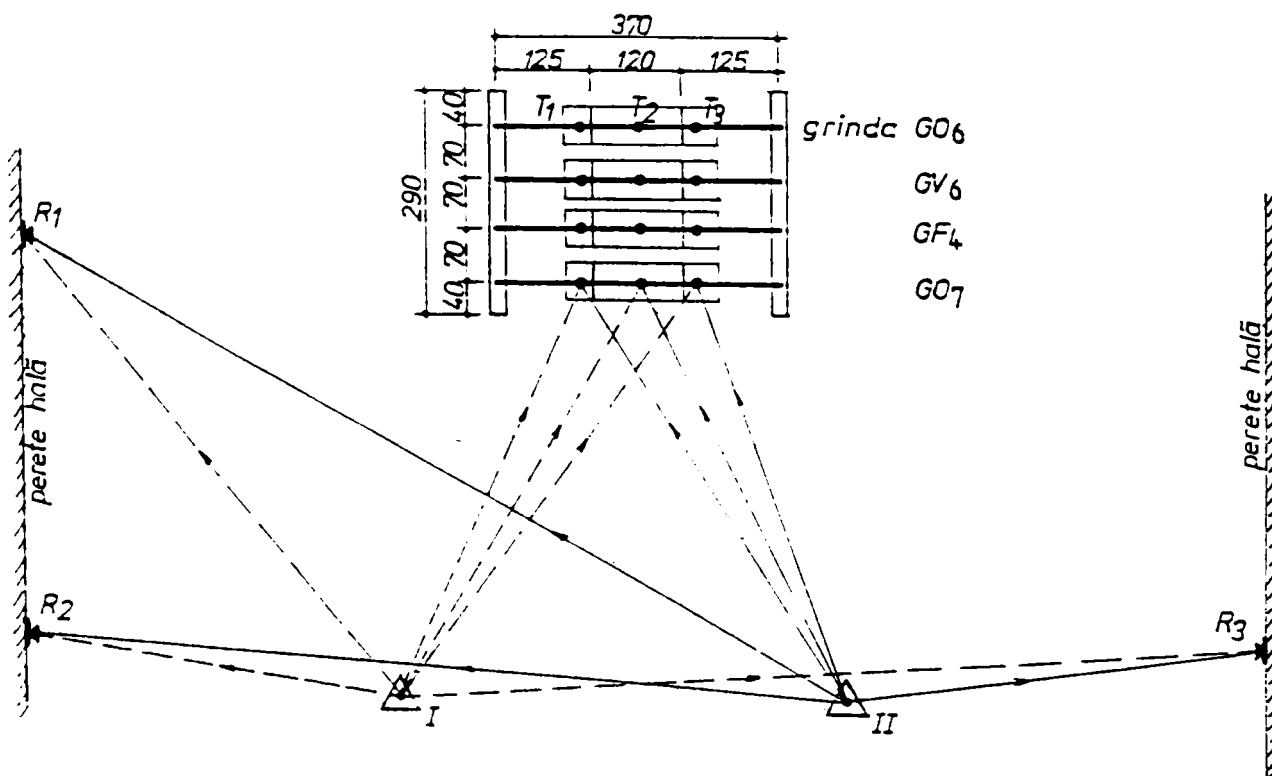
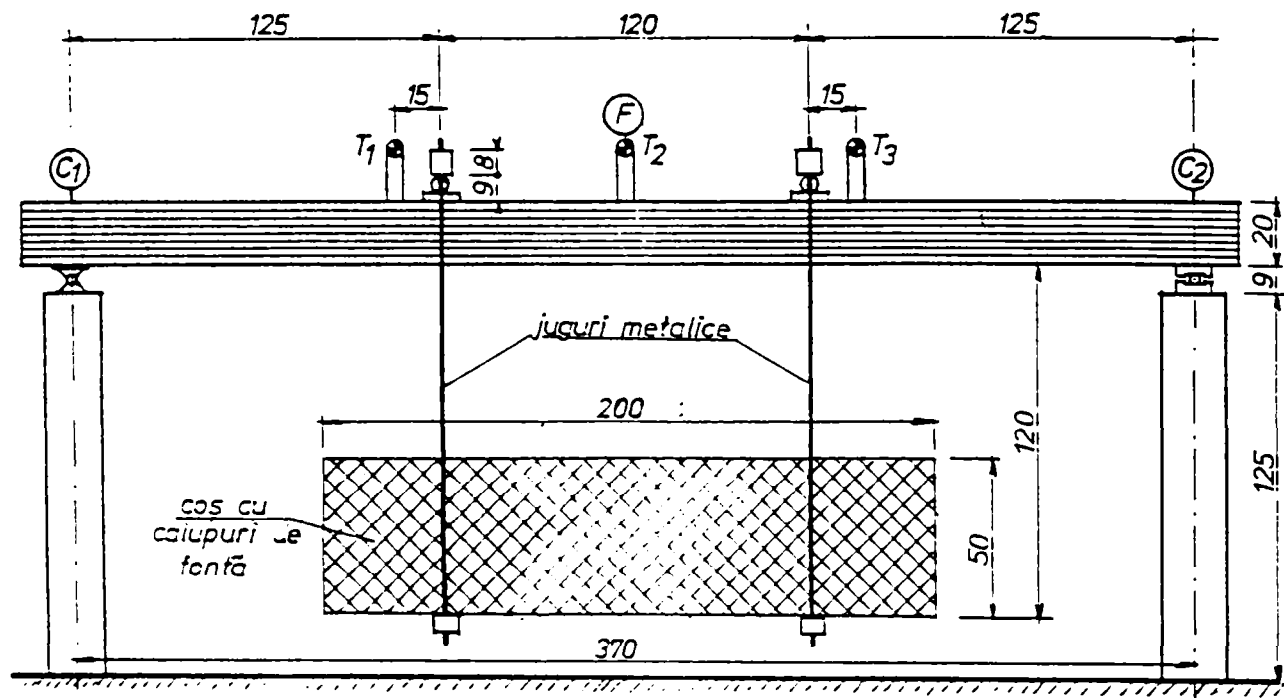
- Săgețile grinzilor s-au măsurat topometric, la mijlocul deschiderii și sub forțe. La măsurarea topometrică a săgeților s-au dat vize din două stații I și II către reperele fixe R_1, R_2 și R_3 , precum și spre punctele T_1, T_2 și T_3 de pe grinzi, care se deplasează deodată cu grinda prin deformarea acesteia. Procedeu detaliat de efectuare a acestor măsurători este prezentat în Fig.3.5, [3.6].

- Deplasările în dreptul reazemelor și deformațiile specifice s-au măsurat, ca și în cazul încărcărilor de scurtă durată, cu câte două comparatoare cu tijă C_1 și C_2 , respectiv traductori electrorezistivi TER 50 H.

3.2.4. Caracteristici fizico-mecanice ale materialelor

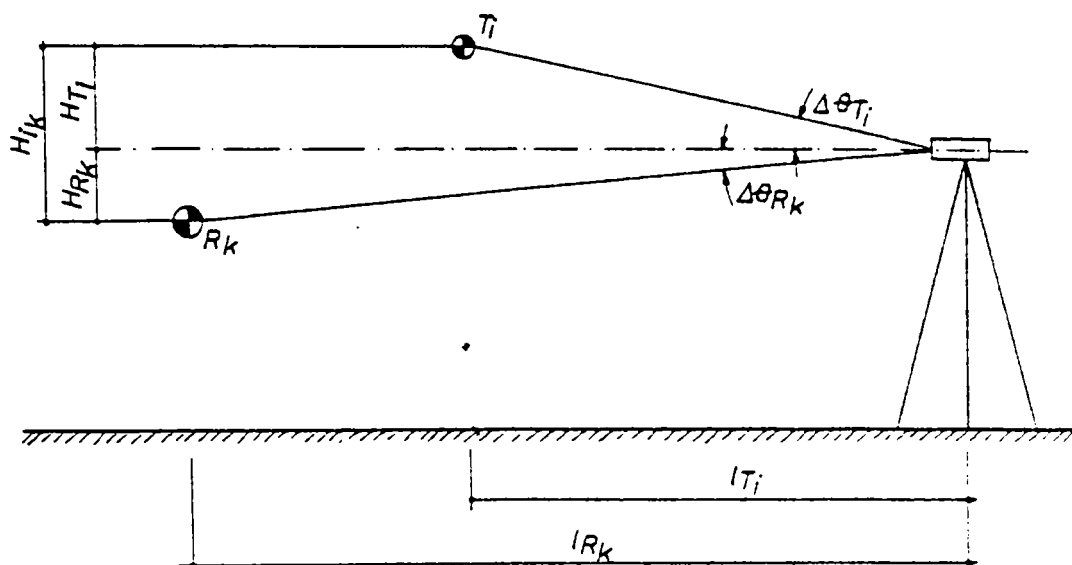
3.2.4.1. Lemn

Grinzile experimentale, realizate prin încleierea unor deșeuri variate de cherestea, sunt neomogene în secțiune și pe lungime. În acest context, rezistența la compresiune paralel cu fibrele și modulul de elasticitate la compresiune determinate pe epruvete prismatice de 20x20x60mm (STAS 86/1-87 [3.14], respectiv STAS 86/2-87 [3.15]) nu pot servi drept indici



- Notații :
- $C_{1,2}$ - Comparatoare cu tije (microcomparatoare)
 - F - Comparator cu fir (fleximetru)
 - $T_{1,2,3}$ - Puncte pe grindă care se urmăresc cu teodolitul
 - $R_{1,2,3}$ - Puncte fixe (repere) pe pereții halei
 - I, II - Stații din care se dau vize către $T_{1,2,3}$ și $R_{1,2,3}$

Fig. 3.4. Incercarea elementelor sub încărcări de lungă durată



$$H_{Tj} = l_{Tj} \cdot \operatorname{tg} \Delta \theta_{Tj} ; \Delta \theta_{Tj} = \theta_{Tj} - 300^\circ = \frac{\theta_{Tj} - 300^\circ}{63,66197778^\circ} \quad [\text{rad}]$$

$$H_{Rk} = l_{Rk} \cdot \operatorname{tg} \Delta \theta_{Rk} ; \Delta \theta_{Rk} = 300^\circ - \theta_{Rk} = \frac{300^\circ - \theta_{Rk}}{63,66197778^\circ} \quad [\text{rad}]$$

$$H_{1k} = H_{Rk} + H_{Tj}$$

$$\text{Pentru } \angle \text{ mici : } \operatorname{tg} \Delta \theta_{Tj} \approx \Delta \theta_{Tj} ; \operatorname{tg} \Delta \theta_{Rk} \approx \Delta \theta_{Rk}$$

REZULTĂ :

$$H_{1k} = 4,71232894 (l_{Rk} - l_{Tj}) + 0,01570796 (l_{Tj} \cdot \theta_{Tj} - l_{Rk} \cdot \theta_{Rk})$$

$$H_j = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 H_{1k}$$

$$l_{Tj} = \frac{400}{\operatorname{tg} \Delta \theta_{Tj}}$$

[mm]

$$f_i^j = H_j^j - H_i^0$$

$$l_{Rk} = \frac{400}{\operatorname{tg} \Delta \theta_{Rk}}$$

INDICI : i - se referă la numărul punctului de pe grindă (T_1, T_2, T_3) ;
 k - se referă la numărul reperului de pe perete (R_1, R_2, R_3) ;
 j - se referă la timpul cînd se face citirea ($j = 0, 1, 2, \dots$)

Fig. 3.5. Măsurarea topometrică a săgeților

pentru elementele experimentale studiate. Ca urmare, din elementele experimentale au fost extrase prisme standard și prisme mari, obținându-se datele din Tabelul 3.8.

Tabelul 3.8

Dimensiunile prismelor [mm]	Modulul de elasticitate E_{cII} [N/mm ²]	Rezistența la compresiune σ_{cII} [N/mm ²]
20 x 20 x 60	12074,0 ; 13043,5 ; 13761,5	22,5 ; 26,7 ; 35,2 ; 48,9 ; 50,0 ; 50,2
100 x 100 x 300	11200,0 ; 11400,0 ; 12100,0 ; 13400,0	38,4 ; 40,8 ; 38,4 ; 38,8 ; 39,1 ; 49,4

Se constată, atât în cazul modulului de elasticitate cât și în cazul rezistenței la compresiune, valori mult mai omogene la prismele de 100x100x300mm, față de cele de 20x20x60mm. Pentru elementele experimentale s-au luat în considerare valorile medii:

$$E_{cII}^{med} = 12025,0 \text{ N/mm}^2 \text{ și } \sigma_{cII}^{med} = 40,8 \text{ N/mm}^2.$$

Tinând seama de faptul că raportul dintre rezistența la compresiune σ_{cII} și cea la încovoiere statică σ_I este de cca 0,6, se apreciază pentru elementele experimentale $\sigma_I = 68,0 \text{ N/mm}^2$.

Influența defavorabilă a defectelor dintr-o secțiune (noduri, fisuri, fibre torse) permite considerarea unor valori diminuate ale rezistențelor lemnului [3.11], după cum urmează:

- rezistența la compresiune paralel cu fibrele:

$$\sigma_{cII} = (0,6 \dots 0,7) \cdot \sigma_{cII}^{eprovete} = 0,65 \cdot 40,8 = 26,5 \text{ N/mm}^2;$$

- rezistența la încovoiere statică:

$$\sigma_I = (0,45 \dots 0,50) \cdot \sigma_I^{eprovete} = 0,45 \cdot 68,0 = 30,6 \text{ N/mm}^2.$$

Aceste valori vor fi luate în considerare în continuare la calculul elementelor experimentale.

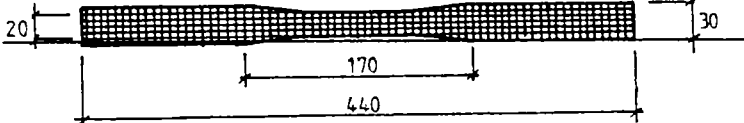
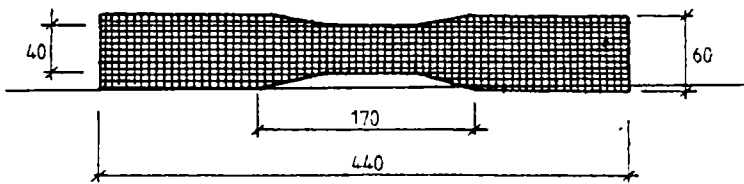
3.2.4.2. Fibra de sticlă

În paralel cu caracteristicile fizico-mecanice ale lemnului, s-au stabilit și modulii de elasticitate pentru țesătura de fibră de sticlă impregnată cu rășină poliestică. În acest scop s-au încercat două tipuri de epruvete extrase de pe elementele experimentale, obținându-se valorile din Tabelul 3.9.

Omogenitatea a rezultat mai mare la epruvetele mari, valoarea medie a modulului de elasticitate fiind:

$$E_a^{med} = 13229,5 \text{ N/mm}^2.$$

Tabelul 3.9

Epruveta [mm]	Modulul de elasticitate E [N/mm ²]
	13003,0; 11415,5; 11722,0; 11299,4; 12237,6
	14450,9; 12373,1; 12017,6; 13297,7; 14008,3

3.2.5. Rezultatele încercărilor experimentale

Principalele rezultate ale studiului experimental se referă la aspectele specifice avute în vedere pe parcursul încercării elementelor și anume: încărcări caracteristice, săgeți și deformații specifice. Aceste aspecte se detaliază în cele ce urmează pentru cele două moduri distincte de solicitare realizate.

Încărcări de scurtă durată

3.2.5.1. Încărcări caracteristice

Grinzile armate cu fibră de sticlă s-au studiat comparativ cu elementele martor nearmate, încărcările caracteristice urmărite pe parcursul încercărilor fiind centralizate în Tabelul 3.10. Se menționează că, în tabel, încărcarea caracteristică (2P) reprezintă încărcarea totală a elementelor experimentale (Fig. 3.1 și 3.2).

Valorile teoretice ale forțelor de rupere pentru grinzile martor (vezi col.5) s-au determinat pe baza momentelor calculate cu relația 3.1 (pct.3.2.2.3), astfel:

- pentru grinzile cu lamelele orizontale:

$$P_{rup} = 2 \cdot \frac{\alpha \cdot k_w \cdot W \cdot \sigma_i}{1250} = 2 \cdot \frac{0,8 \cdot 0,9 \cdot 667 \cdot 10^3 \cdot 30,6 \cdot 10^{-3}}{1250} = 23,5 kN;$$

- pentru grinzile cu lamelele verticale:

$$P_{rup} = 2 \cdot \frac{W \cdot \sigma_i}{1250} = 2 \cdot \frac{667 \cdot 10^3 \cdot 30,6 \cdot 10^{-3}}{1250} = 32,66 kN.$$

Forța de exploatare teoretică a constituit, la toate aceste elemente, limita maximă a celor două cicluri încărcare-descărcare, valoarea reală a acestei încărcări nefiind cunoscută.

Tabelul 3.10

Etapa de încerc	Elem exp.	Modul de armare	Încărcarea caracteristică (2P) [kN]				$\frac{(2P)_{rup}^{exp}}{(2P)_{rup}^{teor}}$	Efect armăt. [%]
			Valori calculate		Valori experimentale			
			Exploatare	Rupere	Exploatare	Rupere		
1	2	3	4	5	6	7	8	9
I	GM ₁	Martori	9,40	23,50	9,20	23,00	0,98	0
	GM ₂				8,40	21,00	0,89	
	GP ₁	3 PAS ϕ 8 zona întinsă			14,00	35,00		61
	GP ₂				14,40	36,00		
	GP ₃	4 PAS ϕ 6 zona întinsă			12,40	31,00		54
	GP ₄				14,80	37,00		
	GR ₁	1 roving 800 g/m ²	16,40	37,00	14,80	37,00	1,00	77
	GR ₂				16,40	41,00	1,11	
	GR ₃	3 roving 300 g/m ²			12,40	31,00		36
	GR ₄				11,60	29,00		
II	GO ₁	Martori	9,40	23,50	9,20	23,00	0,98	0
	GO ₂				8,40	21,00	0,89	
	GO ₃	1 roving 800 g/m ² , z. înt.	16,40	37,00	14,80	37,00	1,00	77
	GO ₄				16,40	41,00	1,11	
	GO ₅	z.înt+z.comp.			13,60	34,00	0,98	54
	GF ₁	1 roving 800 g/m ² zona întinsă	16,40	37,00	20,80	52,00	1,40	100
	GF ₂				17,60	44,00	1,19	
	GF ₃				15,20	38,00	1,03	
	GV ₁	Martor	13,06	32,66	14,40	36,00	1,10	0
	GV ₂	Zona întinsă			20,80	52,00		44
	GV ₃	Fețe			21,60	54,00		50
	GV ₄	Laterale			21,60	54,00		
	GV ₅	Intre lamele			14,40	36,00		

Încărcarea finală (col.7) reprezintă valoarea maximă a încărcării (2P), corespunzând ieșirii din lucru a elementelor experimentale. Aceasta s-a produs, în general, prin dezlipirea lamelelor din zona întinsă, sau cedarea unei îmbinări dinți-pană în această zonă; la nici un element nu s-a desprins fibra de sticlă de lemn și nu a cedat lemnul în zona comprimată.

Comparându-se încărcările finale înregistrate ale grinzilor martor cu valorile calculate ale acestora (col.5), rezultă justetea ipotezelor considerate în calcul (col.8).

Încărcările finale ale grinzilor armate față de cele ale grinzilor martor evidențiază efectul favorabil al armării cu fibră de sticlă la grinzile lamelate încleiate din scânduri de dimensiuni reduse (col.9). Dintre variantele de armare studiate în cadrul primei etape a cercetărilor, cea mai eficientă a rezultat cea constând dintr-un singur strat de țesătură roving (800 g/m²) aplicat pe fața întinsă a grinzii, obținându-se un spor de capacitate portantă de 77 % (Fig.3.6).

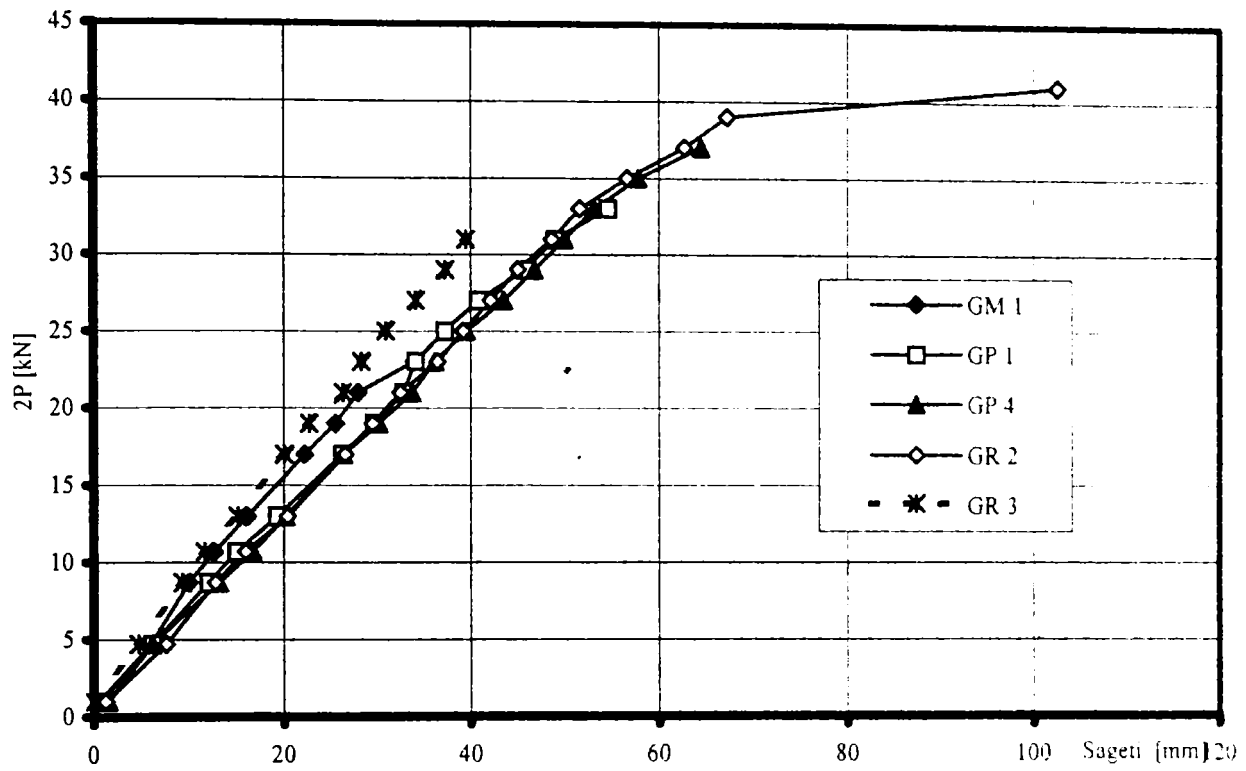


Fig. 3.6. Influența diferitelor variante de armare a lemnului

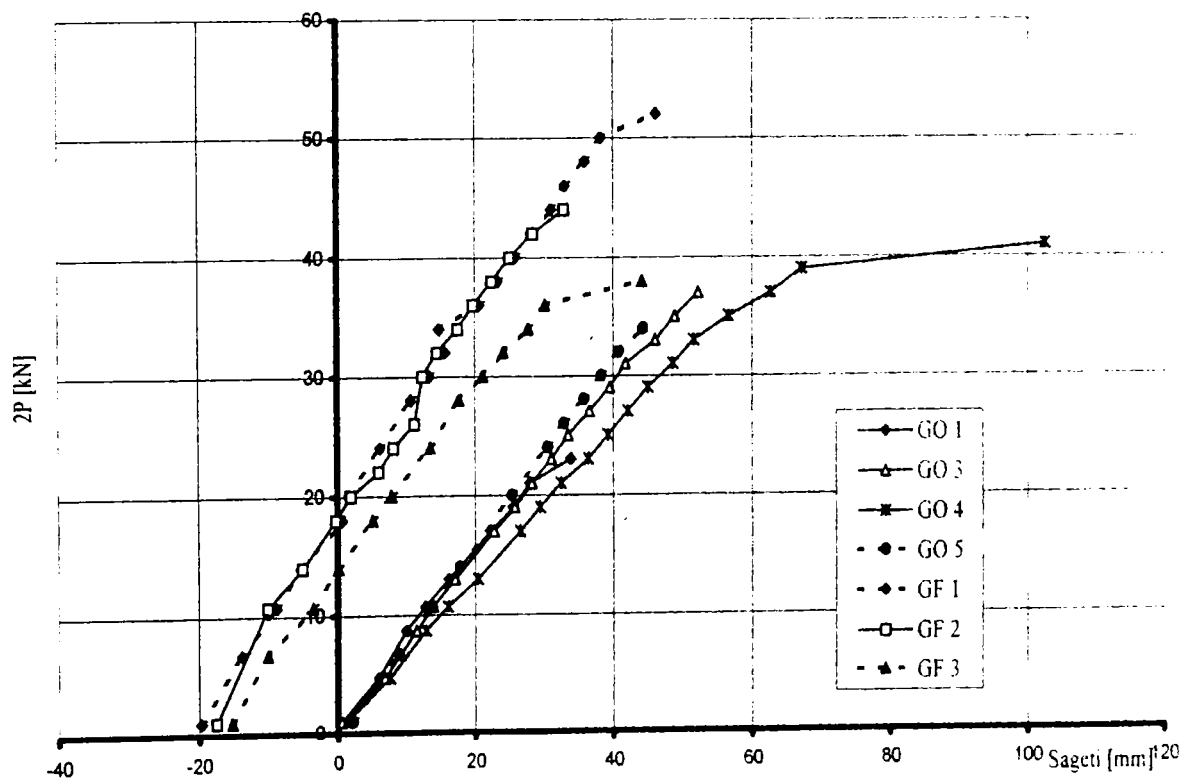


Fig. 3.8. Comportarea grinzilor cu și fără contrasăgeată inițială

TEORETIC		EXPERIMENTAL					
		LAMELE ORIZONTALE			LAMELE VERTICALE		
		Martor	Elemente te armate	Martor	Element armat		
		GO ₁	GO ₃	GF ₁	GF ₃	GV ₁	GV ₂
		9,70 kN	15,0 kN	20,0 kN	14,0 kN	14,0 kN	18,0 kN
exploatare							
apropierea ruperii							

Notă: $E_{l,enn} = 12025,0 \text{ N/mm}^2$
 $E_{koving} = 13229,5 \text{ N/mm}^2$
 $\sigma = E_{L,R} \cdot \epsilon_{tens} \text{ [N/mm}^2\text{]}$

Fig. 3.7. Variația eforturilor unitare normale pe înălțimea secțiunii transversale

Modurile de rupere rezultate sunt în concordanță cu [3.10], distribuția eforturilor unitare normale pe secțiunea transversală a elementului încovoiat fiind liniară (ipoteza lui Bernoulli) numai în faza inițială. La creșterea curburii, axa neutră se deplasează spre zona întinsă, iar diagramele eforturilor unitare și valorile acestora în zona întinsă și comprimată se modifică astfel: în zona comprimată diagrama de eforturi unitare se curbează, iar efortul unitar de compresiune crește mai încet; în zona întinsă diagrama de eforturi unitare rămâne practic liniară, iar efortul unitar maxim de întindere crește la sporirea încărcării, cedarea grinzii producându-se prin ruperea fibrelor întinse de lemn. În Fig.3.7 se prezintă eforturile unitare normale rezultate pe baza măsurătorilor tensometrice, pentru câteva elemente reprezentative.

Câteva moduri caracteristice de cedare a diferitelor tipuri de elemente încercate sunt prezentate în Anexa A (Fig.A.1, A.2, A.3, A.4).

3.2.5.2. Săgeți

Sporul considerabil al capacității portante a elementelor armate, față de cele identice nearmate, a fost însă însoțit de o depășire substanțială a săgeții admise pentru elementele încovoiate ale planșeelor [3.13]: $f_a = l/250 = 370/250 = 1,48\text{cm}$.

Faptul este confirmat de valorile săgeților măsurate la o treaptă de încărcare aflată în apropierea sarcinii de exploatare, prezentate în Tabelul 3.11 (col.4).

Impedimentul depășirii săgeții admise la exploatare a fost înlăturat prin realizarea (în etapa a-II-a) a unor grinzi cu contrasăgeată inițială (GF). S-au constatat, la aceste elemente, creșterea considerabilă a capacității portante (Tabelul 3.10, col.7) precum și valori ale săgeților la exploatare situate sub cea admisă (Tabelul 3.11, col.3). Comportarea favorabilă a grinzilor cu contrasăgeată inițială față de cele drepte este ilustrată și prin diagramele de variație a săgeților în funcție de încărcare, prezentate în Fig.3.8.

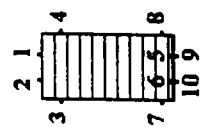
Aplicarea țesăturii roving în câte un strat atât pe fața întinsă cât și pe cea comprimată (grinda GO₅) nu a adus nici un avantaj în plus, față de armarea simplă (grinzile GO₃, GO₄), evidențiindu-se încă o dată faptul că armarea cu țesătură roving nu influențează rigiditatea grinzilor lamelate încleiate din lemn.

În cazul grinzilor cu lamele verticale GV, modul de amplasare a armăturii (zona întinsă - GV₂; fețele laterale - GV₃, GV₄; între lamele - GV₅) nu a influențat nici capacitatea portantă și nici valoarea săgeților (Tabelul 3.10, col.7). Aceste elemente, fiind realizate din dulapi întregi așezați pe cant, au o rigiditate mare, armarea cu țesătură de fibră de sticlă nefiind justificată.

Tabelul 3.11

Etapa de încerc.	Element experimental	Treapta de înc. [kN]	Săgeți la exploat. ' [mm]	Deformații specifice (e.10 ⁶)										Fibra de sticlă		
				Lemn										TER 8	TER 9	TER 10
				TER 1	TER 2	TER 3	TER 4	TER 5	TER 6	TER 7	TER 8	TER 9	TER 10			
I	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14			
	GM ₁	9,7	12,77	-633	-682	-543	-455	817	805	427	582	-	-			
	GM ₂	9,7	15,62	-970	-1020	-610	-536	890	883	520	548	-	-			
	GP ₁	15,0	22,56	-1093	-1167	-1110	-775	1110	1162	768	850	663	710			
	GP ₂	15,0	21,66	-1358	-1110	-730	-607	1133	1150	912	900	472	487			
	GP ₃	13,0	21,87	-1281	-1208	-678	-795	1176	1057	695	763	828	742			
	GP ₄	15,0	22,98	-1267	-1245	-847	-705	1115	1017	818	923	773	853			
	GR ₁	15,0	20,05	-1442	-1320	-698	-755	1017	1066	680	550	1197	1195			
	GR ₂	17,0	26,58	-1668	-1598	-898	-1007	1453	1640	985	960	1565	1575			
	GR ₃	13,0	15,25	-910	-817	-510	-662	832	893	617	505	967	893			
	GR ₄	13,0	17,72	-915	-928	-603	-645	782	777	685	623	972	893			
	GO ₁	9,7	12,77	-633	-682	-	-	817	805	-	-	-	-			
	GO ₃	15,0	20,05	-1442	-1320	-	-	1017	1066	-	-	1197	1195			
	GO ₅	14,0	17,74	-890	-948	-	-	-	-	-	-	903	915			
	GF ₁	20,0	2,55	-1267	-1262	-	-	-	-	-	-	1362	1365			
	GF ₂	18,0	-0,30	-957	-1052	-	-	-	-	-	-	1192	1062			
	GF ₃	14,0	0,08	-1022	-937	-	-	-	-	-	-	1130	1130			
	GV ₁	14,0	22,10	-930	-1258	-	-	-	-	-	-	1193	1193			
	GV ₂	20,0	22,06	-1180	-1177	-	-	-	-	-	-	1137	1147			
	GV ₄	20,0	20,27	-1207	-1223	-	-	-	-	-	-	1192	1252			
	GV ₅ *	20,0	26,10	-1030	-1335	-	-	-	-	-	-	1345	1357			

Observații:



*Element lipit defectuos

Col.(3) cuprinde încărcarea cea mai apropiată de treapta de exploatare, la care s-au efectuat măsurători tensometrice; Deformațiile specifice din tabel reprezintă valori medii corespunzătoare celor 3 secțiuni în care s-au făcut măsurători tensometrice; secțiunea medie cu numerotarea aferentă a traductorilor electrorezistivi TER este reprezentată alăturat.

3.2.5.3. Deformații specifice

Măsurătorile tensometrice efectuate pe parcursul încercării elementelor au evidențiat aspecte hotărâtoare pentru metodologia de calcul a grinzilor lamelate încleiate din scânduri de lungimi reduse, armate cu țesătură de fibră de sticlă.

În acest sens se pot urmări în Tabelul 3.11 deformațiile specifice ale lemnului și fibrei de sticlă înregistrate cu traductorii electrorezistivi la sarcina de exploatare; se menționează că aceste valori corespund unei secțiuni transversale medii (media celor trei secțiuni caracteristice : o secțiune la mijlocul deschiderii grinzii și câte o secțiune sub fiecare forță de încărcare).

Analizându-se valorile cuprinse în Tabelul 3.11, se constată că la grinzile GP armate cu bare PAS deformațiile specifice de întindere ale fibrei de sticlă (col.9,10) sunt mai mici decât cele corespunzătoare ale lemnului din zona întinsă (col.5,6), ceea ce demonstrează că barele PAS nu se încarcă la capacitate, fapt datorat aderenței mai slabe a acestora. La grinzile GR însă, armate cu țesătură roving, se constată că fibra de sticlă are deformații specifice comparabile cu cele ale lemnului întins, deci conlucrarea între cele două materiale este corespunzătoare.

Pe baza măsurătorilor tensometrice efectuate pe elementele încercate în cadrul celei de-a doua etape, s-a putut stabili corelația între valorile teoretice și cele experimentale ale eforturilor unitare de compresiune.

În Tabelul 3.12 pot fi urmărite comparativ eforturile unitare de compresiune σ , în 3 variante, pentru o încărcare apropiată de forța de exploatare a elementului și pentru ultima forță la care s-au făcut citiri la puntea tensometrică, astfel:

- Cu valoarea modulului de elasticitate la compresiune al lemnului determinată anterior și cu deformațiile specifice rezultate pe baza măsurătorilor tensometrice, s-au calculat eforturile unitare de compresiune $\sigma = E \cdot \varepsilon$ (col.5).

- Valorile teoretice ale eforturilor de compresiune s-au stabilit în două ipoteze: cu relația lui Navier (col.6) și ținând seama de plasticizarea zonei comprimate (col.7-pentru treapta din apropierea ruperii).

Se constată, la treapta din apropierea ruperii, că valorile eforturilor unitare determinate pe baza relației lui Navier (col.6) sunt mai mari decât cele determinate experimental pe baza măsurătorilor tensometrice (col.5).

Diferențele se datorează plasticizării zonei comprimate de lemn. Ca urmare, efortul unitar normal de compresiune nu mai poate fi determinat pe baza relației lui Navier:

$$\sigma = \frac{M}{0,167 \cdot b \cdot h^2} \quad (3.2)$$

În acest context, pornind de la constatarea lui Karlsen [3.10] privind distribuția eforturilor unitare normale pe secțiunea transversală a unui element încovoiat din lemn și prin analogie cu comportarea betonului simplu, autorul prezentei lucrări dezvoltă un model de calcul original pentru determinarea capacității portante a grinzilor lamelate armate cu țesătură roving.

Tabelul 3.12

Grinda	Valoarea forței [kN]	E_{med} [N/mm ²]	$\varepsilon \cdot 10^6$ compres.	Eforturi de compresiune [N/mm ²] din:		
				tensometrie	încărcare	
					rel.3.2	rel.3.4
1	2	3	4	5	6	7
GO ₁	9,7 20,0	12025	655 1435	7,9 17,3	9,1 18,7	- 14,0
GO ₃	15,0 34,0	“	1381 3460	16,5 41,6*	14,0 31,9	- 23,8
GO ₅	14,0 34,0	“	919 2090	11,0 25,1	13,1 31,9	- 23,8
GF ₁	20,0 50,0	12025	1264 3030	15,2 36,4	18,7 46,8	- 35,0
GF ₂	20,0 42,0	“	1166 2620	14,0 31,5	18,7 39,3	- 29,4
GF ₃	14,0 36,0	“	979 2635	11,8 31,7	13,1 33,7	- 25,2
GV ₁	14,0 34,0	12025	1094 2047	13,2 24,6*	13,1 31,8	- 21,9
GV ₂	18,0 52,0	“	1071 2090	12,9 25,1	16,9 48,7	- 33,6
GV ₄	18,0 48,0	“	1096 2967	13,2 35,6	16,9 45,0	- 31,0
GV ₅	14,0 32,0	“	826 2142	9,9 22,7	13,1 30,0	- 20,7

Notă: * - valoare eronată

În mod analog cu încovoierea betonului simplu (la care zona întinsă se plasticizează), expresia efortului unitar normal la plasticizarea completă a zonei comprimate de lemn poate fi considerată:

$$\sigma = \frac{M}{0,292 \cdot K \cdot b \cdot h^2} \quad (3.3)$$

în care K este un coeficient care ține seama de înălțimea secțiunii transversale (pentru $h=20$ cm, rezultă $K=0,85$) [3.1]. Ținând seama totodată de deformabilitatea îmbinărilor încleiate prin coeficientul k_w (lamele orizontale, $k_w=0,9$; lamele verticale, $k_w=1,0$ – vezi pct.3.2.2.3), expresia efortului unitar normal devine:

$$\sigma = \frac{M}{0,292 \cdot K \cdot k_w \cdot b \cdot h^2} = \frac{M}{0,248 \cdot k_w \cdot b \cdot h^2} \quad (3.4)$$

Se constată că valorile σ care țin seama de plasticizarea zonei comprimate de lemn (rel.3.3, respectiv 3.4) concordă, în majoritatea cazurilor, mult mai bine cu valorile determinate pe baza măsurătorilor tensometrice, decât cele stabilite cu relația lui Navier (rel. 3.2).

Pe de altă parte, urmărindu-se valorile eforturilor unitare normale rezultate pe baza măsurătorilor tensometrice (col.5), se constată că acestea sunt în general comparabile cu rezistența la compresiune paralel cu fibrele $\sigma_{cII}=26,5$ N/mm² (vezi pct.3.2.4). În acest context, s-a stabilit valoarea teoretică a forței de rupere pentru grinzile experimentale pe baza relației (3.6), corespunzător schemei de încărcare adoptate, rezultând:

$$P_r^{tot} = 2 \cdot \frac{0,292 \cdot K \cdot k_w \cdot b \cdot h^2 \cdot \sigma_{cII}}{1250} = 2 \cdot \frac{0,292 \cdot 0,85 \cdot 0,9 \cdot 100 \cdot 200^2 \cdot 26,5 \cdot 10^{-3}}{1250} \cong 37 \text{ kN}$$

Comparându-se această valoare cu forțele de rupere experimentale, rezultă o foarte bună corelație între valorile experimentale și cele teoretice evidențiată în Tabelul 3.10 (col.8).

Modelul de calcul dezvoltat pe baza studiilor și cercetărilor experimentale efectuate a mai fost verificat ulterior pe un program experimental cuprinzând grinzi cu secțiuni transversale diferite [3.23]; rezultatele obținute sunt prezentate în Tabelul 3.13.

Notațiile grinzilor prezentate în tabel au următoarele semnificații:

- grinzi nearmate: GA, GB, GB*, GC, GC*
- grinzi armate cu un strat roving 800 g/mm²: GA₁, GA₁*, GB₁, GB₁*, GC₁
- grinzi armate cu 2 straturi roving 800 g/mm²: GA₂, GA₂*, GB₂*, GC₂, GC₂*

Pentru grinzile cu secțiunile (10 x 20)cm și (14 x 20)cm, la care $K=0,85$ și $k_w=0,9$, efortul unitar normal (col.5) s-a determinat pe baza relației (3.4).

Pentru grinzile de (10 x 28)cm, cu $K=0,81$ și $k_w=0,9$, rezultă:

$$\sigma = \frac{M}{0,213 \cdot b \cdot h^2} \quad (3.5)$$

Grinda	Sect. transv. [cm]	Valoare forță [kN]	Eforturi de compresiune [N/mm ²] din:		$\frac{Exper}{Teor}$
			tensometrie (experimentale)	model propus (teoretice)	
1	2	3	4	5	6
GA	10 x 20	30,0	24,4	21,5	1,13
GA ₁		30,0	35,1	21,5	1,63
GA ₁ *		44,0	36,4	31,5	1,15
GA ₂		40,0	33,1	28,7	1,15
GA ₂ *		42,0	49,2	30,1	1,63
GB	14 x 20	38,0	20,8	19,4	1,07
GB*		46,0	31,4	23,5	1,33
GB ₁		56,0	29,4	28,7	1,02
GB ₁ *		60,0	28,0	30,7	0,91
GB ₂		56,0	44,0	28,7	1,53
GC	10 x 28	36,0	12,4	13,4	0,92
GC*		70,0	28,8	26,2	1,09
GC ₁		50,0	23,5	18,8	1,25
GC ₂		70,0	26,4	26,2	1,01
GC ₂ *		80,0	31,1	30,0	1,04

Valorile eforturilor unitare normale determinate pe baza măsurătorilor tensometrice (col.4) sunt, în general, comparabile cu rezistența la compresiune paralel cu fibrele $\sigma_{cII}=29,9$ N/mm², determinată în conformitate cu prevederile STAS 86/1-87.

Justețea ipotezelor luate în considerare la dezvoltarea modelului de calcul propus este confirmată de raportul valorilor experimentale și teoretice (col.6).

3.2.5.4. Modelul de calcul propus

Pe baza rezultatelor studiilor și cercetărilor experimentale efectuate asupra grinzilor lamelate încleiate din scânduri de lungimi reduse armate cu țesătură de fibră de sticlă, autorul propune pentru calculul capacității portante relația:

$$M_r = 0,292 \cdot \alpha \cdot K \cdot k_w \cdot b \cdot h^2 \cdot \sigma_{cII} \quad (3.6)$$

în care:

σ_{cII} – rezistența la compresiune paralel cu fibrele (STAS 86/1-87);

b,h – dimensiunile secțiunii transversale a grinzii de lemn;

$k_w=0,9$ - coeficient ce ține seama de deformabilitatea îmbinărilor dintre lamelele orizontale ale grinzilor încleiate ;

$\alpha = 0,8$ - coeficient determinat experimental care ține seama de întreruperile lamelelor în secțiunile de îmbinare a scândurilor scurte;

K - coeficient de scară, ce ține seama de înălțimea secțiunii transversale [3.1] având valorile:

h [mm]	100	150	200	300	500
K	1,10	1,00	0,85	0,80	0,70

Încărcări de lungă durată

Cele 4 grinzi supuse la încărcări de lungă durată (GO₆, GO₇, GF₄, GV₆) s-au menținut timp de 70 de zile sub o sarcină corespunzătoare încărcării de exploatare, stabilită în funcție de valorile corespunzătoare elementelor omologe încărcate cu încărcări de scurtă durată (vezi Tabelul 3.9, col.8, elementele: GO₆; GO₇; GF₄; GV₆).

Evoluția în timp a săgeților măsurate pe perioada menținerii sub încărcare s-a reprezentat în diagrama din Fig.3.9. După aproximativ 14 zile a rezultat o stabilizare a săgeților, nefiind semnalate fenomene deosebite până la finalul perioadei de încărcare.

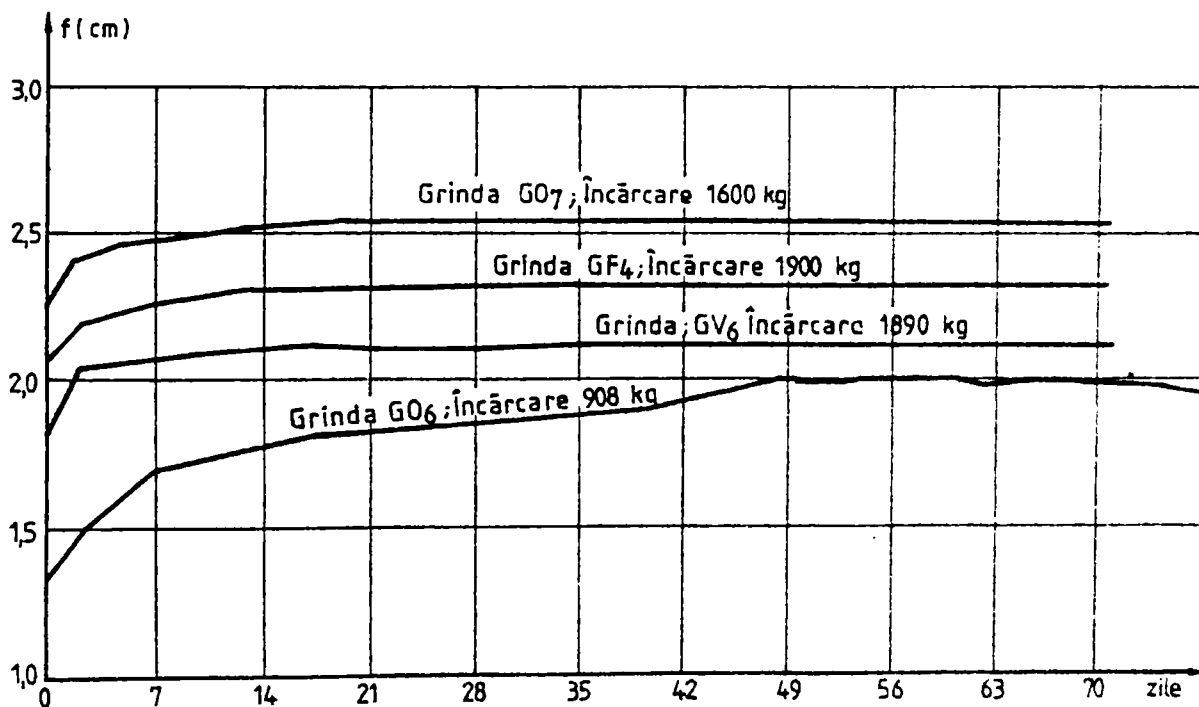


Fig. 3.9. Evoluția în timp a săgeților la elementele armate

3.2.6. Aspecte tehnico-economice

Unul din atributele economice majore ale lemnului lamelat îl constituie valorificarea pieselor scurte de cherestea care, prin înnădiri în dinți până pot realiza lungimea dorită a elementului.

În tehnologia de fabricație a blocului lamelar intervin operațiuni generatoare de consumuri tehnologice de lemn, de rămășițe în mare parte recuperabile, dar care afectează prețul de cost. În Tabelul 3.14 se prezintă pierderile ce apar la prelucrarea lemnului masiv în lemn lamelat [3.5].

Tabelul 3.14

Felul prelucrării	Pierderi exprimate în:	
	[m ³]	[%]
1	2	3
A. Chereștea (brut 1,70 m ³)		
a. retezare	0,06	3,53
b. tivire	0,26	15,30
c. înnădire în dinți-pană	0,02	1,18
d. rindeluire	0,20	11,76
Total A	0,54	31,77
B. Bloc lamelar (net 1,00 m ³)		
e. rindeluire	0,10	5,88
f. retezare	0,06	3,59
Total B	0,16	9,47
TOTAL A + B	0,70	41,18

Rezultă că, pentru a realiza 1 m³ de lemn lamelat, se consumă 1,70 m³ de chereștea, din care 0,70 m³ (41,18 %) sunt rămășițe ce pot intra în circuite secundare de prelucrare pentru alte produse (PAL, PFL, etc.).

Se constată, din tabel, că ponderea cea mai mare a consumurilor revine operațiilor de tivire și rindeluire. Acest neajuns se poate diminua în diferite moduri:

- în cazul utilizării chereștelei scurte, se poate face o presortare a acesteia (operație manuală suplimentară), care ar micșora cantitatea de materii prime necesare pentru realizarea elementelor lamelare de aceeași lățime;

- la prelucrarea blocului lamelar, rindeluirea fețelor nu este necesară în toate cazurile (de ex.: obiective industriale, sportive, etc. cu înălțime mare, unde ochiul nu mai distinge scurgerile de clei dintre lamele);

- în cazul armării lemnului lamelat cu fibră de sticlă, fața pe care se aplică fibra de sticlă nu trebuie rindeluită, conlucrarea dintre cele două materiale fiind cu mult mai bună în aceste condiții.

În Tabelul 3.15 se prezintă comparativ prețurile diferitelor tipuri de elemente experimentale studiate. Se menționează că acestea au rezultat în urma actualizării prețurilor de la nivelul anului 1984 (când s-au elaborat cercetările) pe baza unui coeficient de actualizare $k=1045$ (stabilit conform HG 945/1990, HG 26/1992, HG 500/1994).

Tabelul 3.15

Element Material	UM [cant/preț]	GM Martori [cant/preț]	GP 3PASφ8 [cant/preț]	GP 4PASφ6 [cant/preț]	GR 3rov300 [cant/preț]	GR 1rov800 [cant/preț]
1	2	3	4	5	6	7
Lemn rășinoase	m ³ / lei	0,08/ 449350	0,08/ 449350	0,08/ 449350	0,08/ 449350	0,08/ 449350
Grund	g/lei	- -	100/3658	100/3658	100/3658	100/3658
Bare PAS φ8	m/ lei	- -	12/ 173052	- -	- -	- -
Bare PAS φ6	m/ lei	- -	- -	16/ 165528	- -	- -
Rășină pt.lipire	g/ lei	- -	400/ 14212	400/ 14212	- -	- -
Roving pt.înfăș.	- lei	- -	- 2090	- 2090	- -	- -
Rășină pt.arm.	g/ lei	- -	- -	- -	700/ 24871	400/ 14212
Tesătură roving	m ² / lei	- -	- -	- -	2/ 46607	0,60/ 34736
Acetonă	lei	-	1568	1568	1568	1568
PRET/elem.	lei	449350	643930	636406	526054	503524

Analizându-se valorile prezentate în tabel, rezultă că cea mai eficientă variantă de armare este din punctul de vedere al prețului de cost, cea cu un singur strat de țesătură roving de 800 g/m² aplicată pe fața întinsă a grinzii lamelate încleiate. Datorită faptului că grinzile armate s-au realizat identice ca dimensiuni cu cele martor (nearthate), prețurile elementelor armate au rezultat mai mari.

Eficiența armării cu fibră de sticlă poate fi pusă în evidență egalând capacitatea portantă a unei grinzi nearmate cu cea a unei grinzi armate [3.5] astfel:

$$M = \sigma_m \cdot W_m = \sigma_f \cdot W_f \quad (3.6)$$

în care: M - momentul încovoietor al grinzii martor, respectiv al grinzii armate;

W_m, W_f - modulul de rezistență al grinzii martor, respectiv al grinzii armate;

σ_m, σ_f - efortul unitar normal al grinzii martor, respectiv al grinzii armate.

Modulul de rezistență al grinzii armate este deci :

$$W_f = W_m \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_f} \quad (3.7)$$

Raportul σ_m/σ_f fiind subunitar, rezultă reducerea secțiunii transversale a elementelor armate și deci a cantității de lemn ce intră în alcătuirea acestora.

3.2.7. Concluzii privind armarea lemnului cu fibră de sticlă

Pe baza studiilor efectuate asupra grinzilor lamelate încleiate armate cu fibră de sticlă au rezultat următoarele aspecte semnificative:

- Pentru realizarea unor grinzi de lemn de deschidere mare (30,0-50,0 m), necesare la acoperirea unor spații degajate, fără stâlpi intermediari, se poate utiliza lemnul lamelat încleiat. Această soluție prezintă avantajul deosebit al posibilității realizării lamelelor din mai multe tronsoane îmbinate pe lungime prin sistemul dinți-pană, nefiind necesare îmbinări cu piese din alte materiale (oțel).

- În cazul unor grinzi lamelate încleiate obișnuite, avantajul menționat permite realizarea elementelor din scânduri de lungimi reduse (1,5-2,0 m lungime) îmbinate în lung prin același sistem dinți-pană; în acest fel, se reintroduc în circuitul economic deșeuri ce pot fi încă utilizate sub formă de cherestea.

- Îmbinările scândurilor scurte constituie discontinuități, care influențează capacitatea portantă a elementelor. Pentru diminuarea efectului negativ al discontinuităților lamelelor se poate proceda la armarea elementelor, prin asocierea lemnului cu alte materiale.

- Pe baza studiilor și cercetărilor experimentale efectuate a rezultat ca cea mai eficientă variantă de armare cea cu un strat de țesătură de fibră de sticlă roving de 800 g/m^2 aplicată, prin lipire cu rășină poliestică, pe fața întinsă a elementului lamelat încleiat solicitat la încovoiere. Tesătura îmbunătățește comportarea elementului perturbată de întreruperile lamelelor (prin utilizarea cherestelei de dimensiuni reduse).

- Prin armare cu țesătură roving se obține un spor de capacitate portantă de cel puțin 50%, față de elementul identic nearmat. Acest spor, însă, este însoțit de o depășire considerabilă a săgeții admise. Impedimentul poate fi înlăturat prin realizarea grinzilor cu o contrasăgeată inițială aproximativ egală cu săgeata admisă, în acest mod realizându-se orizontalitatea grinzii la exploatare.

3.3. Grinzi de lemn armate cu benzi de oțel aplicate prin batere în cuie

Avându-se în vedere aspectele prezentate la pct.2.2.1, s-a abordat studiul comportării grinziilor de lemn armate cu benzi de oțel [3.25]. Intrucât normele de calcul românești nu cuprind reglementări pentru proiectarea unor astfel de elemente, s-a elaborat în cadrul cercetărilor efectuate o metodologie în acest sens.

3.3.1. Calculul grinziilor încovoiate din lemn, armate cu benzi de oțel

Problemele abordate la elaborarea metodologiei de calcul se referă la : capacitatea portantă la încovoiere, procentul optim de armare și efortul de alunecare la interfața lemn-tablă.

3.3.1.1. Capacitatea portantă la încovoiere

Pentru calculul capacității portante a grinziilor de lemn armate cu benzi de oțel, se consideră o grindă din lemn masiv solicitată la încovoiere, la care există contact perfect între banda de oțel și suprafața de lemn.

Metoda de determinare a capacității portante se bazează pe următoarele ipoteze:

- comportarea elastică a materialelor ;
- ipoteza secțiunilor plane a lui Bernoulli;
- conlucrarea perfectă între banda de oțel și suprafața de lemn.

În conformitate cu ultima ipoteză enunțată, se poate scrie egalitatea deformațiilor specifice de întindere ale armăturii ε_a și lemnului ε_{li} :

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{li} \quad (3.8)$$

Reprezentându-se variația eforturilor și deformațiilor specifice pe înălțimea secțiunii transversale a elementului (Fig.3.10), rezultă deformația specifică de întindere a lemnului ε_{li} , în funcție de cea de compresiune ε_{lc} :

$$\varepsilon_{li} = \frac{h - x}{x} \varepsilon_{lc} \quad (3.9)$$

Notând $\xi = \frac{x}{h}$, rezultă:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{li} = \frac{1 - \xi}{\xi} \varepsilon_{lc} . \quad (3.10)$$

Pentru determinarea poziției axei neutre, se scrie ecuația de proiecții din diagrama de variație a eforturilor:

$$-N_{lc} + N_{li} + N_a = 0 , \quad (3.11)$$

în care: N_{lc} - forța de compresiune în lemn ;

N_{li} - forța de întindere în lemn ;

N_a - forța de întindere în armătură.

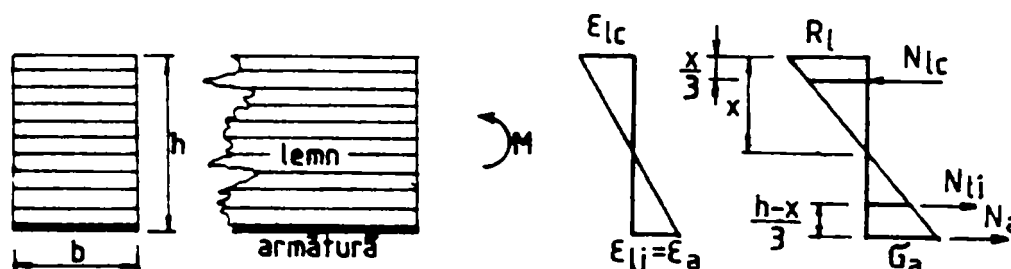


Fig.3.10. Variația eforturilor unitare normale și a deformațiilor specifice

Eforturile pot fi scrise :

$$N_{lc} = R_l \frac{x \cdot b}{2} = \frac{b \cdot h}{2} \cdot \xi \cdot R_l \quad (3.12)$$

$$N_{li} = \varepsilon_{li} \cdot E_l \cdot \frac{(h - x) \cdot b}{2} = \varepsilon_{lc} \cdot E_l \cdot \frac{(1 - \xi)^2}{2\xi} \cdot b \cdot h \quad (3.13)$$

$$N_a = A_a \cdot \sigma_a = A_a \cdot \varepsilon_a \cdot E_a = A_a \cdot E_a \cdot \varepsilon_{lc} \cdot \frac{1 - \xi}{\xi} \quad (3.14)$$

în care: R_l - rezistența de calcul a lemnului la compresiune;

σ_a - efortul unitar normal în armătură;

E_l, E_a - modulul de elasticitate al lemnului, respectiv al oțelului;

A_a - secțiunea transversală a armăturii (benzii de oțel).

Înlocuind relațiile (3.12) - (3.14) în (3.11) și ținând seama că $\varepsilon_{lc} = R_l / E_l$ rezultă:

$$-\frac{b \cdot h}{2} \cdot \xi \cdot R_l + \frac{(1 - \xi)^2}{2\xi} \cdot b \cdot h \cdot R_l + \frac{1 - \xi}{\xi} \cdot A_a \cdot \frac{E_a}{E_l} \cdot R_l = 0 \quad (3.15)$$

Notând cu $n_l = E_a/E_l$ coeficientul de echivalență al lemnului și $\mu_a = A_a/b \cdot h$ coeficientul de armare, poziția axei neutre va fi:

$$\xi = \frac{1 + 2 \cdot \mu_a \cdot n_l}{2(1 + \mu_a \cdot n_l)} \quad (3.16)$$

Momentul capabil al secțiunii armate se obține din ecuația de momente scrisă în raport cu N_a :

$$M = N_{lc} \cdot \left(h - \frac{x}{3} \right) - N_{li} \frac{h - x}{3} \quad (3.17)$$

Inlocuind N_{lc} și N_{li} cu relațiile (3.12), respectiv (3.13), rezultă:

$$M = W \cdot R_l \cdot \frac{3\xi - 1}{\xi} \quad (3.18)$$

sau cu ξ din relația (3.16):

$$M = W \cdot R_l \cdot \frac{1 + 4\mu_a \cdot n_l}{1 + 2\mu_a \cdot n_l} \quad (3.18.a)$$

Pentru simplificarea relației generale ce exprimă capacitatea portantă la încovoiere a grinzilor de lemn armate cu benzi de oțel se notează:

$$\zeta = \frac{1 + 4\mu_a \cdot n_l}{1 + 2\mu_a \cdot n_l} \quad (3.16.a)$$

rezultând:

$$M = \zeta \cdot W \cdot R_l \quad (3.18.b)$$

Se constată că momentul capabil al secțiunii de lemn armate cu o bandă de oțel este egal cu momentul secțiunii de lemn nearmate ($W \cdot R_l$) multiplicat cu un coeficient ζ ce ia în considerare procentul de armare μ_a și coeficientul de echivalență n_l .

3.3.1.2. Procentul optim de armare

Pentru stabilirea procentului optim de armare, care presupune atingerea rezistenței de calcul în armătură R_a , se scrie efortul unitar din armătură:

$$\sigma_a = E_a \cdot \varepsilon_a = E_a \cdot \varepsilon_{lc} \frac{1 - \xi}{\xi} = E_a \cdot \frac{R_l}{E_l} \cdot \frac{1 - \xi}{\xi} = n_l \cdot R_l \cdot \frac{1 - \xi}{\xi} \quad (3.19)$$

Se pune condiția:

$$\sigma_a < R_a, \quad \text{deci: } n_l \cdot R_l \cdot \frac{1-\xi}{\xi} < R_a. \quad (3.19)$$

Inlocuind ξ din relația (3.16), rezultă procentul optim de armare:

$$\mu_a > \left(\frac{n_l \cdot R_l}{R_a} - 1 \right) \cdot \frac{1}{2 \cdot n_l} \quad (3.20)$$

3.3.1.3. Efortul unitar de lunecare a armăturii față de elementul de lemn

Efortul unitar de lunecare τ se determină considerând un element diferențial de grindă dy (Fig.3.11):

Se scrie ecuația de echilibru a forțelor la nivelul armăturii :

$$-N_{a1} + N_{a2} - \tau \cdot b \cdot dy = 0 \quad (3.21)$$

Forțele de întindere în armătură sunt:

$$N_{a1} = A_a \cdot \sigma_{a1} \quad (3.22)$$

$$N_{a2} = A_a \cdot \sigma_{a2} \quad (3.23)$$

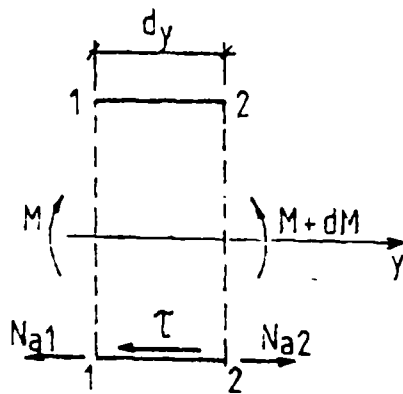


Fig. 3.11. Efortul unitar de lunecare la interfața lemn - tablă

Considerând σ_a conform relației (3.19):

$$N_a = A_a \cdot \frac{1-\xi}{\xi} \cdot n_l \cdot \sigma_l, \quad \text{în care } \sigma_l \text{ este dat de}$$

relația (3.18.a):

$$\sigma_l = \frac{M}{W \cdot \zeta}$$

relațiile (3.22) și (3.23) se scriu sub forma:

$$N_{a1} = A_a \cdot \frac{1-\xi}{\xi} \cdot n_l \cdot \frac{M}{W \cdot \zeta} \quad (3.22.a)$$

$$N_{a2} = A_a \cdot \frac{1-\xi}{\xi} \cdot n_l \cdot \frac{M + dM}{W \cdot \zeta} \quad (3.23.a)$$

Inlocuind valorile N_{a1} și N_{a2} în ecuația de echilibru (3.21), obținem expresia efortului unitar de lunecare:

$$\tau = \frac{1-\xi}{\xi} \cdot \frac{n_l}{b \cdot W \cdot \zeta} \cdot A_a \cdot \frac{dM}{dy} \quad (3.24)$$

Inlocuind pe ξ din relația (3.16) și ținând seama că dM/dy reprezintă forța tăietoare T din secțiune, efortul unitar de lunecare la interfața lemn-tablă este:

$$\tau = \frac{6n_l \cdot \mu_a}{1 + 4\mu_a \cdot n_l} \cdot \frac{T}{b \cdot h} \quad (3.24.a)$$

Metodologia de calcul prezentată a fost verificată pe grinzi lamelate încleiate din scânduri de dimensiuni reduse armate cu benzi de oțel; la aceste elemente s-a luat în considerare influența întreruperilor lamelelor în secțiunile de îmbinare a “scurtăturilor” prin afectarea relației (3.18.b) cu coeficientul $\alpha=0,8$ (vezi pct. 3.2.2.3).

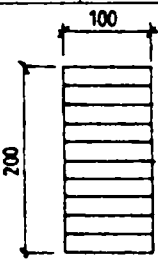
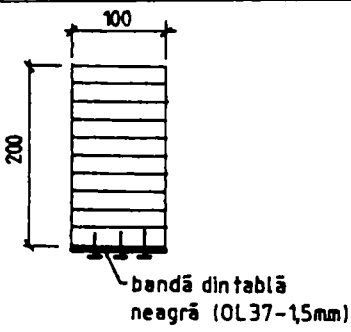
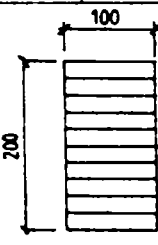
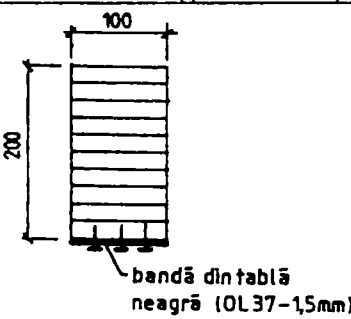
3.3.2. Cercetări experimentale

La studiul armării grinzilor lamelate încleiate din scânduri de lungimi reduse cu benzi de oțel aplicate prin batere în cuie, pentru comparație, s-au păstrat, aceleași dimensiuni ale elementelor, precum și schema statică și de încărcare din cazul grinzilor armate cu fibră de sticlă (pct.3.2.2). Programul experimental este prezentat în Fig. 3.12.

Benzile pentru armare s-au realizat din 3 tronsoane, decupate din panouri de tablă de 2 m lungime; aceste benzi s-au îmbinat prin suprapunere pe câte 10 cm în două secțiuni situate în afara zonei de moment maxim (în afara forțelor de încărcare). Imbinările fâșiilor de tablă s-au realizat cu cuiele de prindere pe suprafața de lemn. Cuiele de diferite diametre ($\phi 3$, $\phi 4$) și diferite lungimi (100 mm, 60 mm, 26 mm) s-au dispus în zonele de capăt ale grinzilor (zonele cu forțe tăietoare). Numărul acestora s-a stabilit din condiția de preluare a forței de lunecare, în funcție de capacitatea portantă a unui cui (pct.3.3.4).

3.3.3. Caracteristici fizico-mecanice ale materialelor

Caracteristicile fizico – mecanice ale materialelor s-au determinat prin încercări preliminare de laborator, pe epruvete confecționate special în acest scop, în vederea stabilirii unor valori teoretice cât mai exacte ale eforturilor caracteristice ale elementelor.

GRINZI DREPTE				
Nearmate		Armăte		
DN ₁	DN ₂	DA ₁	DA ₂	DA ₃ DA ₄
		2x28 cuie (φ4/100mm)	2x66 cuie (φ3/60mm)	2x66 cuie (φ3/26mm)
				
GRINZI CU CONTRASAGEATA INITIALA				
SN ₁	SN ₂	SA ₁	SA ₂	
		2x66 cuie (φ3/26 mm)		
				

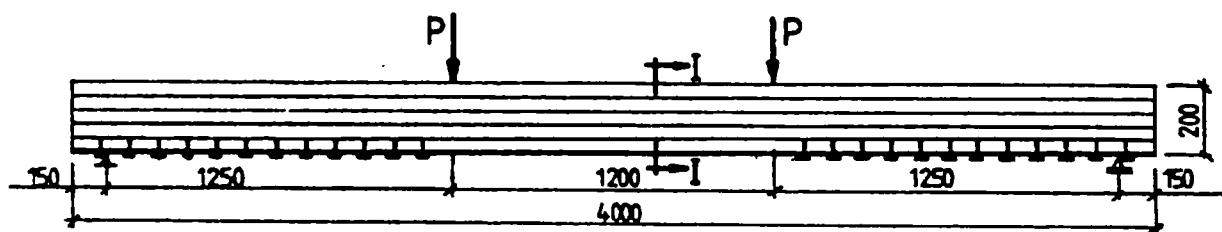


Fig. 3.12. Armarea grinzilor de lemn cu fâșii de tablă bătute în cuie

3.3.3.1. Lemnul

Rezistența la tracțiune paralel cu fibrele

S-a determinat în conformitate cu prevederile STAS 336/1-88 [3.17], pe un număr de 6 epruvete, rezultatele fiind centralizate în Tabelul 3.16.

S-a notat cu:

A - secțiunea epruvetei în zona centrală;

$R_t^n = P_r/A$ - rezistența normată a lemnului încercat paralel cu fibrele la întindere;

$R_{t,med}^n$ - valoarea medie a rezistenței normate la întindere paralel cu fibrele;

$R_t = k \cdot R_{t,med}^n$ - rezistența de calcul a lemnului la întindere paralel cu fibrele;

$k=0,27$ - coeficientul de omogenitate la întindere paralel cu fibrele [3.11].

Tabelul 3.16

Proba nr..	A [mm]	P ^r [kN]	R _t ⁿ [Nmm ²]	R _t ⁿ ,med [N/mm ²]	R _t [N/mm ²]
1	2	3	4	5	6
1	9,5x5,5	7,2	67,3	66,1	17,8
2	19,5x4,8	6,5	69,4		
3	17,5x4,8	5,5	65,5		
4	17,7x5,0	6,0	67,8		
5	20,0x5,0	6,5	65,0		
6	19,7x5,4	6,5	61,3		

Rezistența la compresiune paralel cu fibrele

S-a determinat conform prevederilor STAS 86/1-87 [3.14], pe un număr de 12 epruvete, rezultatele fiind centralizate în Tabelul 3.17.

Tabelul 3.17

Prisma nr.	A [mm]	P _r [kN]	R _c ⁿ [N/mm ²]	R _c ⁿ ,med [N/mm ²]	R _c [N/mm ²]
1	2	3	4	5	6
1	18,5x17,5	13,50	41,7	40,7	26,4
2	19,0x17,5	13,75	41,3		
3	18,5x17,3	13,50	41,7		
4	19,0x17,5	14,00	42,0		
5	20,0x18,0	14,25	39,6		
6	20,0x18,0	14,00	38,9		
7	19,6x17,8	14,50	41,8		
8	19,5x18,0	13,75	39,2		
9	19,5x18,0	13,50	38,5		
10	19,5x17,5	14,00	41,1		
11	20,0x18,0	14,50	40,3		
12	19,5x17,5	14,25	41,8		

Semnificațiile notațiilor din tabel sunt aceleași cu cele din Tabelul 3.16, cu precizarea că indicele “c” se referă la compresiunea în lungul fibrelor, iar $k=0,65$.

3.3.3.2. Tabla de oțel pentru armare

Inercarea la tracțiune a tablei (grosime 1,5 mm) s-a făcut conform STAS 200-87 [3.16] (aflat în vigoare în perioada elaborării cercetării), rezultând valorile din Tabelul 3.18.

Tabelul 3.18

Epruveta nr.	A [mm]	P ^r [kN]	R ^r [N/mm ²]	R ^r _{med} [N/mm ²]
1	2	3	4	5
1	1,5x26,0	17,00	435,9	428,7
2	1,5x25,0	18,50	493,3	
3	1,5x25,0	14,50	357,0	

3.3.3.3. Cuiele

Cuiele pentru fixarea tablei pe suprafața de lemn s-au încercat la tracțiune, obținându-se rezultatele din Tabelul 3.19.

Tabelul 3.19

Diametrul cuiului [mm]	Nr. cuiului	A [mm ²]	P ^r [kN]	R ^r [N/mm ²]	R ^r _{med} [N/mm ²]
1	2	3	4	5	6
φ4	1	12,56	10,50	836,0	862,5
	2		11,00	875,8	
	3		11,00	875,8	
φ3 /Lot 1/	1	7,06	6,80	963,2	966,7
	2		7,10	1005,7	
	3		6,60	934,8	
	4		6,80	963,2	
φ3 /Lot 2/	1	7,06	5,80	821,5	837,4
	2		6,00	849,8	
	3		6,00	849,8	
	4		5,85	828,6	

Se menționează că cele 2 loturi de cuie cu diametrul φ3 s-au utilizat combinat la grinzile experimentale, în calcule considerându-se o valoare medie a rezistenței la tracțiune.

3.3.3.4. Adezivul pentru îmbinarea lamelor de lemn

Grinzile lamelate s-au încleiat cu rășină fenol-rezorcin-formaldehidică importată din Ungaria (la SEPPL – Gheorgheni), datorită faptului că producătorul indigen al adezivului (Combinatul Chimic "Nitramonia" Făgăraș) nu mai elibera certificatul de garanție al calității cleiului. În urma încercării elementelor experimentale, s-a constatat calitatea mult mai slabă a cleiului utilizat față de cel indigen, folosit anterior la grinzile armate cu fibră de sticlă.

3.3.4. Calculul grinzilor experimentale utilizând caracteristicile reale ale materialelor

3.3.4.1. Calculul capacității portante

Grinzi nearmate

Acestea se verifică pe baza relației (3.1), avându-se în vedere faptul că grinziile au aceeași alcătuire cu cele studiate la pct.3.2. Rezistența la încovoiere statică σ_1 s-a considerat în cazul de față egală cu cea la compresiune în lungul fibrelor R_c^n (Tabelul 3.17) corectată cu un coeficient egal cu 0,65 (vezi pct. 3.2.4.1). Momentul de rupere al grinzilor martor rezultă:

$$M = \alpha \cdot (0,65 \cdot R_c^n) \cdot k_w \cdot W = 12,7 \text{ kN} \cdot \text{m}. \quad (3.1.a)$$

Conform schemei statice din Fig.3.12, se determină forța totală de rupere:

$$2P = 2 \cdot \frac{12,7}{1,25} = 20,32 \text{ kN}.$$

Grinzi armate

Verificarea grinzilor armate s-a făcut în 2 ipoteze:

- pe baza metodologiei prezentate la pct. 3.3.1 (relația 3.18.b), considerând $n_1=17,5$,

$$\mu_a = 100 \cdot \frac{A_a}{b \cdot h} = 0,75\% \quad \text{și ținând seama de aspectele prezentate la pct. 3.2.2.3 } (\alpha=0,8;$$

$W^c=k_w \cdot W$; $k_w=0,9$) și de defectele materialului lemnos ($\sigma_1=0,65 \cdot R_c^n$), astfel:

$$M^{rup} = \alpha \cdot W^c \cdot \sigma_1 \cdot \zeta = 24,9 \text{ kN} \cdot \text{m}, \text{ respectiv}$$

$$(2P)_1^{teor} = 2 \cdot \frac{24,9}{1,25} = 39,84 \text{ kN};$$

- considerând plasticizarea lemnului în zona comprimată (vezi relația 3.3), fără a se lua în considerare caracteristicile tablei pentru armare:

$$M^{rup} = 0,292 \cdot K \cdot \alpha \cdot k_w \cdot b \cdot h^2 \cdot \sigma_1 = 18,91 \text{ kN} \cdot \text{m}, \text{ respectiv}$$

$$(2P)_2^{teor} = 2 \cdot \frac{18,91}{1,25} = 30,25 \text{ kN}.$$

Valorile forțelor totale de rupere s-au cuprins în Tabelul 3.21 în vederea comparării cu rezultatele experimentale.

3.3.4.2. Calculul efortului unitar de lunecare tablă-lemn

Efortul de lunecare de la interfața lemn – tablă s-a calculat cu relația (3.24.a), rezultând: $\tau=0,506 \text{ N/mm}^2$.

Forța de alunecare totală N_1 , ce acționează la un capăt al grinzii (zona cu forță tăietoare), rezultă:

$$N_1 = 0,506 \cdot 10^{-3} \cdot 1250 \cdot 100 = 63,25 \text{ kN.}$$

3.3.4.3. Calculul îmbinării tablă-lemn cu cuie

Calculul îmbinării cu cuie s-a făcut în conformitate cu prevederile EC 5 [3.12], aplicând varianta de îmbinare oțel - lemn adaptată la situația concretă a elementelor experimentale. Considerând o singură secțiune de forfecare între tablă și lemn, capacitatea portantă a unui cui este dată de una din următoarele relații:

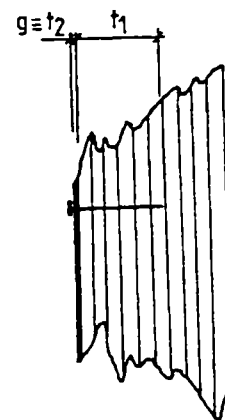
$$R_{\text{cui}} = \frac{f_b \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \left[\sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta)} + \frac{4\beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_y}{f_b \cdot d \cdot t_1^2} - \beta \right] \cdot 1,25 \quad (3.26)$$

$$\sqrt{\frac{2\beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot M_y \cdot f_b \cdot d} \cdot 1,4$$

- unde: t_1 - grosimea elementului de lemn /cm/;
 t_2 - grosimea elementului de oțel /cm/;
 f_b - efortul caracteristic în elementul de lemn (rezistența la strivire a lemnului în lungul fibrelor) /daN/cm²/;
 β - efortul caracteristic în elementul de grosime t_2 / efortul caracteristic în elementul de grosime t_1 ;
 d - diametrul elementului de îmbinare (cuiului) /cm/;

$$M_y = f_y \cdot \frac{d^3}{6} ;$$

f_y - rezistența de curgere a elementului de îmbinare (cui în cazul de față) /daN/cm²/.



Tabelul 3.20

Varianta	Cui		Tabla	Capacitatea portantă a unui cui conform EC 5							Nr. cui/capăt
	ϕ [mm]	l_c [mm]	g [mm]	t_1 [mm]	$t_2=g$ [mm]	f_b [N/mm ²]	β	f_y [N/mm ²]	M_y [N·mm]	R_{cui} [N/mm ²]	
I	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
I	4	100	1,5	90,0	1,5	26,4	26,13	650	6930	23,5	28
II	3	60		53,5				630	2840	13,0	48
III	3	26		18,0				630	2840	9,6	66

Cunoscând forța de alunecare totală N_1 și capacitatea portantă a unui cui R_{cui} , se stabilește numărul necesar de cuie ce trebuie prevăzut la un capăt de grindă (în zona cu forțe tăietoare).

Rezultatele calculelor efectuate conform precizărilor de mai sus, pentru 3 variante sunt prezentate în Tabelul 3.20.

3.3.5. Incercarea elementelor experimentale și interpretarea rezultatelor

Grinzile experimentale s-au încărcat progresiv, în trepte, respectându-se metodologia de încercare și măsurătorile de la grinzile armate cu fibră de sticlă (pct.3.2.3).

În cazul elementelor încercate s-au constatat două moduri distincte de cedare (Tabelul 3.21, col.10) și anume:

- majoritatea grinzilor au cedat prin dezlipirea lamelor la unul din capetele grinzii (între reazem și forța cea mai apropiată) sub efectul forței tăietoare ⁽²⁾, sau în zona centrală ⁽¹⁾; aceste moduri de rupere ilustrează calitatea slabă a adezivului utilizat la încleierea lamelor;
- ruperea lemnului în zona centrală întinsă ⁽³⁾, sub efectul momentului încovoietor.

Tabelul 3.21

Denum grinzii	Valori teoretice				Val.experiment.		$\frac{(2P)^{exp}}{(2P)_1^{teor}}$	$\frac{(2P)^{exp}}{(2P)_2^{teor}}$	Mod de cedare
	$(2P)_1^{teor}$ [kN]	Efect armare	$(2P)_2^{teor}$ [kN]	Efect armare	$(2P)^{exp}$ [kN]	Efect armare			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
DN ₁	20,32	0%	20,32	0%	26,00	0%	1,27	1,27	d.l.z.c. ⁽¹⁾
DN ₂					20,00		0,98	0,98	d.l.z.m. ⁽²⁾
DA ₁	39,84	96%	30,25	48,8	28,00	29%	0,70	0,93	d.l.z.c. ⁽¹⁾
DA ₂					30,00		0,75	0,99	r.l.z.c.î ⁽³⁾
DA ₃					32,50		0,82	1,07	r.l.z.c.î ⁽³⁾
DA ₄					28,00		0,70	0,93	d.l.z.c. ⁽¹⁾
SN ₁	20,32	0%	20,32	0%	22,00	0%	1,08	1,08	d.l.z.m. ⁽²⁾
SN ₂					22,50		1,11	1,11	d.l.z.m. ⁽²⁾
SA ₁	39,84	96%	30,25	48,8%	27,50	40%	0,69	0,91	d.l.z.m. ⁽²⁾
SA ₂					35,00		0,89	1,15	r.l.z.c.î ⁽³⁾

Notații: ⁽¹⁾ dezlipirea lamelor în zona centrală; ⁽²⁾ dezlipirea lamelor în zona marginală; ⁽³⁾ ruperea lamelor în zona centrală întinsă;

$(2P)_1^{teor}$, $(2P)_2^{teor}$ - valorile calculate ale forțelor totale de rupere (vezi pct. 3.3.4.1);

$(2P)^{exp}$ - valori experimentale ale forțelor totale de rupere.

Încărcarea finală a reprezentat valoarea maximă a încărcării (2P) înregistrate, corespunzând ieșirii din lucru a grinzilor conform unuia din modurile prezentate.

În Tabelul 3.21 s-au comparat valorile experimentale ale forțelor totale de cedare cu valorile teoretice determinate în cele 2 variante (vezi pct.3.3.4.1). Metodologia de calcul prezentată la pct. 3.3.1 ia în considerare influența caracteristicilor benzilor de armare prin procentul de armare și coeficientul de echivalență, fiind mai complexă. Metoda simplificată de calcul ce ține seama de plasticizarea lemnului în zona comprimată (vezi pct. 3.2.5.3) a dat și în acest caz rezultate mai bune.

Analizându-se valorile experimentale ale forțelor de cedare ale grinzilor încercate, se constată că acestea sunt situate, în general, sub valorile teoretice (Tabelul 3.21, col.8 și 9), fapt datorat cedării elementelor în încleiere din cauza adezivului necorespunzător.

Referitor la valorile săgeților măsurate pe parcursul încercărilor, a rezultat clar efectul favorabil al contrasăgeții inițiale, deoarece prin armarea cu benzi de oțel nu se mărește rigiditatea grinzilor lamelate încleiate (fapt constatat și în cazul armării cu fibră de sticlă).

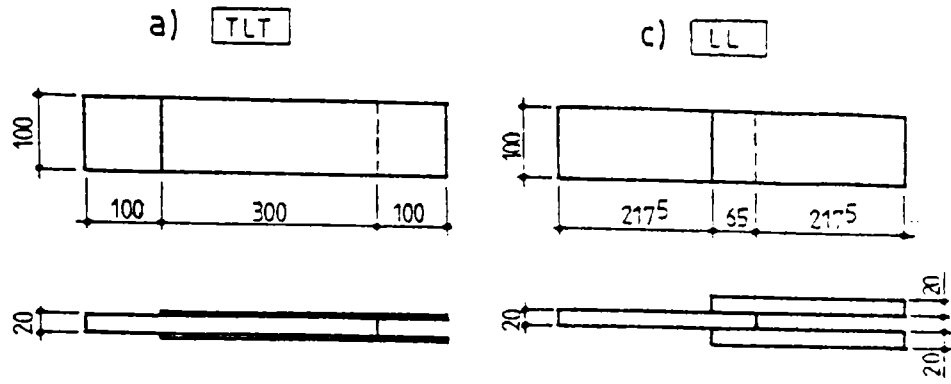
Pe baza cercetărilor experimentale efectuate asupra grinzilor lamelate încleiate armate cu benzi de oțel fixate prin batere în cuie s-au desprins câteva aspecte.

- Prin fixarea în cuie a benzilor de oțel de grinzile de lemn s-au înregistrat valori mici ale deplasărilor tablei față de lemn, măsurate la capetele grinzilor, pe tot parcursul încercărilor.
- Diametrul și lungimea cuielor nu influențează comportarea de ansamblu a elementelor. Deoarece aceste mărimi intervin în calculul capacității portante a cuielor (conform metodologiei propuse în EC 5), rezultă pentru același diametru un număr mai mare de cuie de lungime mai mică (vezi variantele II și III din Tabelul 3.20).
- În cazul unor elemente identice, prevederea aceleiași număr de cuie cu același diametru, dar lungimi diferite (grinda DA₂, față de DA₃ și DA₄) nu influențează comportarea de ansamblu a elementelor.

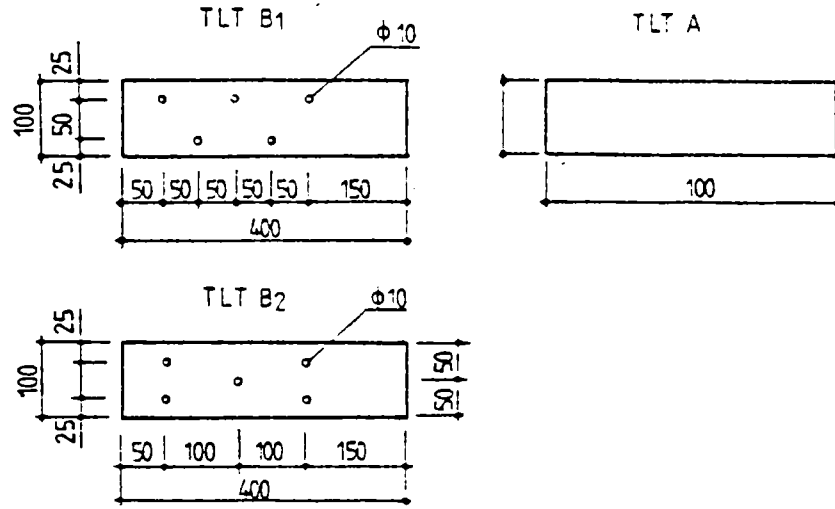
3.4. Grinzi de lemn armate cu benzi de oțel aplicate prin lipire

3.4.1 Cercetări preliminare de laborator

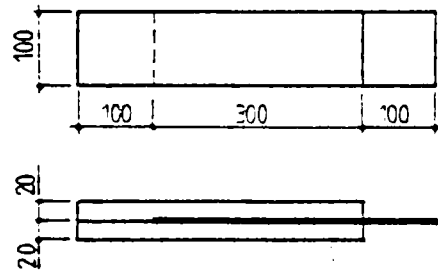
În vederea realizării unei armări adecvate a grinzilor de lemn cu benzi de oțel, s-au efectuat unele cercetări preliminare [3.26] privind lipirea tablei pe suprafața de lemn cu adeziv Alorex 106 (pct.3.1.3, Tabelul 3.4).



Conformația tablelor la epruvete :



b) LTL



Conformația tablelor la epruvete :

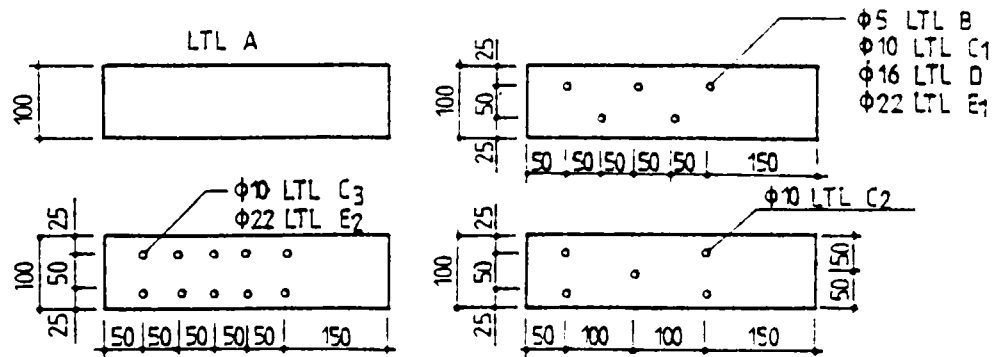


Fig. 3.13. Conlucrare lemn-tablă. Incercări pe epruvete

Studiile s-au desfășurat pe trei tipuri de epruvete (Fig.3.13): TLT – tablă-lemn-tablă, LTL – lemn-tablă-lemn și LL – lemn-lemn.

Epruvete TLT (tablă-lemn-tablă; Fig.3.13.a):

Aceste epruvete modelează aplicarea unei fâșii de tablă pe fața întinsă a grinzii de lemn. S-au confecționat 3 variante diferite, încercându-se câte 3 epruvete identice pentru fiecare variantă:

- cu tabla plină (TLT A);
- cu tabla perforată cu orificii $5\phi 10$ dispuse nesimetric (TLT B1): conlucrarea lemn-tablă a fost îmbunătățită prin “diblurile” din rășină Alorex create în dreptul orificiilor tablei;
- cu tabla perforată cu orificii $5\phi 10$ dispuse simetric (TLT B2): s-a realizat aceeași îmbunătățire a conlucrării lemn-tablă ca și la epruvetele TLT B1.

Diferențele dintre comportările epruvetelor TLT B1 și TLT B2 fiind neesențiale, aceste epruvete au fost cuprinse în Tabelul 3.22 sub denumirea TLT B.

Epruvete LTL (lemn-tablă-lemn; Fig. 3.13.b)

Prin aceste epruvete s-a modelat lipirea fâșiei de tablă între ultimele două lamele ale unei grinzi lamelate încleiate. S-au confecționat mai multe variante de astfel de epruvete, încercându-se câte 3 epruvete identice pentru fiecare variantă:

- cu tabla plină (LTL A);
- cu tabla perforată cu orificii de diferite diametre: $5\phi 5$ (LTL B); $5\phi 10$ nesimetrice (LTL C1); $5\phi 10$ simetrice (LTL C2); $10\phi 10$ (LTL C3); $5\phi 16$ (LTL D); $5\phi 22$ (LTL E1); $10\phi 22$ (LTL E2).

Epruvete LL (lemn-lemn; Fig. 3.13.c):

Prin lipirea a două scânduri între ele, s-a modelat o secțiune a diblurilor din Alorex 106 egală cu suprafața încleiată.

În urma încercării epruvetelor, s-au conturat unele aspecte concretizate prin rezultatele prezentate în Tabelul 3.22:

- Fâșiile de tablă neperforate au conlucrat nesatisfăcător cu suprafața de lemn, rezultând valori mici ale rezistenței la forfecare τ a peliculei de rășină (col.7; epruvetele TLT A și LTL A).
- Prin perforarea tablei, conlucrarea lemn-tablă s-a îmbunătățit considerabil (col.7).
- La epruvetele de tip LTL, diblurile din rășină au realizat o legătură directă între cele două lamele de lemn. În aceste condiții, s-a constatat o scădere a eforturilor unitare de

forfecare a diblurilor cu creșterea diametrului acestora (col.8), fenomen ce poate fi explicat pe baza efectului de scară în ruperea fragilă a materialelor. Acest efect a fost pus în evidență de rezultatele obținute de Davidenkov, Shevadin și Wittman citați în [3.2], care au efectuat încercări pe bare și grinzi de oțel la temperaturi foarte scăzute; rezultatele determinărilor au arătat că, la o creștere a dimensiunilor epruvetelor, se obține o scădere a valorii medii a rezistențelor (la aceeași probabilitate de rupere) și respectiv o creștere a probabilității de cedare (la aceeași valoare a rezistențelor). Făcând analogia între aceste rezultate și comportarea diblurilor de Alorex de la epruvetele încercate, s-a asociat scăderea rezistenței la forfecare a diblurilor cu creșterea diametrului acestora.

Tabelul 3.22

Nr. crt.	Tipul epruv.	Sup.lipită lemn-tab. A [mm ²]	Dibluri Alorex Nr.φ A _{diblu}	Forța de cedare medie [N]			τ=F/A [N/mm ²]	τ _d =F ₂ /A _{dib} [N/mm ²]
				totală F	din care preluată de			
0	1	2	3	4	5	6	7	8
1	TLT A	30000	-	10750	10750	-	0,358	-
2	TLT B	29600	<u>5φ10</u> 392,5	12050	9330	2720	0,402	6,92
3	LTL A	30000	-	9450	9450	-	0,315	-
4	LTL B	29900	<u>5φ5</u> 98,1	11500	9420	2080	0,383	21,20
5	LTLC ₁	29600	<u>5φ10</u> 392,5	13950	9330	4620	0,465	11,77
6	LTLC ₂	29600	<u>5φ10</u> 392,5	14417	9326	5091	0,480	12,97
7	LTLC ₃	29215	<u>10φ10</u> 785,0	14833	9203	5630	0,494	7,17
8	LTL D	29000	<u>5φ16</u> 1004,8	14583	9135	5448	0,486	5,42
9	LTLE ₁	28100	<u>5φ22</u> 1899,7	17000	8850	8150	0,567	4,29
10	LTLE ₂	26201	<u>10φ22</u> 3799,0	14917	8253	6664	0,497	1,75
11	LL	6500	= 6500,0	17500	-	17500	-	2,69

- Aceeași legătură directă dintre lamelele de lemn prin diblurile de rășină explică comportarea mai eficientă a epruvetelor LTL față de TLT.
- Capacitatea portantă a îmbinării a crescut cu mărirea diametrelor orificiilor (φ5...φ22); având în vedere aspectul menționat mai sus cu privire la scăderea efortului unitar de forfecare a diblurilor, se consideră pentru practică convenabil diametrul φ10.

3.4.2. Programul cercetărilor experimentale pe elemente

În vederea testării comportării la încovoiere a elementelor lamelate încleiate din scânduri de lungimi reduse armate cu benzi de oțel aplicate prin lipire, s-a alcătuit un program experimental cuprinzând 10 grinzi (Fig. 3.14), [3.27].

Pe baza încercărilor preliminare (pct.3.4.1, Tabelul 3.22), s-au ales două variante de armare a grinzilor și anume:

- fâșia de tablă lipită pe fața întinsă a grinzii de lemn;
- fâșia de tablă lipită între ultimele două lamele întinse ale grinzii.

Primul mod de armare este ușor de realizat, fiind aplicabil și în cazul reparării unor elemente din lemn cu un anumit grad de degradare. În cazul celui de-al doilea mod de armare, se realizează protecția tablei împotriva coroziunii; totodată soluția se pretează la grinzile realizate din scânduri de dimensiuni reduse, fâșia de tablă și lamela de lemn periferică continuă micșorând efectul negativ al îmbinărilor dinți până .

Se precizează că elementele martor GM_2 și GM_4 s-au încercat inițial până la rupere, consolidându-se apoi cu câte o fâșie de tablă perforată lipită pe fața întinsă de lemn (GMA_2 și GMA_4) încercându-se din nou în aceleași condiții ca și grinzile LT_1 și LT_2 , respectiv LT_3 și LT_4 .

Grinzile lamelate încleiate din scurtături de cherestea au fost confecționate la SEPPL-Gheorgheni, utilizându-se scânduri de brad de diferite lungimi și de 20 mm grosime, ca și în cazul soluțiilor de armare prezentate la pct.3.2 și 3.3; lungimea lamelelor grinzilor s-a obținut tot prin îmbinarea scurtăturilor de cherestea prin sistemul dinți până în diferite secțiuni pe înălțimea grinzii. Pentru încleierea lamelelor s-a utilizat clei pe bază de rezorcin-formaldehidă din import.

Grinzile lamelate din lemn s-au armat cu benzi de oțel aplicate prin lipire în zona întinsă a acestora operație realizată în laboratorul Filialei INCERC Timișoara.

În vederea îmbunătățirii conlucrării dintre tablă și lemn, fâșiile de tablă s-au perforat în prealabil cu orificii $\phi 10$ mm , schema de perforare a tablei (Fig.3.15) stabilindu-se în concordanță cu configurația orificiilor practicate în fâșiile de tablă ale epruvetelor încercate anterior (pct. 3.4.1). Benzile de tablă pentru armarea grinzilor s-au perforat în zonele de la capete (între reazeme și forța aplicată apropiată acestora), unde eforturile tangențiale între lemn și tablă au valori mari; la elementele de 6 m lungime perforarea tablei a continuat și în zona cuprinsă între forțele marginale și cele centrale, orificiile dispunându-se la distanțe duble, față de zonele marginale.

Denum. grinzii	Schema statică și de încărcare [cm]	Secțiunea transv. [cm]	Particularități			
GM ₁			Grinzi martor (nearmate)			
GM ₂			Tabla perforată (t=1,2mm) lipită pe fața întinsă a grinzii			
LT ₁				Tablă perforată (t=1,2 mm) lipită între ultimele două lamele		
LT ₂					Grinzi martor (nearmate)	
GMA ₂						Tabla perforată (t=1,5mm) lipită pe fața întinsă a grinzii
LTL ₁						
LTL ₂						
GM ₃						
GM ₄						
LT						
LT ₄						
GMA ₄						

Fig. 3.14. Armarea grinzilor de lemn cu tablă aplicată prin lipire

Aplicarea tablei pe suprafața de lemn s-a efectuat prin lipire cu rășină epoxidică Alorex 106 (pct.3.1.3; Tabelul 3.4), printr-o tehnologie simplă, cuprinzând următoarele etape:

a). Grinzile LT și GMA

- curățirea de impurități a feței grinzii de lemn care va ajunge în contact cu fâșia de tablă;
- degresarea cu decanol a suprafeței tablei ce urmează a fi lipită pe lemn;
- întinderea prin pensulare a rășinii pe suprafețele ce ajung în contact (lemn și oțel);

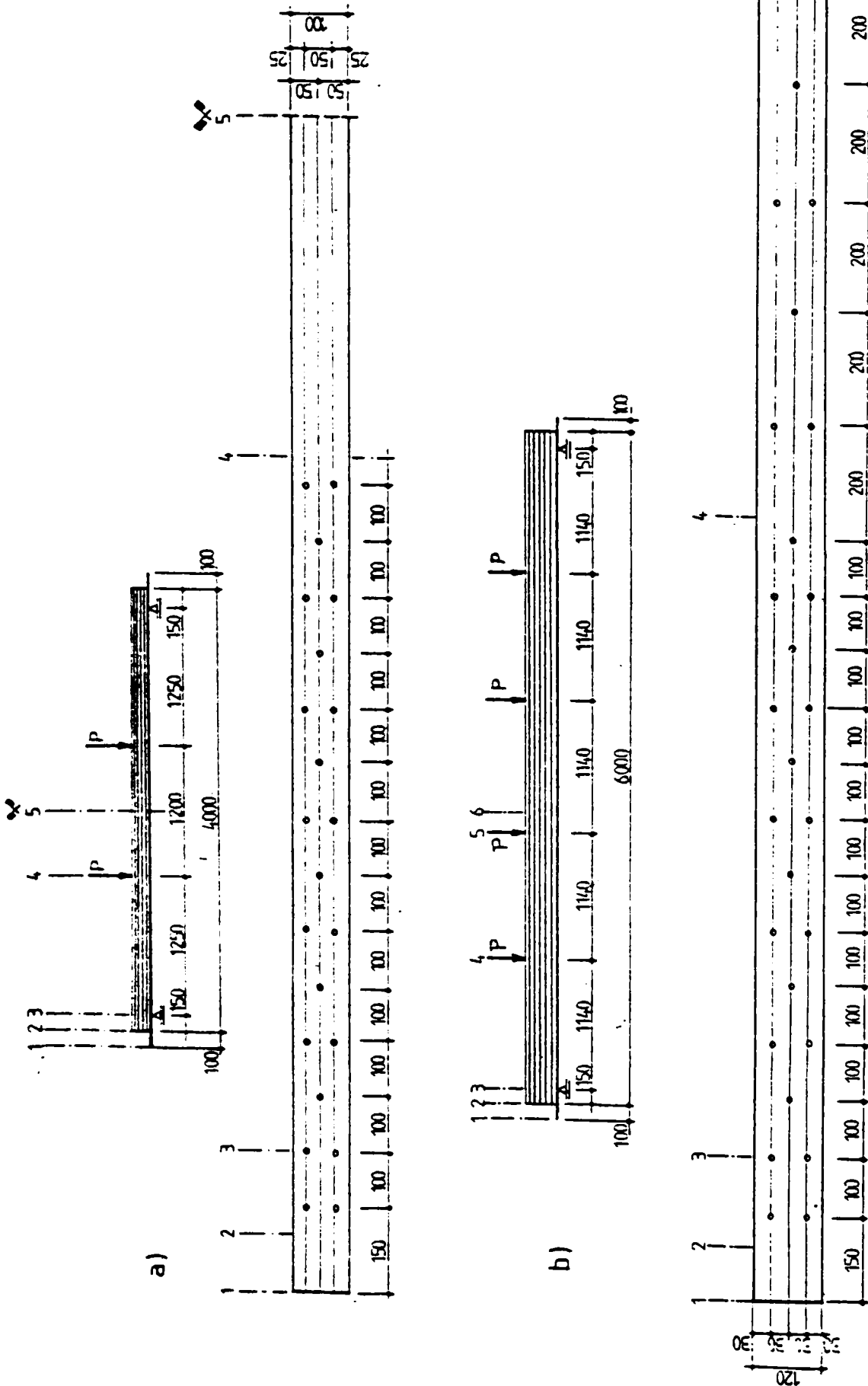


Fig. 3.15. Perforarea tablei pentru armarea grinzilor de lemn

- așezarea fâșiei de tablă unse pe suprafața unsă de lemn și presarea acesteia cu greutate sau juguri de strângere pe toată lungimea grinzii.

b). Grinzile LTL

- lipirea fâșiei de tablă pe fața grinzii de lemn utilizându-se aceeași tehnologie ca mai sus;

- repetarea operațiilor pentru aplicarea peste fâșia de tablă a unei lamele continue din lemn (fără îmbinări dinți-pană);

- presarea cu greutate, sau strângerea cu juguri a acestei lamele pe toată lungimea grinzii.

3.4.3. Caracteristicile fizico-mecanice ale materialelor componente

3.4.3.1. Lemnul

După cum s-a arătat la grinzile armate cu fibră de sticlă (pct.3.2.4), grinzile lamelate realizate prin încleierea unor scurtături de cherestea din diferite specii de rășinoase sunt, din acest motiv, neomogene în secțiune și pe lungime, impunându-se determinarea caracteristicilor fizico-mecanice ale lemnului lamelat încleiat pe epruvete de dimensiuni mari extrase din elementele experimentale. Pentru stabilirea rezistenței la compresiune și a modului de elasticitate paralel cu fibrele s-au extras din grinzi prisme având dimensiunile 100x100x300 mm. Rezultatele determinărilor sunt prezentate în Tabelul 3.23.

Tabelul 3.23

Prisma [mm]	Rezist. la compresiune R_1 [N/mm ²]		Modulul de elasticitate E_1 [N/mm ²]	
	pe epruvete	valoare medie	pe epruvete	valoare medie
1	2	3	4	5
1	31,2	34,2	-	13189
2	35,4		-	
3	32,2		13044	
4	37,8		13333	

3.4.3.2. Tabla pentru armare

Caracteristicile tablei s-au determinat pe baza încercării la tracțiune a unor epruvete conform SR EN 10002/1, rezultatele obținute centralizându-se în Tabelul 3.24.

3.4.3.3. Rășina epoxidică Alorex

Principalele caracteristici ale rășinii Alorex 106 utilizată pentru lipirea tablei pe fața întinsă a grinzii de lemn, au fost date în Tabelul 3.4.

Tabelul 3.24

Grosime Tablă [mm]	Rezistența de curgere σ_c [N/mm ²]		Rezistența de rupere σ_r [N/mm ²]		Alungire [mm/5cm]	
	pe epruv.	val.medie	pe epruv.	val.medie	pe epruv.	val.medie
1	2	3	4	5	6	7
1,2	317	317	397	395	11	9
	312		390		11	
	312		398		5	
1,5	244	246	372	364	17	18
	248		360		18	
	345		360		18	

3.4.4. Calculul elementelor experimentale pe baza caracteristicilor reale ale materialelor

Elementele experimentale s-au calculat ca și cele armate cu benzi de oțel fixate prin batere în cuie (vezi pct. 3.3.4.1), utilizându-se caracteristicile reale ale materialelor determinate mai sus.

În Tabelul 3.25 sunt date momentele capabile ale secțiunilor transversale determinate în cele 2 variante: cu relația (3.18.b) (col.7) și ținând seama de plasticizarea zonei comprimate (col.9).

Tabelul 3.25

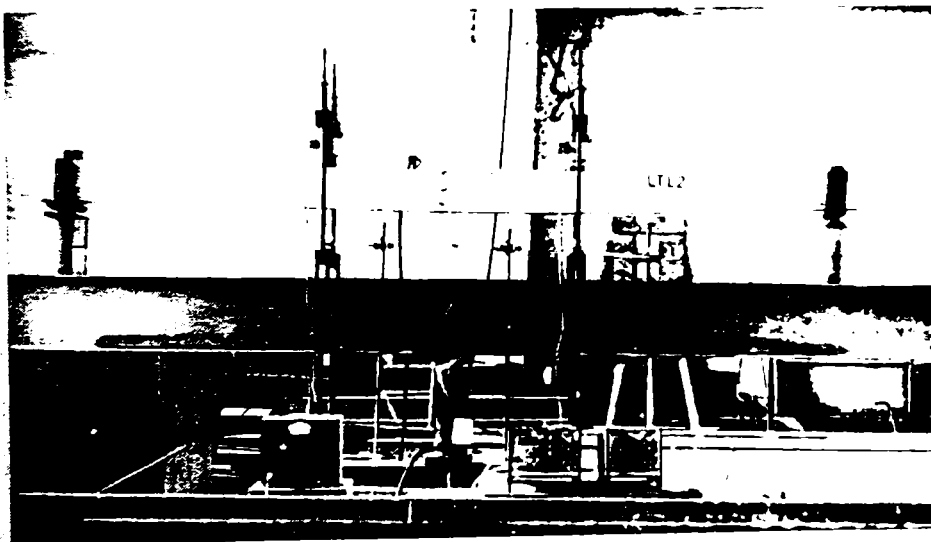
Caracteristicile elem. experimentale				Relația (3.18.b)			Plasticiz. Z. compr.	
Denum.	b x h [cm]	W [cm ³]	A _a [cm ²]	$H_b = \frac{A_a}{b \cdot h} \cdot 100$	ζ -rel. 3.16.a	M ₁ [kN.m]	K	M ₂ [kN.m]
1	2	3	4	5	6	7	8	9
GM ₁	10 x 20	667	-	-	1,00	20,53	0,85	20,53
GM ₂	"	"	-	-	1,00	"		"
LT ₁	"	"	10x 0,12	0,60	1,95	20,79		"
LT ₂	"	"	"	"	1,95	"		"
LTI ₁	10 x 22	807	"	0,54	1,94	25,02		26,70
LTL ₂	"	"	"	"	1,94	"		"
GM ₃	12 x 30	1800	-	-	1,00	55,40	0,80	55,40
GM ₄	"	"	-	-	1,00	"		"
LT ₃	11,5x29	1612	12x0,15	0,54	1,94	50,00		50,21
LT ₄	"	"	"	"	1,94	"		"

Se constată valori apropiate ale capacităților portante determinate în cele 2 variante. Pe baza momentelor capabile s-au stabilit forțele totale de rupere ale elementelor experimentale

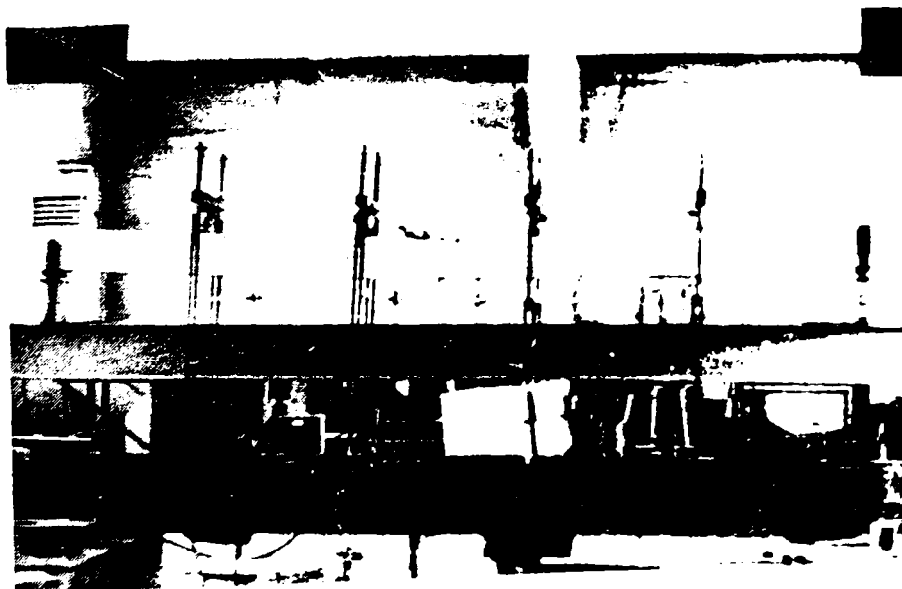
care s-au comparat cu valorile experimentale obținute pe baza încercării grinzilor (tabelul 3.26)

3.4.5. Efectuarea încercărilor

Grinzile compuse lemn-tablă realizate conform precizărilor anterioare au fost încercate la INCERC Filiala Timișoara, pe un stand prezentat în Fig.3.16.



a). Grinză
l=4,00 m



b). Grinză
l=6,00 m

Fig. 3.16. Standul de încercări

Încărcarea s-a făcut în trepte, realizându-se în primul rând două cicluri încărcare-descărcare (pentru așezarea elementelor) până la un nivel stabilit diferențiat în funcție de tipul grinzii:

- la elementele martor GM_1 și GM_2 s-a depășit cu o treaptă valoarea celei teoretice de exploatare ($P^{expl} \sim 0.5P^{rupere}$);

- elementele armate GL_1 și GL_2 s-au încărcat până la aproximativ 20...30 kN, trepte corespunzând aproximativ valorilor experimentale ale încărcării de exploatare a grinzilor martor;

- în cazul elementului GMA_2 (GM_2 armat după rupere) s-a efectuat un singur ciclu încărcare-descărcare până în apropierea valorii teoretice a încărcării de exploatare;

- grinzile LTL_1 și LTL_2 , cu fâșia de tablă situată între ultimele două lamele de lemn, s-au încărcat până la aproximativ atingerea săgeții admise $f_a = l/250$ [3.13];

- elementele de 6 m lungime (GM_3 , GM_4 , LT_3 , LT_4 , GMA_4) s-au încărcat, ca și cele precedente, până la o treaptă corespunzând unei valori a săgeții apropiată de cea admisă.

După ciclurile încărcare-descărcare, s-a procedat la încărcarea elementelor până la rupere.

Pe parcursul încercărilor s-au măsurat la fiecare treaptă de încărcare valorile forțelor, săgețile și deformațiile specifice corespunzătoare, cu aparate amplasate pe grinzi conform schițelor din Fig.3.17, astfel:

- valorile treptelor de încărcare s-au măsurat cu ajutorul unor doze de presiune de câte 10 tf montate sub forțe și conectate fiecare la câte o punte tensometrică digitală; în acest fel s-au putut urmări cu precizie nu numai valorile încărcărilor, dar și stabilizarea acestora la fiecare treaptă;

- săgețile s-au înregistrat cu comparatoare cu fir ($F_1...F_5$) montate sub fiecare forță și la mijlocul deschiderii grinzilor;

- deformațiile specifice s-au măsurat cu traductori electrezistivi lipiți pe lemn (TER 50H) și pe tablă (TER 20H) în secțiunea centrală a grinzii, conectați la o punte tensometrică tip Hugenberger.

3.4.6. Rezultatele încercărilor experimentale

Prin încercarea grinzilor lamelate încleiate, cu sau fără benzi de tablă lipite pe fața întinsă a acestora, s-au urmărit următoarele aspecte:

- comportarea grinzilor pe parcursul încercării și modul de cedare al acestora;
- evoluția săgeților până la rupere;
- valorile și variația deformațiilor specifice, respectiv a eforturilor unitare normale;
- comportarea conlucrării lemn-tablă pe parcursul încercărilor.

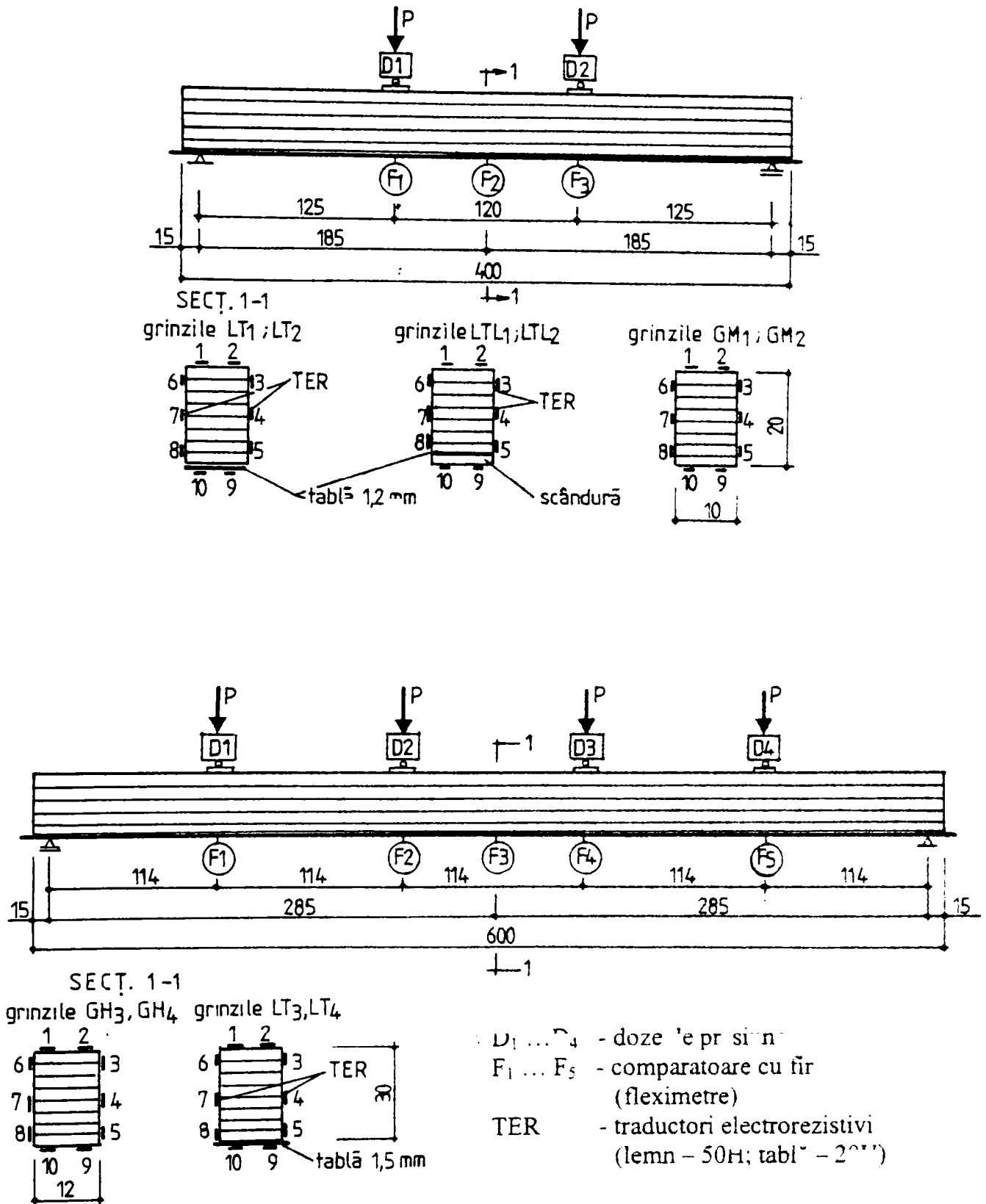


Fig. 3.17. Poziția aparatelor de măsură

3.4.6.1. Modul de cedare al elementelor

La toate elementele, încercarea s-a condus până la rupere, înregistrându-se valoarea maximă a încărcării ce corespunde ieșirii din lucru a acestora. S-au constatat două moduri caracteristice de rupere a elementelor încercate și anume:

a). cedarea lemnului la întindere (grinzile GM₁, LT₁, LT₂, GM₃, LT₃, LT₄), în cazurile în care zona întinsă a elementelor era slăbită prin prezența unor îmbinări dinți-pană între scurtăturile de cherestea, dispuse în poziții defavorabile (în lamela periferică întinsă, în zona centrală a grinzii); deși fâșia de tablă lipită pe fața întinsă a grinzilor a îmbunătățit substanțial continuitatea zonei întinse perturbată prin îmbinările dintre scurtăturile de cherestea, întreruperile lamelelor rămân totuși secțiuni slabe (defecte) de unde se inițiază ieșirea din lucru;

b). cedarea zonei comprimate prin dezlipirea lamelelor (grinzile GM₂, GM₄, LTL₁, LTL₂), în cazurile când zona întinsă este intactă (fără defecte), iar în zona comprimată există secțiuni slăbite (noduri, lipire defectuoasă a lamelelor între ele, etc.).

În Anexa A (Fig. A.5, A.6, A.7) sunt arătate câteva exemple privind modurile de cedare ale elementelor experimentale .

Tabelul 3.26

Elemente experim.	Moduri de cedare	P ^{teor} [kN]		P ^{exp} [kN]	$\frac{P^{exp}}{P_1^{teor}}$	$\frac{P^{exp}}{P_2^{teor}}$
		P ₁ ^{teor}	P ₂ ^{teor}			
1	2	3	4	5	6	7
GM ₁	a	32,85	32,85	43,40	1,32	1,32
GM ₂	b	“	“	56,00	1,70	1,70
LT ₁	a	33,26	35,31	70,98	2,13	2,01
LT ₂	b	“	“	39,45	1,18	1,12
GMA ₂	a	32,85	-	46,86	1,42	-
LTL ₁	b	40,03	42,72	53,60	1,33	1,27
LTL ₂	b	“	“	39,00	0,97	0,91
GM ₃	a	64,80	64,80	55,50	0,86	0,86
GM ₄	b	“	“	68,00	1,05	1,05
LT ₃	a	58,50	58,72	58,00	0,99	0,99
LT ₄	b	“	“	57,00	0,97	0,97
GMA ₄	b	64,80	-	60,00	0,93	-

În Tabelul 3.26 sunt date forțele totale de cedare ale elementelor experimentale determinate pe baza momentelor capabile din Tabelul 3.25. Pentru elementele martor GM calculul s-a efectuat cu relația (3.1), considerând $\alpha=1$ și $\sigma_1=R_c^n$ deoarece grinzile au fost

realizate practic din lamele întregi fără defecte vizibile. La grinzile armate calculul s-a efectuat în 2 ipoteze:

- cu relația (3.18.b), propusă la pct. 3.3.1.1;
- pe baza relației (3.3), ținând seama de plasticizarea lemnului în zona comprimată.

În ambele cazuri s-au luat în considerare influența întreruperilor lamelelor ($\alpha=0.8$) și a defectelor lemnului ($\sigma_1=0,65 \cdot R_c^n$), deși elementele experimentale au fost foarte neomogene ca și conformație.

Se constată împrăștieri mari ale valorilor forțelor de rupere la aceleași tipuri de elemente. Acest aspect este explicabil datorită conformației grinzilor, poziției diferite a unor defecte în secțiunile transversale (noduri, întreruperi de lamele, zone cu lipire defectuoasă a lamelelor între ele). Defectele în zonele de efort maxim (întindere sau compresiune) afectează capacitatea portantă a grinzilor, diminuând efectul favorabil al armării. Ca urmare se produce o redistribuire de eforturi, ce nu mai pot fi preluate de zonele învecinate, conducând la cedarea secțiunii respective.

Efectul armării asupra capacității portante a grinzilor încercate s-a putut evidenția în cazul elementelor GM₁ și LT₁ (4,0m), comparabile ca poziție a defectelor în zonele cu eforturi maxime, rezultând un spor al acesteia cu 63,4 % și al elementelor GM₃ și LT₃ (6,0m), la care sporul de capacitate portantă a fost de 12 %.

În cazul grinzii GMA₄ armată după ruperea grinzii martor GM₄, a rezultat o comportare bună la reîncercare, atingându-se 88% din capacitatea portantă a grinzii GM₄ din care provine. Urmare acestei constatări se poate sugera soluția de consolidare a grinzilor degradate. În cazul unor grinzi lamelate încleiate degradate sub efectul eforturilor unitare tangențiale, dezlipirile dintre lamele pot fi remediate cu fâșii de tablă aplicate prin batere în cuie pe fețele laterale ale grinzii (de-a lungul "fisurii longitudinale") și apoi elementul se armează cu o bandă de oțel aplicată prin lipire pe fața întinsă. În acest mod, grinda poate fi supusă în continuare încărcărilor de exploatare.

Urmărind corelația dintre valorile calculate și cele experimentale (Tabelul 3.26, col.6 și 7) s-au obținut rezultate mulțumitoare; excepție fac elementele GM₂ și LT₁, la care valorile experimentale ale forțelor de rupere sunt mult mai mari față de cele calculate, explicația fiind confecționarea foarte îngrijită a acestor elemente (foarte puține lamele întrerupte, fără defecte vizibile ale lemnului, încleiere continuă a lamelelor).

3.4.6.2. Deplasări (săgeți)

Săgețile elementelor la rupere și la valoarea apreciată a forței de exploatare sunt prezentate în Tabelul 3.27.

Valorile forțelor de exploatare P_{expl} (col.3) s-au obținut considerând un coeficient de siguranță de 2,5, utilizat frecvent în cazul construcțiilor din lemn: $P_{expl}=0,4 P_{rup}$.

Din valorile prezentate în tabel rezultă (ca și la pct.3.3) că tabla aplicată în zona întinsă a grinzilor influențează în mai mică măsură rigiditatea elementelor și deci mărimea săgeților. La grinzile armate LT_1 și LTL_1 deși forțele de exploatare sunt mai mari decât valorile medii ale forțelor de exploatare ale martorilor GM_1 și GM_2 , săgețile corespunzătoare sunt mai mici decât cele ale martorilor cu 12%, respectiv 7%. În cazul elementelor de 6 m lungime acest efect este mai redus.

În general, grinzile încercate au înregistrat la exploatare săgeți mai mari decât cele admise [3.13], $f_a=1/250$ (col.5, față de col.7). La majoritatea grinzilor forțele corespunzătoare stării limită de deformații (col.2) sunt mai mari decât cele de exploatare calculate (col.3), diferențele procentuale exprimate față de P_{expl} fiind date în col.4 cu excepția grinzilor reîncercate GMA_2 și GMA_4 , precum și a celei cu defecte multiple LT_2 . Impedimentul depășirii valorilor admise a săgeților poate fi înlăturat prin realizarea grinzilor cu contrasăgeată inițială.

Tabelul 3.27

Grinda	Inc.totală [kN] la treapta		$\frac{P_{fa} - P_{expl}}{P_{expl}}$	Săgeata f [cm]		f_a
	P_{fa}	P_{expl}	%	f_{expl}	f_{rupere}	[cm]
1	2	3	4	5	6	7
GM_1	21,70	17,36	25	2,03	5,58	1,48
GM_2	25,35	22,40	13	2,14	5,57	
LT_1	23,24	28,39	-18	1,82	5,94	
LT_2	10,03	15,78	-36	2,04	4,84	
GMA_2	14,98	18,74	-20	1,87	7,15	
LTL_1	18,91	21,44	-12	1,93	4,75	
LTL_2	18,34	15,60	17	1,20	3,31	
GM_3	22,13	22,20	0	2,28	5,90	2,28
GM_4	22,69	27,20	-16	2,77	7,74	
LT_3	23,78	23,20	3	2,21	6,70	
LT_4	23,28	22,80	2	2,22	6,50	
GMA_4	20,37	24,00	-15	2,88	9,03	

Notă : * Grindă cu defecte multiple

În Fig. 3.18 au fost reprezentate valorile săgeților în funcție de încărcare. Se observă variații practic liniare până în apropierea ruperii elementelor.

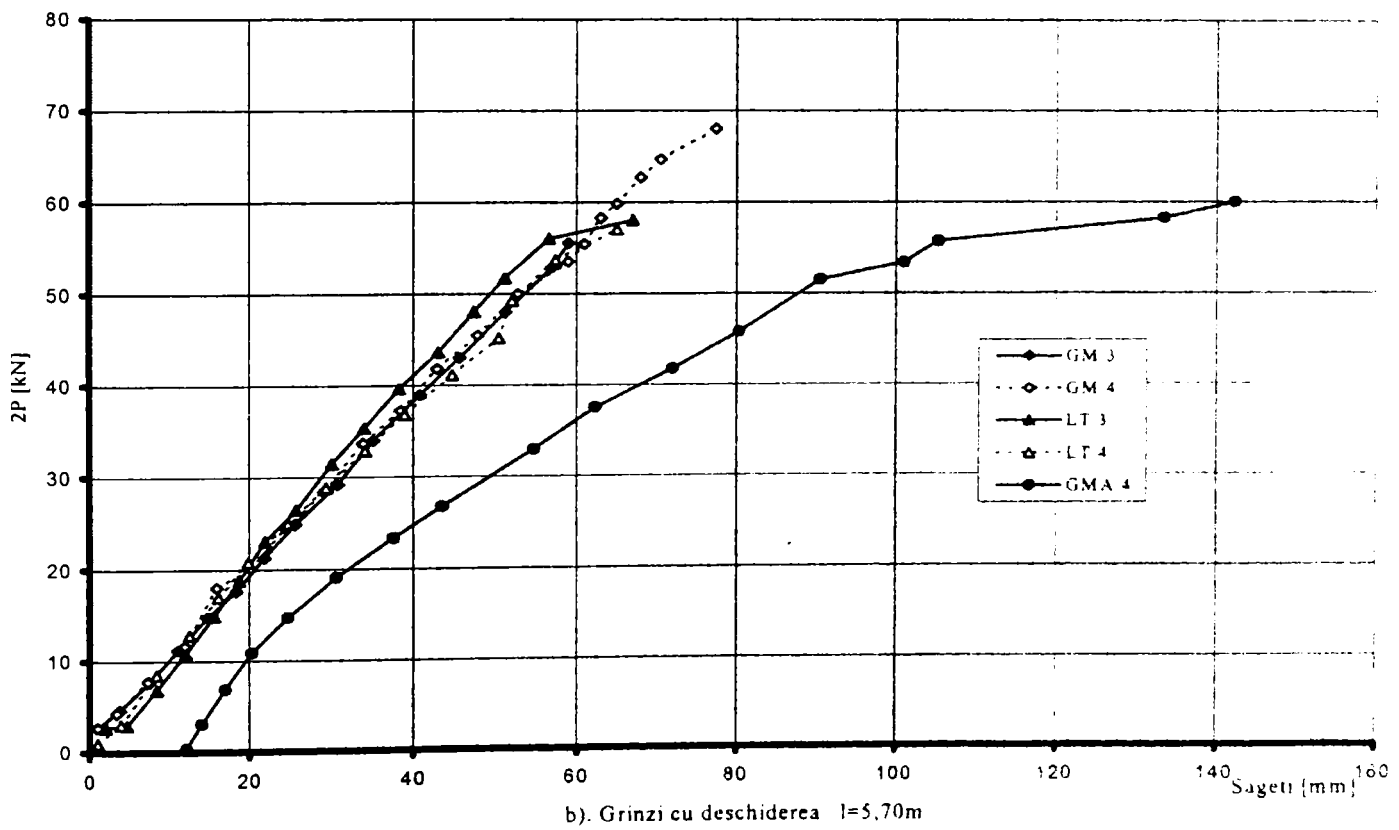
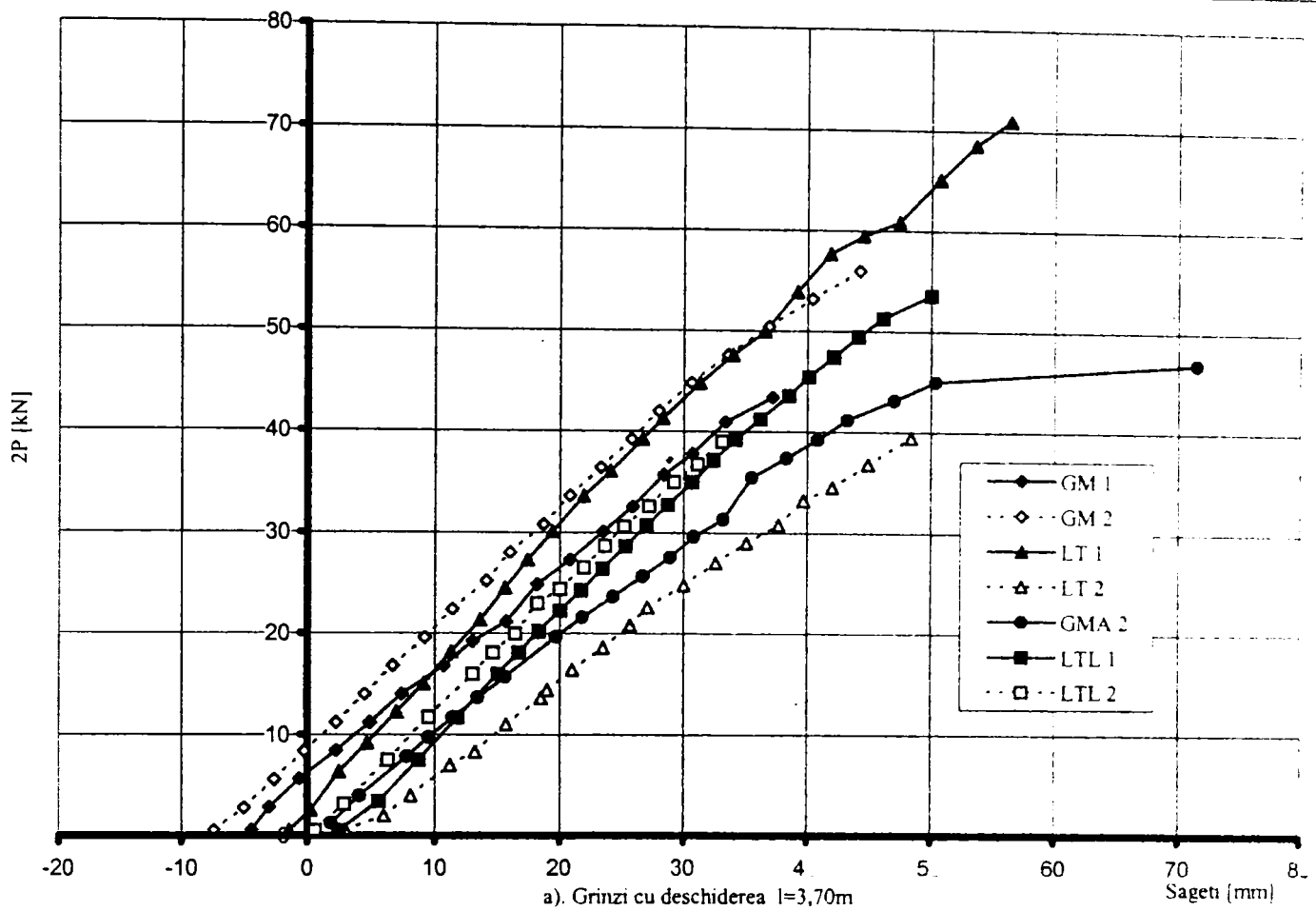


Fig 3.18. Variația săgeților măsurate la mijlocul deschiderii grinziilor

3.4.6.3. Deformații specifice

În Fig 3.19 au fost reprezentate deformațiile specifice măsurate cu TER în funcție de încărcare. Se remarcă o comportare practic elastică a elementelor până în apropierea ruperii.

Ipoteza secțiunilor plane a lui Bernoulli, luată în considerare la elaborarea metodologiei de calcul a acestor tipuri de elemente, a fost confirmată până în apropierea ruperii, prin variația liniară a deformațiilor specifice pe înălțimea secțiunii transversale.

În Tabelul 3.28 pot fi urmărite comparativ valorile eforturilor unitare normale de compresiune σ , corespunzătoare unei trepte de încărcare din apropierea încărcării de exploatare și pentru o forță din apropierea ruperii elementelor, determinate în două variante, după cum urmează:

- pe baza valorii medii a modului de elasticitate al lemnului determinat la compresiune paralel cu fibrele $E_{med}=13189 \text{ N/mm}^2$ (Tabelul 3.23) și a deformațiilor specifice ε rezultate din tensometrie (col.4);

- cu relația lui Navier (col.5).

Analizându-se valorile experimentale (col.4) față de cele teoretice (col.5), se constată o corelare bună, exprimată prin raportul $\sigma^{exp}/\sigma^{teor}$ (col.6).

Tabelul 3.28

Grinda	Inc.totală [kN]	$\varepsilon \cdot 10^6$ (val.medie)	Eforturi de compresiune [N/mm ²]		$\sigma^{exp}/\sigma^{teor}$
			$\sigma^{exp} = E \cdot \varepsilon$	$\sigma^{teor} = \frac{M}{0,167b \cdot h^2}$	
1	2	3	4	5	6
LT ₂	16,40	1182	15,60	15,30	1,02
	34,50	2300	30,40	22,90	1,32
GMA ₂	19,66	1353	17,90	18,40	0,97
	37,00	2078	27,40	34,60	0,79
LTL ₁	22,26	1021	13,50	20,80	0,65
	49,47	2228	29,40	46,30	0,63
LTL ₂	16,00	923	12,20	14,90	0,82
	36,74	1990	26,30	34,10	0,77
GM ₃	24,92	812	10,70	11,80	0,91
	42,98	1420	18,70	20,40	0,92
GM ₄	28,44	968	12,80	13,50	0,95
	41,80	1418	18,70	19,80	0,94
LT ₃	23,06	963	12,70	10,90	1,16
	51,72	2183	28,80	24,50	1,17
LT ₄	25,01	669	8,80	11,80	0,75
	49,21	1368	18,80	23,30	0,81
GMA ₄	23,31	655	8,60	11,00	0,78
	51,51	1568	20,50	24,40	0,84

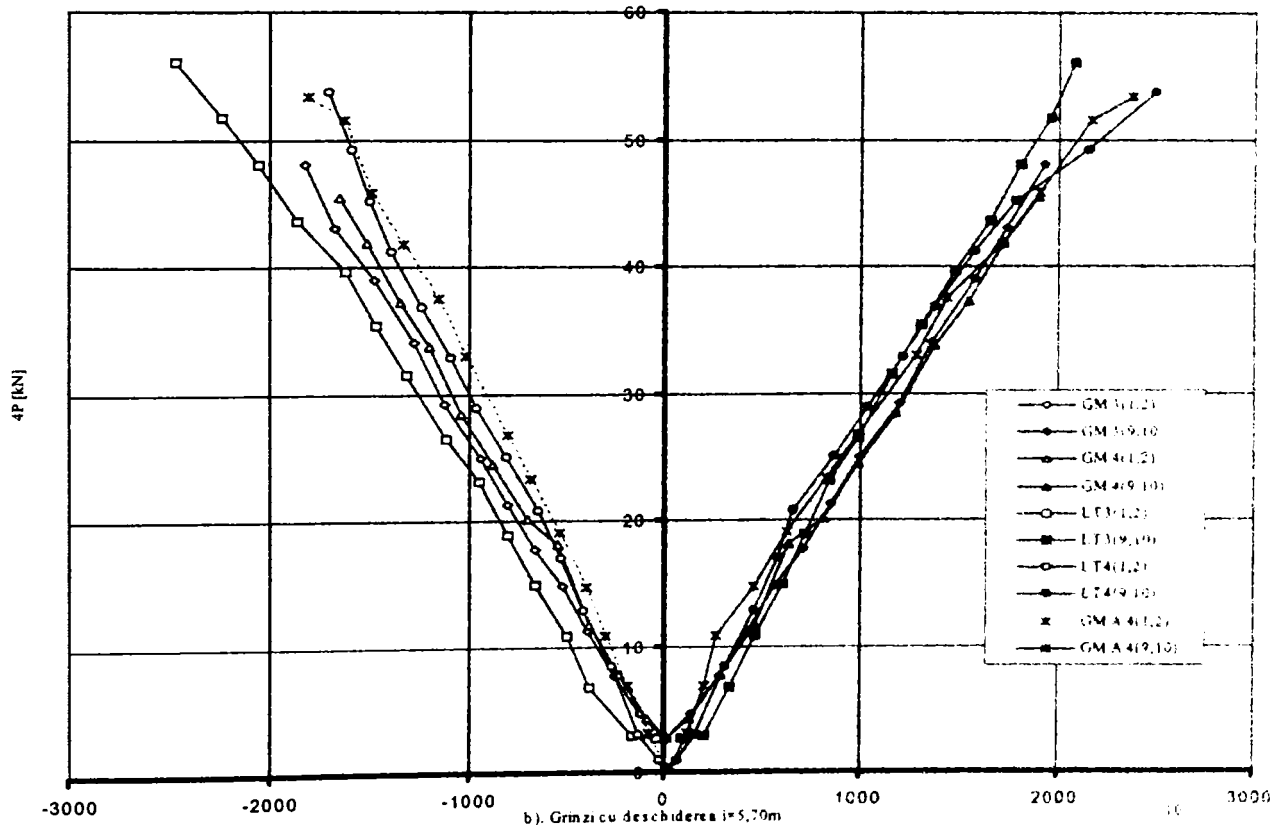
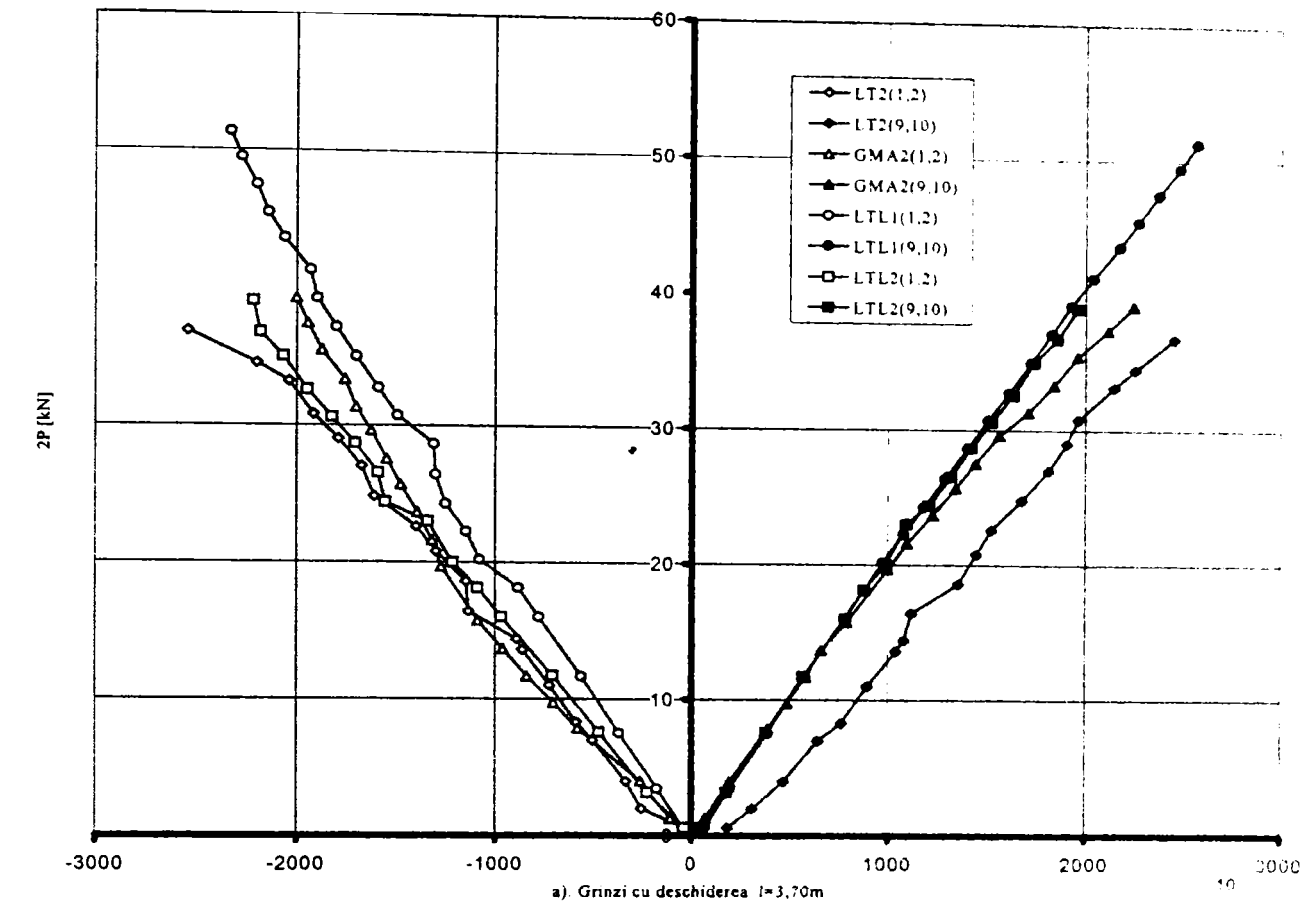


Fig. 3.19. Variația deformațiilor specifice măsurate cu TER

3.4.7. Concluzii privind armarea lemnului cu benzi de oțel aplicate prin lipire

În urma studiilor și cercetărilor experimentale efectuate asupra unor grinzi lamelate încleiate din scânduri de dimensiuni reduse și armate cu benzi de oțel aplicate prin lipire s-au conturat unele aspecte specifice acestor tipuri de elemente, după cum urmează:

- Grinzile lamelate confecționate din scânduri de lungimi reduse, solicitate la încovoiere cu forță tăietoare, prezintă două moduri caracteristice de cedare și anume:

- cedarea zonei întinse, când aceasta este slăbită prin prezența unor îmbinări dinți-pană între scurtăturile de cherestea; deși prin aplicarea benzilor de tablă pe fața întinsă a grinzilor se îmbunătățește continuitatea lamelelor de lemn în această zonă, totuși întreruperile lamelelor rămân secțiuni slabe, de la care se inițiază ieșirea din lucru a elementelor ;

- cedarea zonei comprimate, prin dezlipirea lamelelor, în cazurile când zona întinsă este "fără defecte", iar în zona comprimată există zone slăbite (noduri, lipire întreruptă a lamelelor, etc.).

- Eforturile unitare normale de rupere rezultate din încărcare (Tabelul 3.26) concordă cu valorile determinate pe baza metodologiei de calcul propuse pentru grinzile de lemn armate cu benzi de oțel (Tabelul 3.25). Rezultă că metodologia de calcul corespunde situației reale.

- Efectul armării grinzilor de lemn cu benzi de oțel lipite pe fața întinsă a acestora a rezultat în cazul elementelor încercate (de exemplu: LT_1 față de GM_1 și LT_3 față de GM_3) prin valori procentuale foarte diferite și anume 63,4 %, respectiv 17,0 %. Pe baza metodologiei de calcul propuse s-au obținut pentru aceleași perechi de elemente, efecte ale armării de 16,0 %, respectiv 12,0 %. Pe de altă parte, în cazul când în zona întinsă sau comprimată există întreruperi ale lamelelor care se manifestă ca defecte în secțiunea transversală , efectul favorabil al armării nu mai poate fi pus în evidență (grinzile LT_2 , LTL_1 , LTL_2 , LT_3 , față de martorii corespunzători). La aceste elemente, în secțiunile cu defecte se creează o redistribuire de eforturi, care nu mai pot fi preluate de zonele învecinate, conducând la cedarea secțiunii respective. Evidențierea efectului valoric al armării ar fi posibil pe elemente lamelate încleiate din lamele întregi.

- În general, grinzile au avut la exploatare săgeți mai mari decât cele admise pentru grinzile încovoiate ale planșelor [3.13].. Tabla aplicată în zona întinsă a grinzilor influențează în mică măsură rigiditatea elementelor , ameliorarea acestui impediment fiind posibilă prin realizarea grinzilor cu contrasăgeată inițială.

- Ipoteza secțiunilor plane a lui Bernoulli, luată în considerare la elaborarea metodologiei de calcul, s-a confirmat prin măsurătorile tensometrice până în apropierea cedării elementelor.

- Soluția armării cu tablă poate fi utilizată pentru repararea unor grinzi lamelate înclieiate degradate datorită eforturilor unitare tangențiale; în acest caz, se impune repararea locală a defectelor, însoțită de armarea grinzilor. Elementul reabilitat are o capacitate portantă ce reprezintă 80 % - 90 % din cea a elementului inițial .

- Armarea grinzilor lamelate înclieiate cu benzi de oțel aplicate prin lipire este o soluție recomandată atât pentru elemente noi având ca rezultat economii de material lemnos, cât și pentru reabilitarea unor elemente degradate.

3.5. Aspecte semnificative privind armarea lemnului lamelat înclieiat și contribuții personale ale autorului

Prin studiile și cercetările experimentale efectuate asupra grinzilor lamelate înclieiate din lemn armate în diferite variante (fibră de sticlă, benzi de oțel bătute în cuie, benzi de oțel lipite) au rezultat unele aspecte demne de semnalat, autorul aducând și unele contribuții personale importante:

- Abordarea cercetărilor în domeniul grinzilor lamelate înclieiate din scânduri scurte, armate în diferite variante, reprezintă o premieră pe plan național. Soluțiile studiate permit refolosirea cherestei de lungimi reduse (1,5 – 2,0 m) prin asocierea elementelor lamelate cu fibră de sticlă sub formă de bare PAS sau țesătură roving, sau cu benzi de oțel fixate pe suprafață de lemn prin batere în cuie, sau prin înclieiere; în acest mod se realizează o îmbunătățire considerabilă a continuității acestor tipuri de grinzi de lemn perturbată prin îmbinările dintre “scurtăturile” de cherestea.

- Programul experimental privind comportarea elementelor lamelate înclieiate din scânduri de lungimi reduse și armate în diferite variante a cuprins peste 100 grinzi care au luat în considerare diferiți parametri ca: modul de armare, deschidere, dimensiunile secțiunii transversale, modul de încărcare. Dintre acestea , în prezenta lucrare s-au selectat cca 60 de elemente, urmărindu-se aspectele esențiale selectate.

- Dintre variantele de armare cu fibră de sticlă, cea mai eficientă și ușor de realizat a rezultat armarea cu un singur strat de țesătură roving de 800 g/m^2 aplicat pe fața întinsă a grinzii. Prin această soluție s-au obținut performanțe deosebite asupra capacității portante a elementelor, prin sporuri ale acestora de cel puțin 50% față de grinzile identice nearmate.

- În cazul armării grinzilor lamelate încleiate din lemn cu benzi din tablă de oțel (mai ușor de achiziționat față de fibra de sticlă) performanța privind sporul de capacitate portantă este mai redusă. Studiile și cercetările experimentale au demonstrat că soluția este adecvată și recomandată pentru reabilitarea unor grinzi degradate din lemn.

- Realizarea cu contrasăgeată inițială a grinzilor lamelate încleiate din scurtături de cherestea și armate în diferite variante îmbunătățește comportarea elementelor la starea limită de deformații.

- Modelul de calcul elaborat de autor pentru capacitatea portantă a grinzilor lamelate încleiate și armate cu țesătură din fibră de sticlă roving s-a elaborat pe baza analogiei cu comportarea unui element încovoiat din beton simplu (la care se plasticizează zona întinsă). În cazul grinzilor încovoiate din lemn se consideră plasticizarea completă a zonei comprimate, autorul propunând modelul de calcul de la pct. 3.2.5.4, verificat pe un număr de 39 de elemente experimentale.

- Pentru grinzile armate cu benzi din tablă de oțel s-a elaborat metodologia de calcul prezentată la pct. 3.3.1, bazată pe comportarea elastică a materialelor, pe ipoteza lui Bernoulli și pe conlucrarea perfectă dintre banda de oțel și suprafața de lemn. Calculul pe baza metodologiei propuse s-a verificat pe 22 de grinzi experimentale armate cu benzi de oțel aplicate prin batere în cuie sau prin lipire. Aceleași elemente s-au verificat și cu modelul calcul ce ia în considerare plasticizarea lemnului în zona comprimată (pct. 3.2.5.4) obținându-se rezultate foarte bune.

- Soluțiile de armare studiate pot fi aplicate în cazul unor elemente de construcții noi, obținându-se în aceste cazuri economii substanțiale de material lemnos, dar și pentru reabilitarea unor elemente degradate din lemn.

4. PLANȘEE COMPUSE LEMN – BETON

4.1. Stadiul preocupărilor în domeniul planșeelor compuse lemn - beton

Problema de bază la planșeele compuse lemn - beton este modul de asigurare al conlucrării dintre lemn și beton, precum și rigiditatea acestei conlucrări. În acest sens s-au făcut cercetări pe planșee compuse, utilizându-se diferite tipuri de elemente de legătură între grinzile de lemn și placa de beton.

Planșeele compuse lemn - beton pot fi realizate cu placa în soluție monolită sau prefabricată.

Primele studii asupra comportării planșeelor compuse lemn - beton datează din anul 1984 [4.5], fiind inițiate din necesitatea reparării și consolidării unor planșee vechi din lemn. Soluția a fost aplicată cu succes și în cazul unor poduri realizate cu structura compusă lemn - beton, utilizându-se sisteme de asigurare a conlucrării adecvate solicitărilor caracteristice acestor tipuri de construcții [4.14].

Ca elemente de legătură la planșeele compuse lemn-beton la început s-au folosit cuie. În continuare, în vederea îmbunătățirii conlucrării, s-au practicat în grinzile de lemn locașuri cilindrice (alveole), în care s-au fixat, prin batere, cupoane de armătură profilată ca elemente de legătură; prin pătrunderea betonului în aceste locașuri, au luat naștere așa - zise dibluri de beton, care au suplimentat conlucrarea lemn - beton (Fig. 4.1).

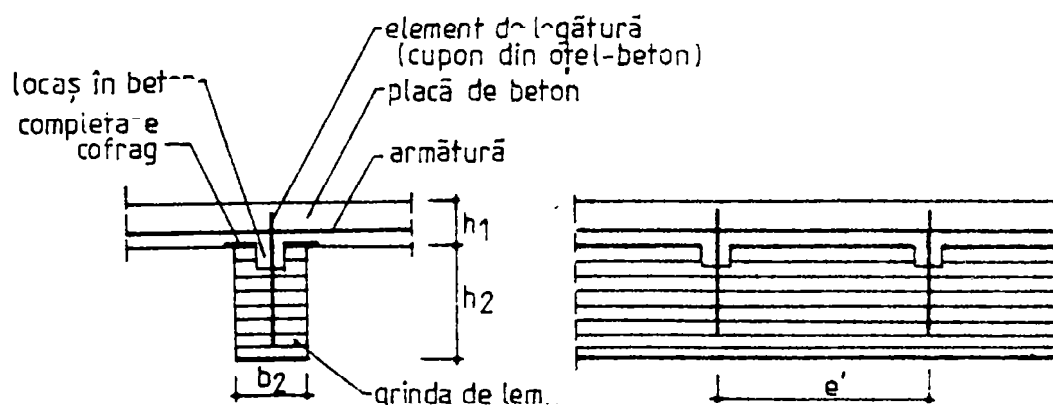


Fig. 4.1. Conlucrare prin conectori și dibluri de beton

Pentru consolidarea marginilor acestor locașuri și pentru completarea cofrajului plăcii de beton, s-au lipit pe suprafața de lemn fâșii din furnir de stejar.

Tendința de îmbunătățire a soluției a condus în 1987 [4.6], [4.7] la înlocuirea betonului normal cu beton ușor și la utilizarea ca elemente de legătură a unor șuruburi zincate pentru lemn (Fig. 4.2).

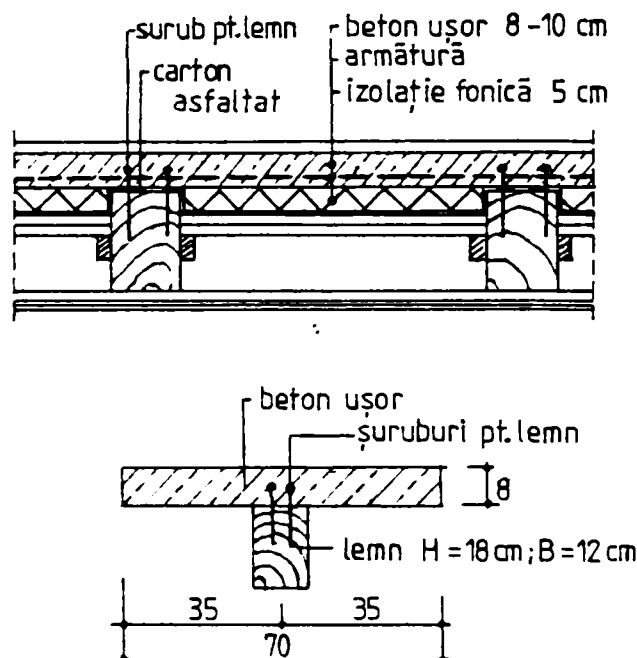


Fig. 4.2 . Placă din beton ușor și conlucrare prin șuruburi

În aceeași perioadă s-a încercat posibilitatea utilizării ca elemente de legătură a unor “bolțuri” cu cap, care asigurau preluarea în bune condiții a eforturilor de alunecare lemn - beton, totodată împiedicând smulgerea plăcii de beton de pe grinzile de lemn.

Variantele prezentate erau realizate cu placa de beton în soluție monolită. Planșeele compuse lemn - beton pot fi realizate, cu aceleași performanțe și din elemente prefabricate sau semiprefabricate [4.12].

În Fig. 4.3 este prezentat un asemenea element prefabricat de planșeu compus; în fețele laterale ale plăcii de beton (paralele cu grinzile de lemn) se încorporează plăcuțe metalice, necesare pentru îmbinarea prin sudură a prefabricatelor. Ca elemente de legătură pot fi utilizate bolțuri cu cap, sau cupoane din oțel - beton fixate în locașurile practicate în grinzile de lemn, înainte de turnarea betonului.

În Fig. 4.4 se arată structura unui planșeu compus realizat din grinzi lamelate încleiate din lemn și plăci prefabricate din beton; conlucrarea se realizează cu șuruburi pentru lemn (holțșuruburi) fixate, ca și în varianta precedentă, în locașurile grinzilor de lemn. Îmbinările dintre plăcile prefabricate se realizează prin sudarea mustăților ieșite din plăcile prefabricate prin intermediul unor cupoane de armătură și betonarea ulterioară a acestora.

O altă variantă de planșeu compus lemn - beton este prezentată în Fig. 4.5. În acest caz, în mod analog cu sistemul planșeelor predală, plăcile prefabricate se realizează din fâșii de furnir încleiate și reazemă pe nervurile lamelate încleiate; după montarea acestei structuri din lemn, deasupra se toarnă un strat de beton.

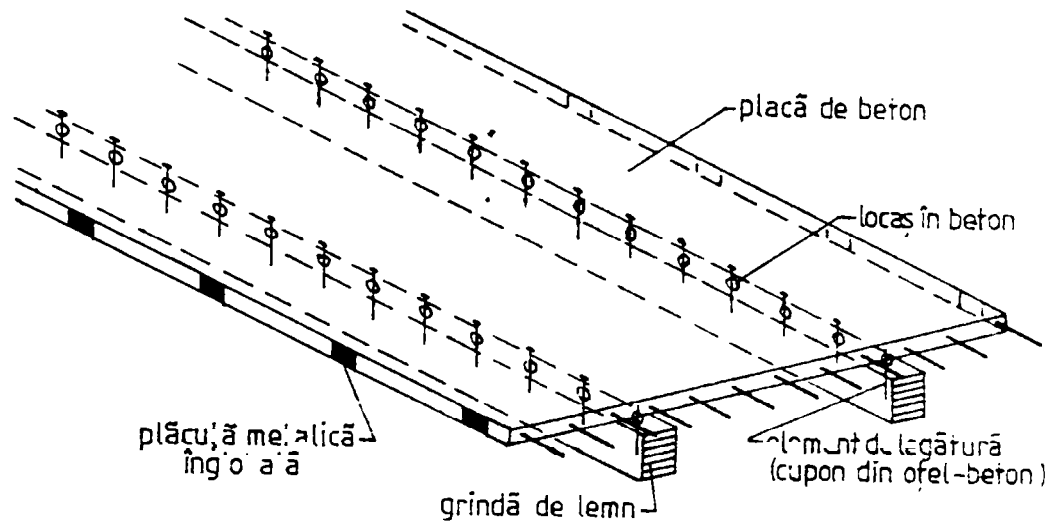


Fig. 4.3. Element prefabricat de planșeu compus

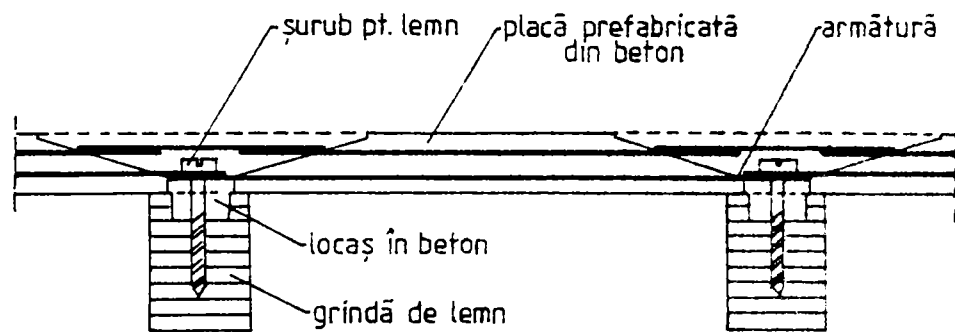


Fig. 4.4. Planșeu compus realizat cu plăci prefabricate

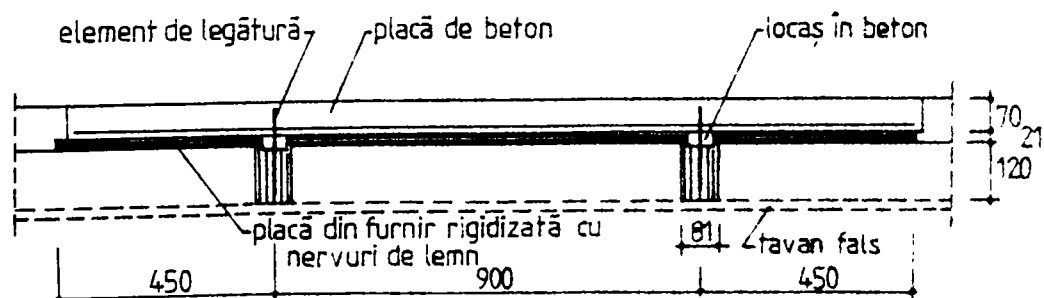


Fig. 4.5. Planșeu compus realizat în sistemul predală

O altă soluție interesantă de planșeu compus lemn - beton este propusă în [4.10]. Planșeul este alcătuit dintr-un pachet de scânduri având secțiunea de 33x160 mm așezate pe cant și îmbinate cu cuie (Fig. 4.6.a), peste care se toarnă un strat de beton de 12 cm grosime. Betonul formează zona comprimată și conlucrează cu elementul de lemn din zona întinsă prin ancoraje speciale (Fig. 4.6.b).

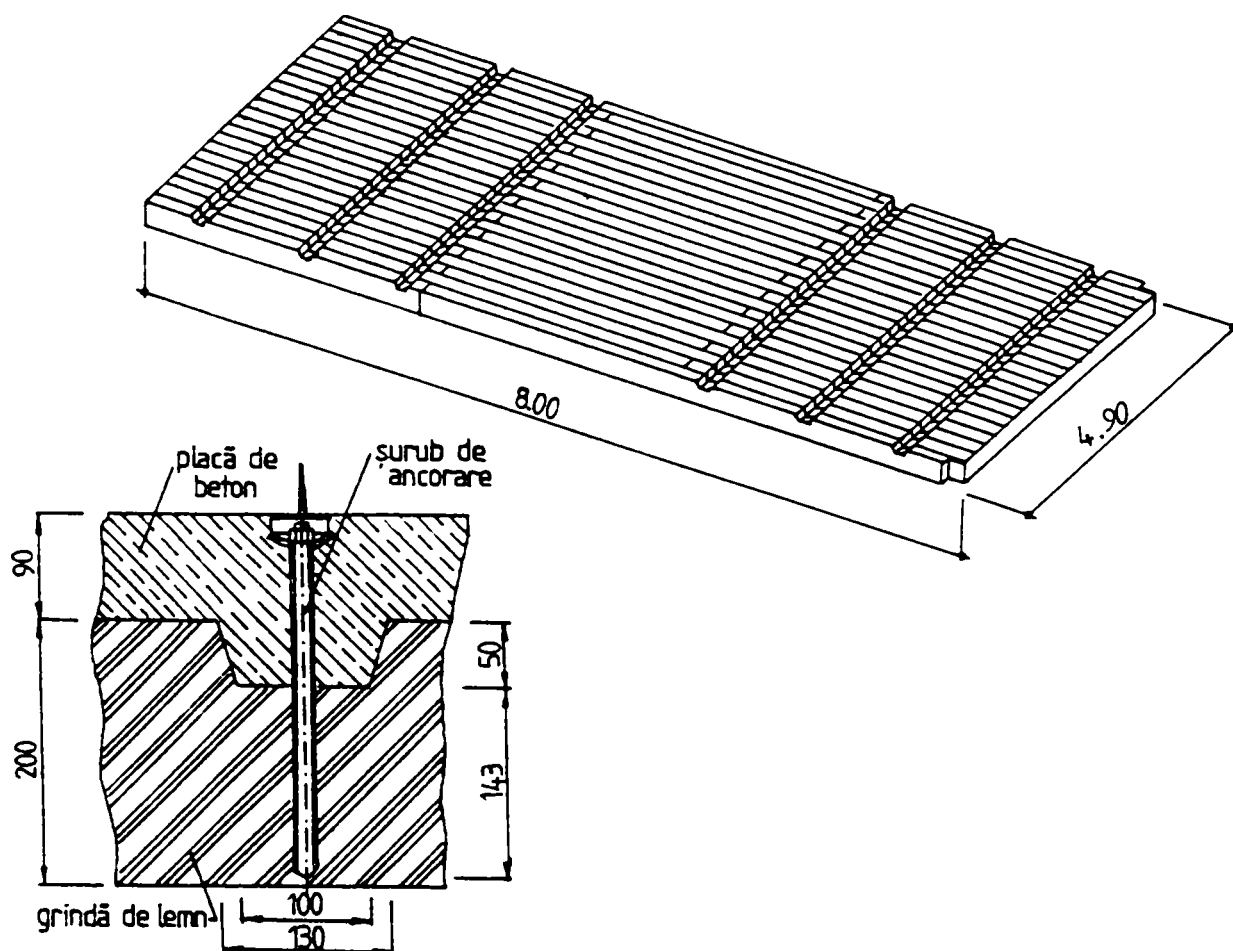


Fig. 4.6. Planșeu compus cu scânduri pe cant în zona întinsă

Șuruburile de ancorare preiau forțe de întindere, motiv pentru care se preîntind înainte de înlăturarea sprijinirilor provizorii din timpul turnării betonului, reducând mult deformațiile din contracție ale betonului.

În această variantă se pot realiza elemente prefabricate de planșeu având suprafața de 800x490 cm, alcătuite din scânduri prelucrate de 500 cm, respectiv 300 cm lungime, îmbinate în câmp decalat prin sistemul “cap la cap”. Față de sistemele de planșee prezentate anterior, această variantă asigură o izolare termică mai bună, dar are un consum mare de material lemnos.

În țări cu tradiții bogate în domeniul construcțiilor din lemn, cum ar fi cele scandinave, se utilizează sisteme de conlucrare pe bază de plăci multicuie. O asemenea soluție este sistemul finlandez LAATTA prezentat în Fig. 4.7 [4.9].

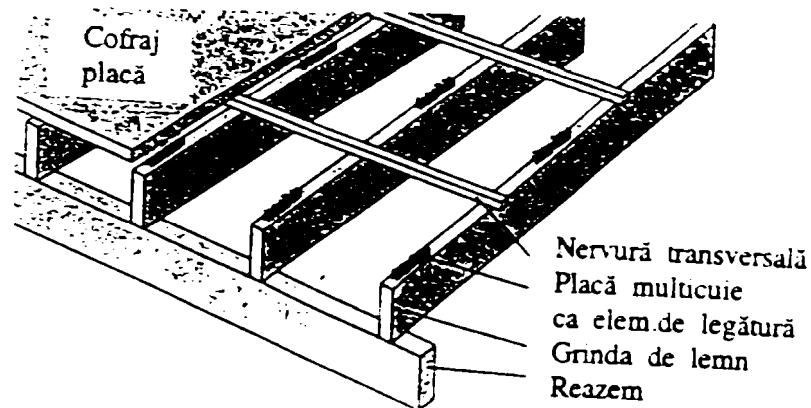


Fig.4.7. Conlucrare prin plăci multicuie

În Fig. 4.8.a este arătat un sistem de planșeu compus aplicat în Franța. Grinzile din lemn lamelat încleiat se livrează de către furnizor cu elementele de legătură realizate sub formă de cupoane din țevi de oțel lipite în locașuri practice în lemn special în acest scop. Cofrajul trebuie întrerupt în lungul liniei elementelor de legătură, astfel că etanșarea rostului creat este greu de realizat.

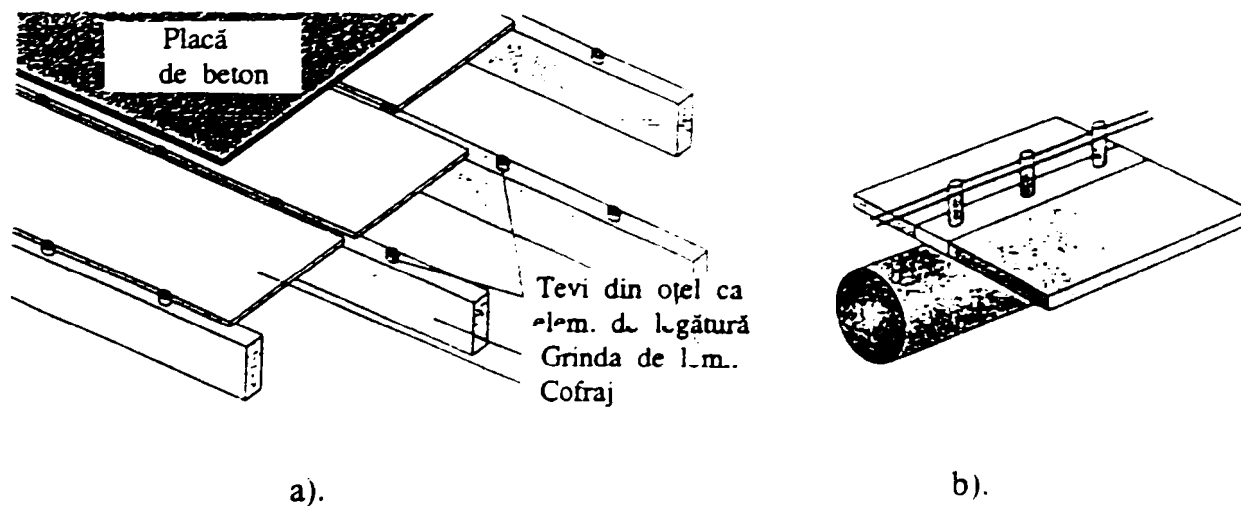


Fig. 4.8. Conlucrare prin cupoane de țevi (a), sau de armătură (b)

Pentru refacerea unor planșee degradate s-a realizat un sistem asemănător celui precedent, înlocuindu-se cupoanele de țevi cu cupoane de armătură pentru beton (Fig. 4.8.b): soluția poate fi aplicată și în cazul grinzilor din lemn lamelat încleiat.

În Elveția s-a aplicat sistemul SFS [4.26] prezentat în Fig. 4.9, constând din șuruburi prevăzute cu cap special amplasate înclinat. Soluția se remarcă prin : rigiditatea mare a conlucrării, posibilitatea înșurubării elementelor de legătură fără pregătire și a realizării cofrajului continuu peste grinzi.

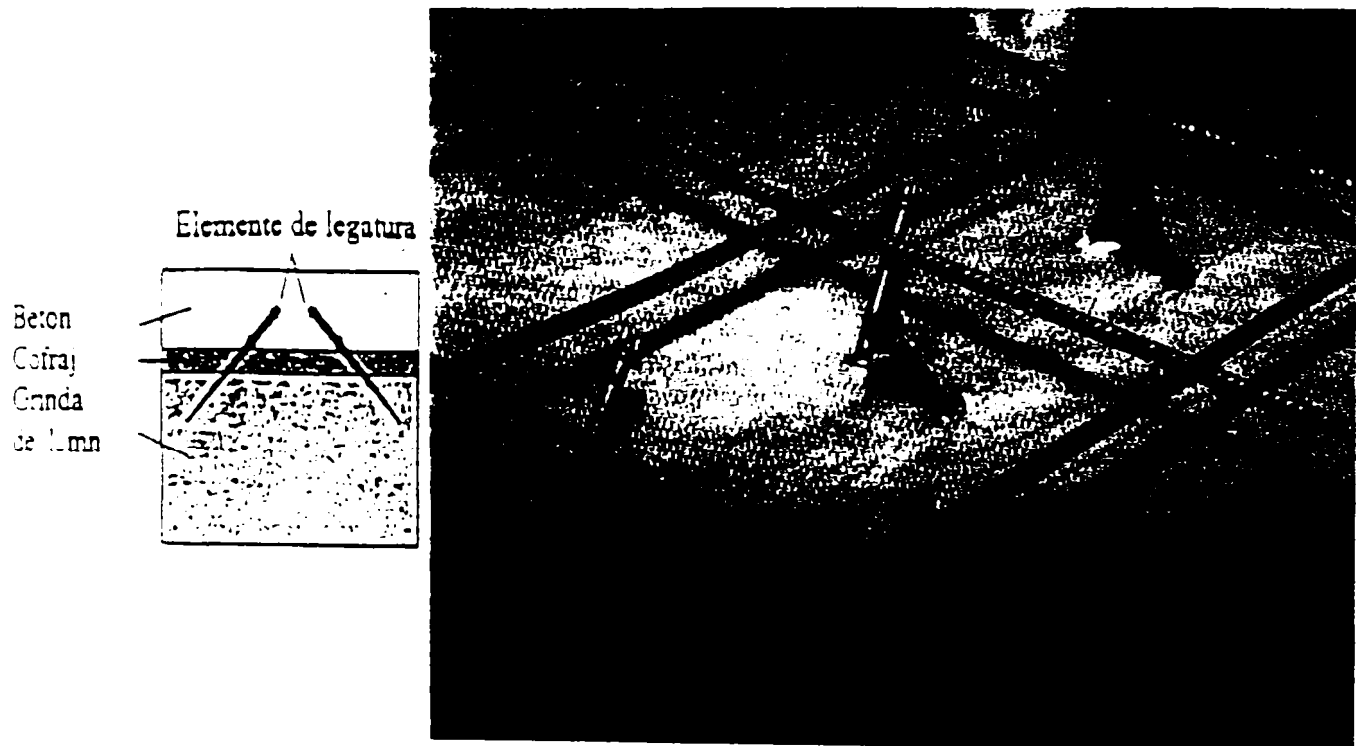


Fig. 4.9. Conlucrare prin șuruburi înclinate

Din exemplele date, se constată că există multiple posibilități de asigurare a conlucrării între lemn și beton la planșeele compuse. Ca elemente de legătură ușor de aplicat au rezultat șuruburile pentru lemn (holțșuruburi) , sau cupoanele de oțel beton profilat și fixate eventual în locașuri practice în grinzile de rezemare.

4.2. Caracteristici ale materialelor componente

Avându-se în vedere faptul că planșeele compuse lemn - beton sunt alcătuite din materiale cu proprietăți fizico - mecanice complet diferite, se consideră necesară prezentarea unor aspecte specifice fiecăruia dintre acestea.

4.2.1. Lemnul

Pentru realizarea grinzilor planșeelor compuse lemn - beton se recomandă utilizarea lemnului de rășinoase, cu preponderență a bradului, care va respecta condițiile de calitate prevăzute în normele în vigoare [4.20], [4.21].

Proprietățile fizico - mecanice ale lemnului sunt puternic influențate de *umiditate*. Lemnul este un material higroscopic și poros, care absoarbe atât apa în stare gazoasă din mediul înconjurător, aceasta pătrunzând în pereții celulelor, cât și apa liberă ca apă capilară. În toate cazurile de solicitare, rezistența lemnului scade odată cu creșterea umidității. Reducerea rezistenței are loc doar până la atingerea punctului de saturație a fibrelor ($u=25-30\%$), limită deasupra căreia influența umidității dispare. În cazul solicitărilor la întindere și încovoiere dinamică, influența variației umidității este mică, în schimb la compresiune și încovoiere statică, este foarte mare și se manifestă atât asupra rezistenței de rupere, cât și asupra rezistenței de durată a lemnului [4.8].

Pentru ca rezistențele de rupere ale lemnului, obținute pentru diferite umidități să poată fi comparate, acestea trebuie raportate la rezistența standardizată, care se determină pentru umiditatea normală de 15% [4.8].

Un alt factor important care influențează rezistențele lemnului este *temperatura*. Pentru o creștere neînsemnată a temperaturii, rezistențele lemnului scad; această reducere este cu atât mai importantă, cu cât umiditatea lemnului este mai mare. Pentru a asigura exploatarea în bune condiții a construcțiilor din lemn, nu sunt admise acțiuni de lungă durată la temperaturi ce depășesc 50° [4.8].

Trebuie de asemenea avute în vedere *diferențele dintre caracteristicile lemnului nou și ale celui vechi* (planșee vechi din lemn). Pentru compararea proprietăților mecanice ale lemnului nou și ale celui vechi se impun încercări la încovoiere, criteriile de comparație fiind: rezistența la încovoiere, săgeata și modulul de elasticitate la încovoiere [4.7].

4.2.2. Betonul

În cazul planșeelor compuse lemn - beton se poate utiliza beton normal sau beton ușor, acesta din urmă aducând avantajul reducerii considerabile a greutatei proprii a plăcii. Calitatea betonului va respecta prevederile normelor în vigoare [4.18], [4.19].

Deformațiile specifice ale betonului ce intră în alcătuirea elementului compus cuprind o componentă elastică ε și una plastică ε_p [4.7]. Componenta plastică este dependentă de timp (durată) și se manifestă prin curgerea lentă a betonului.

Deformația specifică totală este:

$$\varepsilon + \varepsilon_p = \varepsilon(1 + \varphi_t) \quad (4.1)$$

unde: $\varphi_t = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon}$ sau

$$\varphi_t = \varphi_\infty (1 - e^{-t}) .$$

φ_∞ - coeficientul curgerii lente:

Contrația betonului se determină printr-o funcție de timp având o formă asemănătoare:

$$\varepsilon_{c,t} = \varepsilon_c (1 - e^{-t}) = \frac{\varepsilon_c}{\varphi_\infty} \cdot \varphi_t \quad (4.2)$$

ε_c - mărimea finală a contracției.

4.2.3. Conlucrarea lemn – beton

În cazul elementului compus, transmiterea forțelor de lunecare prin dibluri (punctiform) conduce la solicitări mari în aceste puncte și, în consecință, la deformații corespunzătoare. Acestea vor acționa în sens invers față de forțele de lunecare la interfața lemn - beton, ceea ce contravine ipotezei secțiunilor plane, valabile în cazul conlucrării rigide. La elementele compuse lemn - beton nu lucrează o secțiune unitară solicitată la încovoiere, ci două secțiuni independente care conlucrează elastic. Deci, legătura în sine trebuie tratată drept elastică, avându-se în vedere lunecările reciproce dintre cele două materiale care conlucrează.

În lucrarea [4.7] se prezintă teoria conlucrării elastice pentru calculul legăturii lemn - beton. Conform acestei teorii se admite, în locul legăturii punctiforme prin dibluri, o conlucrare continuă cu rigiditate constantă.

Lunecarea elastică δ corespunzătoare unei forțe tăietoare T este dependentă de constanta elastică a conlucrării k :

$$\delta = \frac{T}{k} \quad (4.3)$$

În vederea enunțării teoriei conlucrării elastice, se fac următoarele notații (Fig.4.10):

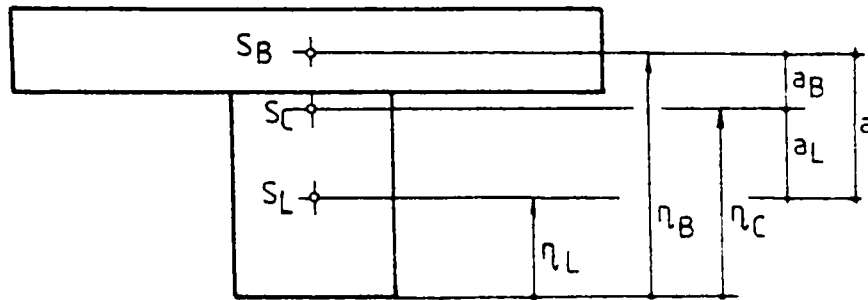


Fig. 4.10. Teoria conlucrării elastice. Notății

- M_T - momentul de încovoiere total (al elementului compus);
 M_B, M_L - momentul de încovoiere al elementului de beton, respectiv lemn;
 N - forța axială;
 T - forța tăietoare;
 A_B, A_L - secțiunea transversală a elementului de beton, respectiv lemn;
 I_B, I_L - momentul de inerție al elementului de beton, respectiv lemn;
 E_B, E_L - modulul de elasticitate al betonului, respectiv al lemnului;
 $K_{L,B} = E_{L,B} \cdot A_{L,B}$ - rigiditatea la întindere a elementului de lemn, respectiv de beton;
 $K_C = K_L + K_B$ - rigiditatea la întindere a secțiunii compuse;
 $S_{L,B} = E_{L,B} \cdot I_{L,B}$ - rigiditatea la încovoiere a elementului de lemn, respectiv de beton;
 $S_C = S_B + S_L + a_B^2 \cdot K_B + a_L^2 \cdot K_L$ - rigiditatea la încovoiere a secțiunii compuse;
 $\eta_C = \frac{\eta_B \cdot K_B + \eta_L \cdot K_L}{K_C}$ - poziția centrului de greutate al secțiunii compuse;
 k - constanta elastică a conlucrării.

Se consideră un element diferențial de grindă (Fig. 4.11) pentru care se scriu ecuațiile de echilibru.

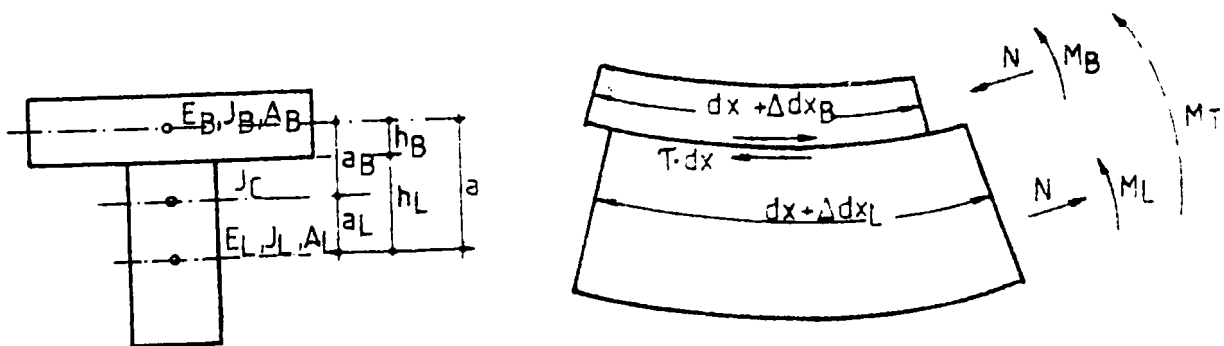


Fig. 4.11. Teoria conlucrării elastice

Ecuția de proiecții la interfața lemn - beton este :

$$(dx + \Delta dx_L) - (dx + \Delta dx_B) = -\frac{dT}{k} \quad (4.4)$$

$$\text{în care: } \Delta dx_B = -\frac{N}{E_B \cdot A_B} \cdot dx + \frac{M_B}{E_B \cdot I_B} \cdot h_B \cdot dx$$

$$\Delta dx_L = +\frac{N}{E_L \cdot A_L} \cdot dx - \frac{M_L}{E_L \cdot I_L} \cdot h_L \cdot dx$$

Punând condiția curburilor egale pentru cele două componente ale elementului compus, rezultă:

$$\frac{M_B}{E_B \cdot I_B} = \frac{M_L}{E_L \cdot I_L} \quad (4.5)$$

Forța de alunecare de la interfața lemn - beton poate fi exprimată sub forma:

$$dT = \frac{d^2 N}{dx^2} \cdot dx \quad (4.6)$$

Relația (4.4) devine:

$$N \left(\frac{1}{E_L \cdot A_L} + \frac{1}{E_B \cdot A_B} \right) - \frac{M_L}{E_L \cdot I_L} \cdot a = \frac{d^2 N}{k \cdot dx^2} \quad (4.4.a)$$

Se scrie ecuația de momente (4.7) a secțiunii compuse:

$$M_T = M_B + M_L + N \cdot a \quad (4.7)$$

În aceste condiții, egalitatea curburilor devine:

$$\frac{M_B}{E_B \cdot I_B} = \frac{M_L}{E_L \cdot I_L} = \frac{M_T - N \cdot a}{E_B \cdot I_B + E_L \cdot I_L} \quad (4.5.a)$$

Înlocuind în relația 4.4.a și introducând coeficientul de echivalență al lemnului $n_L = E_L/E_B$ rezultă relația de bază a lucrării elastice:

$$\frac{d^2 N}{dx^2} - \omega^2 \cdot N + \gamma \cdot M_T = 0 \quad (4.8)$$

unde:

$$\omega^2 = \frac{k \cdot a \cdot n \cdot I_T}{a_B \cdot E_B \cdot A_B \cdot (I_B + n \cdot I_L)} ; \quad \gamma = \frac{k \cdot a}{E_B \cdot (I_B + n \cdot I_L)}$$

Ecuția (4.8) are diferite soluții, în funcție de schema de încărcare. În lucrarea [4.6] sunt date aceste soluții pentru diferite scheme concrete de încărcare.

Conlucrarea elastică dintre elementul de lemn și cel de beton se diferențiază față de o conlucrare rigidă printr-o micșorare a forțelor axiale și tăietoare, în timp ce momentele corespunzătoare secțiunilor componente cresc. Coeficientul de reducere variază pe lungimea elementului, astfel că nu mai poate exista proporționalitate între forțele axiale și momentele încovoietoare, precum și între forțele de lunecare de la interfața lemn-beton și forțele tăietoare. Influența conlucrării elastice este foarte puternică în zonele cu vârfuri de solicitări, deoarece aici variațiile bruște neeficiente sunt înlocuite cu variații continue (Fig. 4.12).

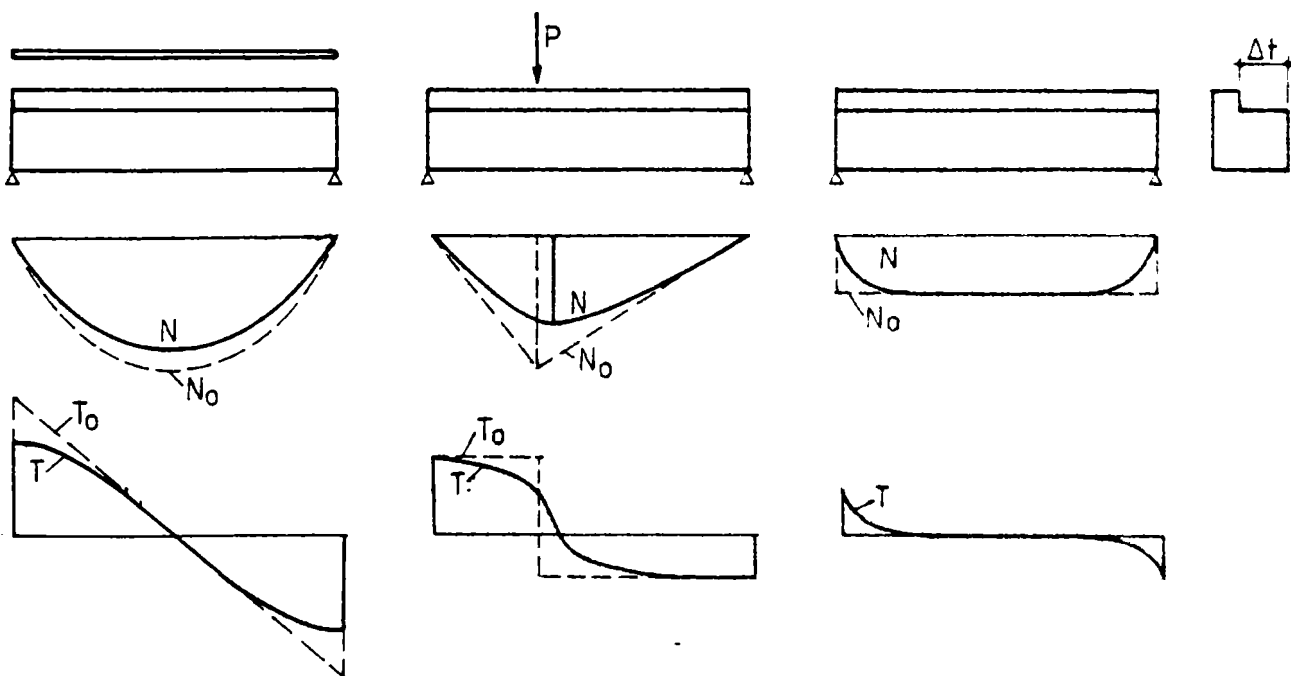


Fig. 4.12 . Diferențe între conlucrarea rigidă și cea elastică

Coeficienții de reducere ai modului de rezistență, respectiv ai momentului de inerție al secțiunii, corespunzători teoriei conlucrării elastice sunt dați în [4.11]. Elementele de legătură (diblurile) se vor repartiza uniform pe lungimea elementului și se va asigura încărcarea uniform distribuită a grinzii.

4.2.4. Modul de lucru al elementelor de legătură

Calculul analitic al conlucrării elastice prezentat la pct. 4.2.3 este dificil de aplicat, motiv pentru care există preocupări în vederea simplificării ecuației diferențiale prin utilizarea unui model de calcul bazat pe o conlucrare continuă și elastică între lemn și beton [4.7]. Rigiditatea elastică a diblurilor dispuse la distanțe constante formează așa numitul coeficient de repartiție.

În cazul structurilor compuse oțel-beton, se procedează frecvent la o repartizare uniformă a elementelor de legătură pe lungimea elementelor. În acest mod, elementele de legătură asigură conlucrarea corespunzătoare unei anumite capacități portante a legăturii. În cazul podurilor realizate în soluție compusă elementele de legătură se dispun de asemenea uniform pe întreaga deschidere, distanțele dintre acestea fiind foarte mici în raport cu dimensiunile structurii (înălțimea grinzii, deschidere).

La elementele compuse lemn-beton, la care conlucrarea se asigură cu șuruburi pentru lemn (holțșuruburi), se urmărește prevederea unui număr minim de elemente de legătură, care însă să asigure respectarea condițiilor de săgeată și eforturi admise.

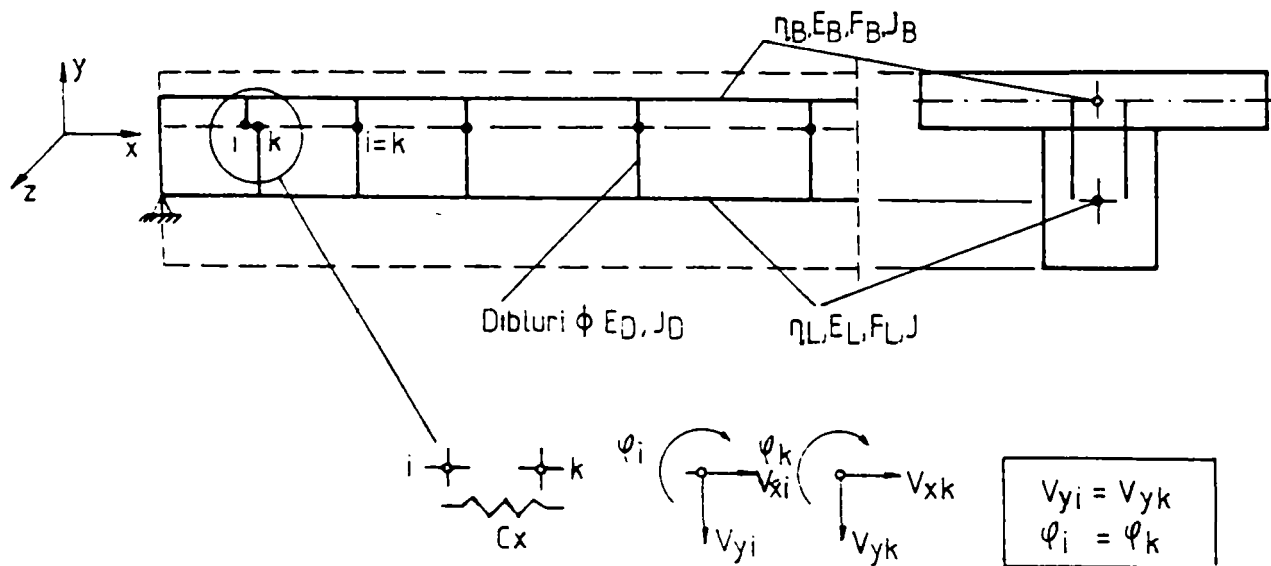


Fig. 4.13 . Modelul de calcul al elementului compus lemn – beton propus în [4.7]

Legătura elastică dintre lemn și beton va fi asemănată cu modul de comportare al unor arcuri orizontale în rostul dintre cele două materiale. Constantele elastice ale elementelor de

legătură se vor stabili pe baza unor încercări tip “push-out” pe epruvete realizate în soluție compusă lemn-beton. Lemnul și betonul trebuie să aibă în orice punct aceeași rotire, aceeași săgeată și, în conformitate cu ipoteza secțiunilor plane, aceeași deformație. Lunecarea orizontală a celor două componente se stabilește pe baza rigidității elastice a conlucrării.

Elementele de legătură trebuie să asigure, pe lângă legătura elastică orizontală, aceeași rotire și lunecare pe verticală. Modelul de calcul al unui element compus lemn - beton [4.7] este prezentat în Fig. 4.13.

4.3. Cercetări pe epruvete privind conlucrarea lemn - beton

4.3.1. Aspecte specifice pentru realizarea epruvetelor

Pentru calcularea unui element compus lemn - beton pe baza teoriei conlucrării elastice, nu este suficientă cunoașterea proprietăților elementelor componente, ci trebuie cunoscută și variația încărcare - lunecare. Această lunecare relativă în rostul dintre lemn și beton este dependentă de diferiți parametri și anume:

lemnul nou: sau vechi;

betonul : calitate, grosimea stratului;

suprafața de contact : impregnată, acoperită cu carton asfaltat;

elemente de legătură : șuruburi pentru lemn (holșuruburi), cuie, cupoane de armătură drepte sau sub formă de buclă, etc.

Avându-se în vedere multitudinea factorilor ce pot influența conlucrarea dintre lemn și beton la suprafața de contact dintre cele două materiale, s-a urmărit studierea acestei legături pe baza unui program experimental cuprinzând epruvete compuse lemn - beton încercate la forfecare.

4.3.2. Programul cercetărilor preliminare pe epruvete

În vederea găsirii unei soluții de conlucrare cât mai simple și eficiente între lemn și beton, s-au confecționat 10 epruvete compuse lemn-beton, variindu-se următorii parametri:

calitatea lemnului;

tipul conectorilor: șuruburi sau cupoane din oțel PC;

modul de fixare al conectorilor în lemn: direct (prin înșurubare, respectiv batere) sau în alveole practicate în suprafața de lemn (Fig.4.14); la turnarea plăcii, betonul pătrunde în alveole, realizând așa-zise "dibluri" din beton, ce rigidizează zona din jurul conectorilor.

Programul experimental al încercărilor (Tabelul 4.1) [4.3] cuprinde epruvete fără alveole și cu alveole, pentru fiecare caz testându-se comportarea elementelor de legătură sub formă de conectori din oțel PC, sau șuruburi. Pe de altă parte, s-au utilizat două calități diferite de material lemnos, din considerente de aprovizionare.

În vederea aplicării centrice a încărcării, epruvetele au fost realizate din câte două piese de lemn marginale, între care s-a turnat un bulb de beton. Turnarea betonului s-a făcut în poziție orizontală a epruvetelor, vibrându-se, pentru evitarea producerii segregărilor.



Fig.4.14. Variante de conlucrare studiate

Tabelul 4.1

Epruvete	Elemente de legătură	Calitatea lemnului	Denumirea elementului	Modul de cedare
1	2	3	4	5
Fără alveole	Conectori	A	LBC ₁	Strivire lemn în dreptul conectorilor; îndoirea conectorilor
			LBC ₂	
		B	LBC ₃	
			LBC ₄	
	Suruburi	A	LBS ₁	Cedarea șuruburilor la forfecare
LBS ₂				
Cu alveole	Conectori	B	LBAC ₁	Îndoire conect.la interfața lemn-beton; semne de zdrob.bet.; fisuri în lemn
			LBAC ₂	
	Suruburi	B	LBAS ₁	Zdrobire bet.în alveole;forfec.șuruburi
			LBAS ₂	

Imaginile elementelor experimentale și dimensiunile acestora sunt date în Fig.4.15.

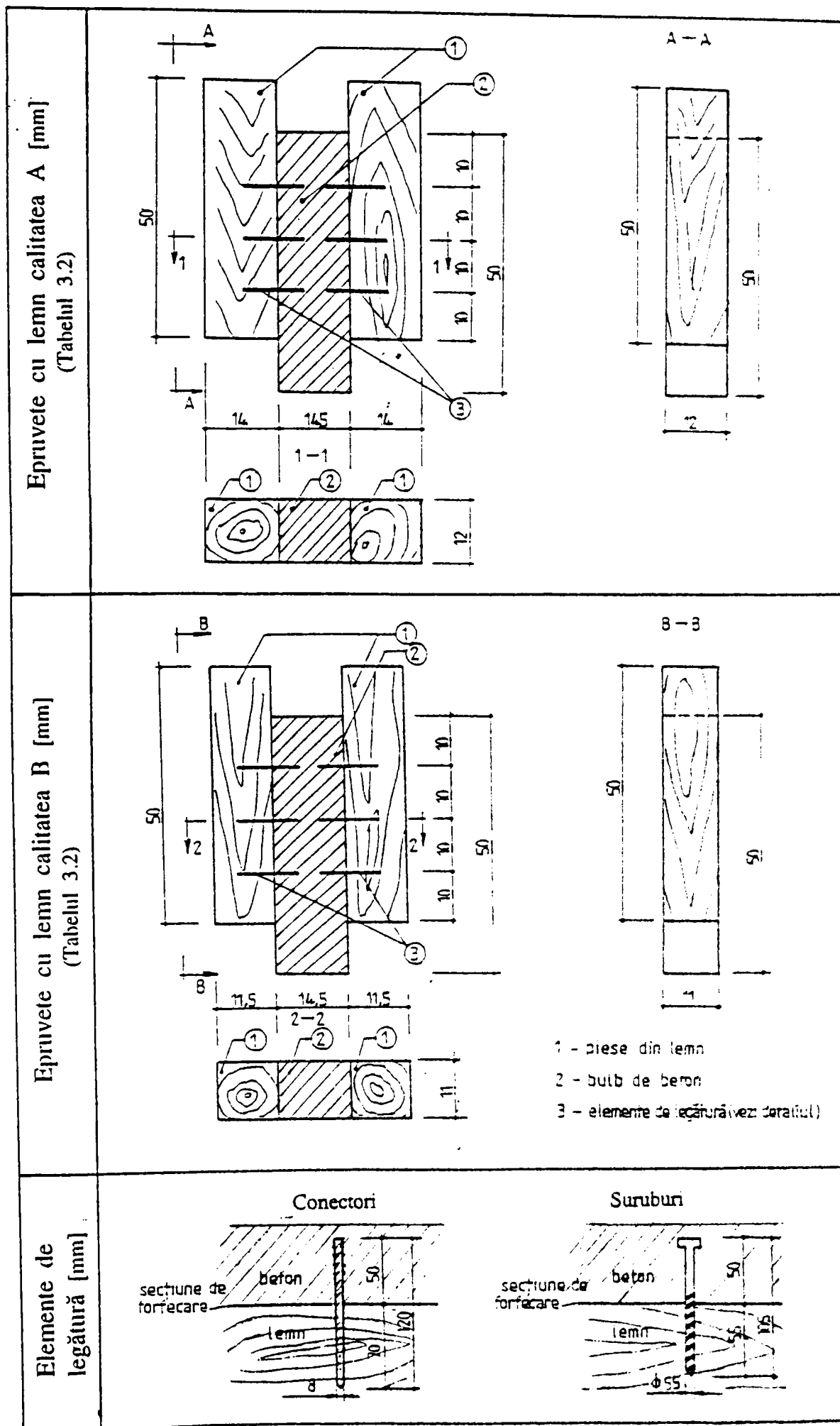


Fig. 4.15. Alcătuirea epruvetelor solicitate la forfecare

Piese de lemn au avut dimensiuni diferite la epruvetele cu lemn calitate A, față de cele cu lemn calitate B, păstrându-se dimensiunile inițiale ale secțiunii transversale ale grinzilor de lemn achiziționate. În fiecare dintre cele 2 secțiuni de forfecare ale epruvetei au fost prevăzute câte 6 elemente de legătură.

Conectorii s-au realizat din cupoane de oțel PC cu $\phi 8$, fixate în lemn prin batere după pregătire cu un burghiu de $\phi 5$ mm. Suruburile, având diametrul în dreptul secțiunii de forfecare a epruvetei $\phi 5,5$ mm, s-au înșurubat tot după pregătire cu un burghiu $\phi 5$ mm.

4.3.3. Caracteristicile fizico-mecanice ale materialelor

4.3.3.1. Lemnul

Pentru realizarea epruvetelor compuse lemn-beton s-au utilizat 2 calități de material lemnos. Din acest motiv, epruvetele fără alveole s-au realizat dintr-o calitate de lemn (A), iar cele cu alveole, din calitate (B). În vederea comparării celor două calități între ele, s-au realizat în plus două epruvete fără alveole din calitate (B).

Tabelul 4.2.

Calit. lemn	Prisma nr.	Dimensiunile prismelor [mm]	G [g]	$\rho = G/V$ [kg/m ³]	P_{max} [kN]	σ_{cII} [N/mm ²]	ρ^{med} [Kg/m ³]	σ_c^{med} [N/mm ²]
1	2	3	4	5	6	7	8	9
A	1	19,0x18,5x61	11	513	19,2	54,62	516	50,92
	2	17,0x18,0x61	9	482	15,3	50,00		
	3	19,0x19,0x61	11	500	17,0	47,10		
	4	18,5x18,5x61	11	527	17,0	49,67		
	5	19,0x18,0x61	11	527	18,8	54,97		
	6	18,0x18,0x61	12	607	16,8	51,85		
	7	19,0x19,0x61	10	454	17,4	48,20		
	8	19,0x18,0x61	9	431	14,0	40,93		
B	1	19,0x18,0x60	8	390	12,4	36,26	395	35,44
	2	19,0x18,0x61	8	383	12,6	36,84		
	3	19,0x18,0x61	8	383	12,2	35,64		
	4	17,0x19,0x61	8	406	11,5	35,60		
	5	18,5x19,0x61	9	420	9,4	26,74		
	6	17,5x18,5x61	8	405	9,6	29,65		
	7	19,0x18,0x61	8	380	13,2	38,59		

Notații : G - greutatea prisme;

V - volumul prisme;

ρ - greutatea specifică a lemnului;

P_{max} - sarcina ce provoacă ruperea epruvetei;

σ_{cII} - rezistența la rupere la compresiune paralel cu fibrele la umiditatea din momentul încercării.

Din ambele calități de lemn s-au prelevat epruvete pentru determinarea rezistenței la rupere la compresiune paralel cu fibrele (σ_{cII}) la umiditatea din momentul încercării, în conformitate cu STAS 86/1-87 [4.22].

Prisme, cu dimensiunile apropiate de cele prevăzute de STAS (20x20x60 cm), s-au încercat la presa de 20 tf. Rezultatele încercărilor efectuate s-au centralizat în Tabelul 4.2. Valorile medii ρ și σ_c atestă calitatea diferită a materialului lemnos (A și B).

Modulul de elasticitate al materialului lemnos în lungul fibrelor, indiferent de esența lemnului pentru construcțiile protejate împotriva umidității de lungă durată și a temperaturii ridicate se poate considera $E = 10.000 \text{ N/mm}^2$ [4.8].

4.3.3.2 . Betonul

Concomitent cu bulbii s-au turnat câte 3 cuburi (cu latura de 141 mm) și 2 prisme (100x100x300mm) din fiecare șarjă de beton, pe care s-au determinat rezistența la compresiune R_b , respectiv modulul de elasticitate E_b . Valorile medii ale acestor caracteristici sunt arătate în Tabelul 4.3.

Valoarea medie a modulului de elasticitate al betonului determinat pe prisme a fost $E_b = 35.000 \text{ N/mm}^2$.

Tabelul 4.3

Nr.cub	Epruvete corespunzătoare	Greutate G [kg]	Densitate $\rho = G/V$ [kg/m ³]	P_r [kN]	$R_b = P_r/A$ [N/mm ²]	ρ^{med} [kg/m ³]	R_b^{med} [N/mm ²]
1	2	3	4	5	6	7	8
1	Fara alveole	6,5	2319	700	35,2	2342	36,7
2		6,6	2354	730	36,7		
3		6,6	2354	760	38,2		
1	Cu alveole	6,5	2319	650	32,7	2319	33,2
2		6,5	2319	670	33,7		
3		6,5	2319	660	33,2		

4.3.3.3. Elemente de legătură

Pentru conectorii realizați din cupoane de PC s-au încercat 3 epruvete, în conformitate cu SREN 10002-1 [4.25], rezultând limitele de curgere R_e , rezistențele de rupere R_m și alungirile la rupere (Tabelul 4.4.a).

Suruburile având lungimea de 120 mm nu au putut fi încercate la tracțiune în timp util, deoarece, pentru fixarea în bacurile presei, era necesar un dispozitiv special. După încercarea

epruvetelor compuse și constatarea cedării necorespunzătoare a șuruburilor s-a procedat la analizarea metalografică a acestora în laboratorul Secției de sudură a Facultății de mecanică din Timișoara (Tabelul 4.4.b). În urma analizei a rezultat o compoziție corespunzătoare unui oțel OL 37 tratat termic, care nu este adecvată modului de solicitare al elementelor de legătură în epruvetele compuse lemn-beton (forfecare pură). Astfel se explică forfecarea șuruburilor în epruvetele încercate.

Tabelul 4.4.a

Nr.epruv	Diam.φ [mm]	R _e [N/mm ²]	R _m [N/mm ²]	Alungiri [%]	R _e ^{med} [N/mm ²]	R _e ^{med} [N/mm ²]	Alungir emedie [%]
1	2	3	4	5	6	7	8
1	8	451	650	26,3	455	653	26,4
2		457	656	26,5			
3		457	654	26,3			

Tabelul 4.4.b

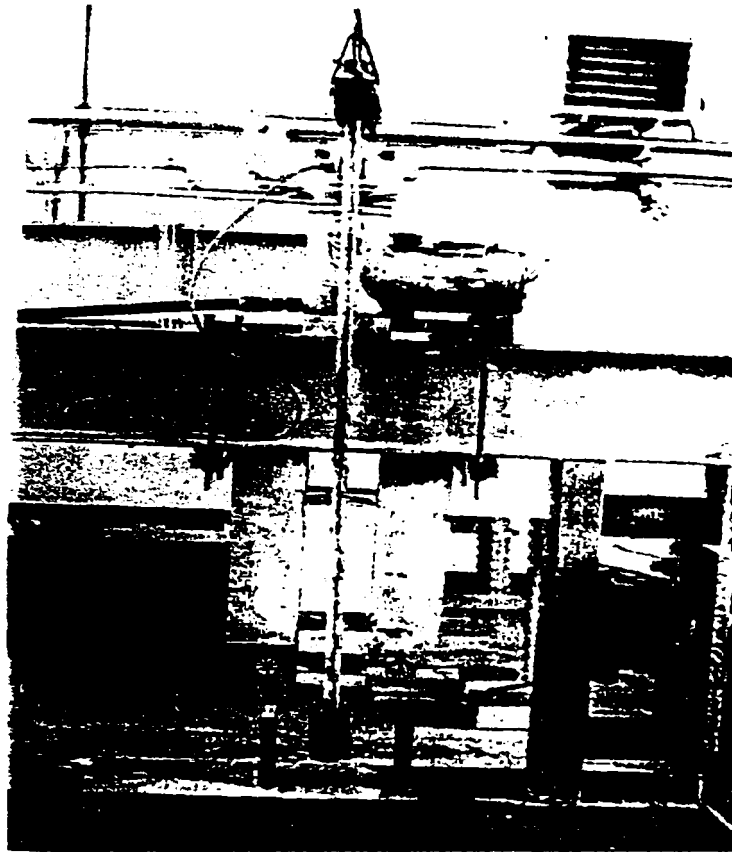
Compoziția oțelului șuruburilor		
Fe – 99,3 %	Cr1 – 0,036 %	Cu – 0,022 %
C – 0,029 %	Mo – 0,002 %	Pb – 0,0002 %
Si – 0,33 %	Ni 1 – 0,031 %	Ti – 0,000 %
Mn – 0,307 %	Al – 0,024 %	V – 0,000 %
P – 0 0-95 %	B – 0,000 %	W – 0,018 %
S – 0,0292	Co – 0,000 %	

4.3.4. Incercarea epruvetelor

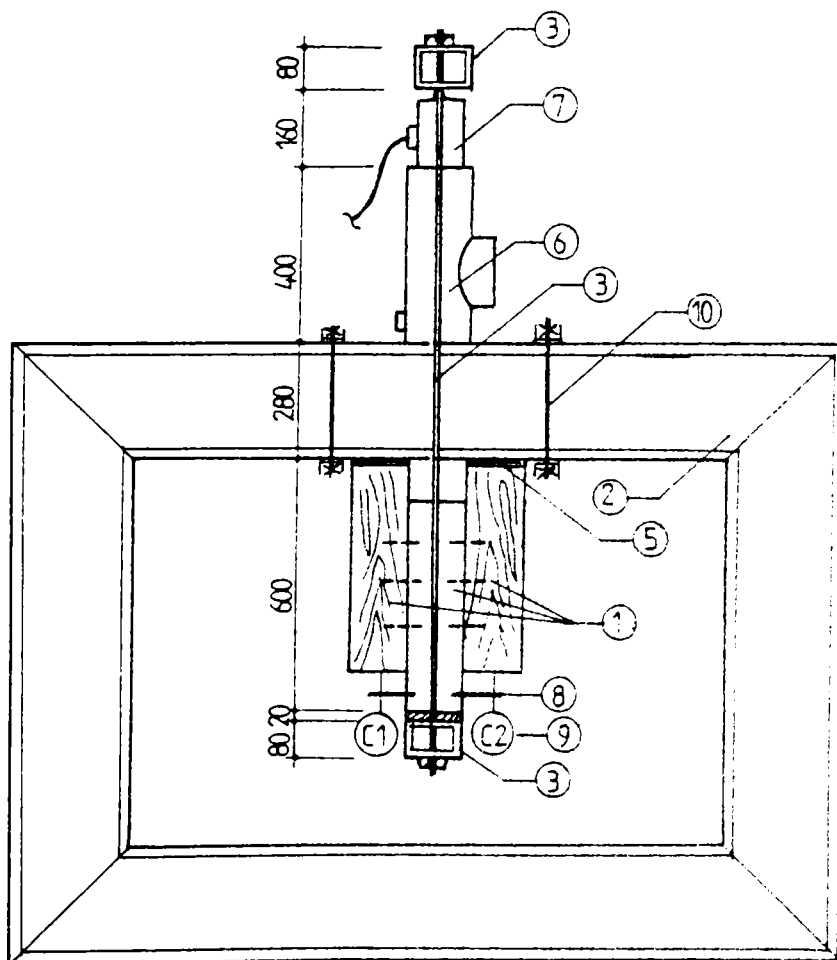
Epruvetele cu secțiunea compusă lemn - beton s-au încercat la forfecare pe un stand adaptat în acest scop (Fig.4.16).

Epruvetele s-au încărcat în trepte, până la cedare, valorile acestora fiind măsurate cu o doză de forță conectată la o punte tensometrică tip Hugenberger. În prealabil, doza de forță a fost etalonată la presa de 20 tf.

La baza epruvetelor s-au montat, prin intermediul unui jug, două microcomparatoare având precizia de 0,01 mm, cu care s-au măsurat deplasările relative dintre piesele de lemn și bulbul de beton (Fig.4.16.b).



a).



b).

- 1 - epruvetă
- 2 - cadru stand
- 3 - elemente jug
- 4 - placă de bază
- 5 - cauciuc
- 6 - eric hidraulic 25 t
- 7 - doza de forță cu bilă
- 8 - cadru pentru fixare microcomparatoare
- 9 - microcomparatoare (0,01 mm)
- 10 - ghidaje epruvete

Fig. 4.16. Standul de încercări la forfecare pentru epruvetele compuse lemn-beton

4.3.5. Rezultatele încercărilor

Pe parcursul încercărilor s-au urmărit comparativ comportarea epruvetelor realizate din calități diferite de material lemnos, precum și a celor 4 variante de asigurare a conlucrării între lemn și beton (prin conectori, cu sau fără alveole practicate în lemn și prin șuruburi, cu sau fără alveole în piesele de lemn).

Modul de cedare al epruvetelor a fost caracteristic particularităților de alcătuire (Tabelul 4.1). Imaginile epruvetelor după cedare sunt prezentate în Anexa B (Fig.B.1, B.2, B.3, B.4). În cazul epruvetelor fără alveole se constată că, la suprafața de contact lemn-beton conectorii s-au îndoit și au strivit lemnul (LBC₁ și LBC₂ - Fig.B.1.a); la epruvetele similare realizate din lemn de calitate mai slabă (LBC₃, LBC₄), acesta a fisurat (Fig.B.1.b). La epruvetele cu alveole (LBAC₁, LBAC₂), conectorii s-au îndoit, iar betonul din alveole s-a zdrobit (Fig.B.3); fisurile inițiale ale pieselor de lemn în lungul liniei conectorilor s-au deschis pe parcursul încercării. Epruvetele cu conlucrare prin șuruburi s-au rupt prin cedarea șuruburilor la forfecare, în cazurile când acestea erau fixate direct în piesele de lemn (LBS₁ și LBS₂ - Fig.B.2); în prezența alveolelor, diblurile de beton rezultate s-au zdrobit, iar șuruburile au cedat la forfecare sau au fost smulse din lemn (LBAS₁, respectiv LBAS₂ - Fig.B.4).

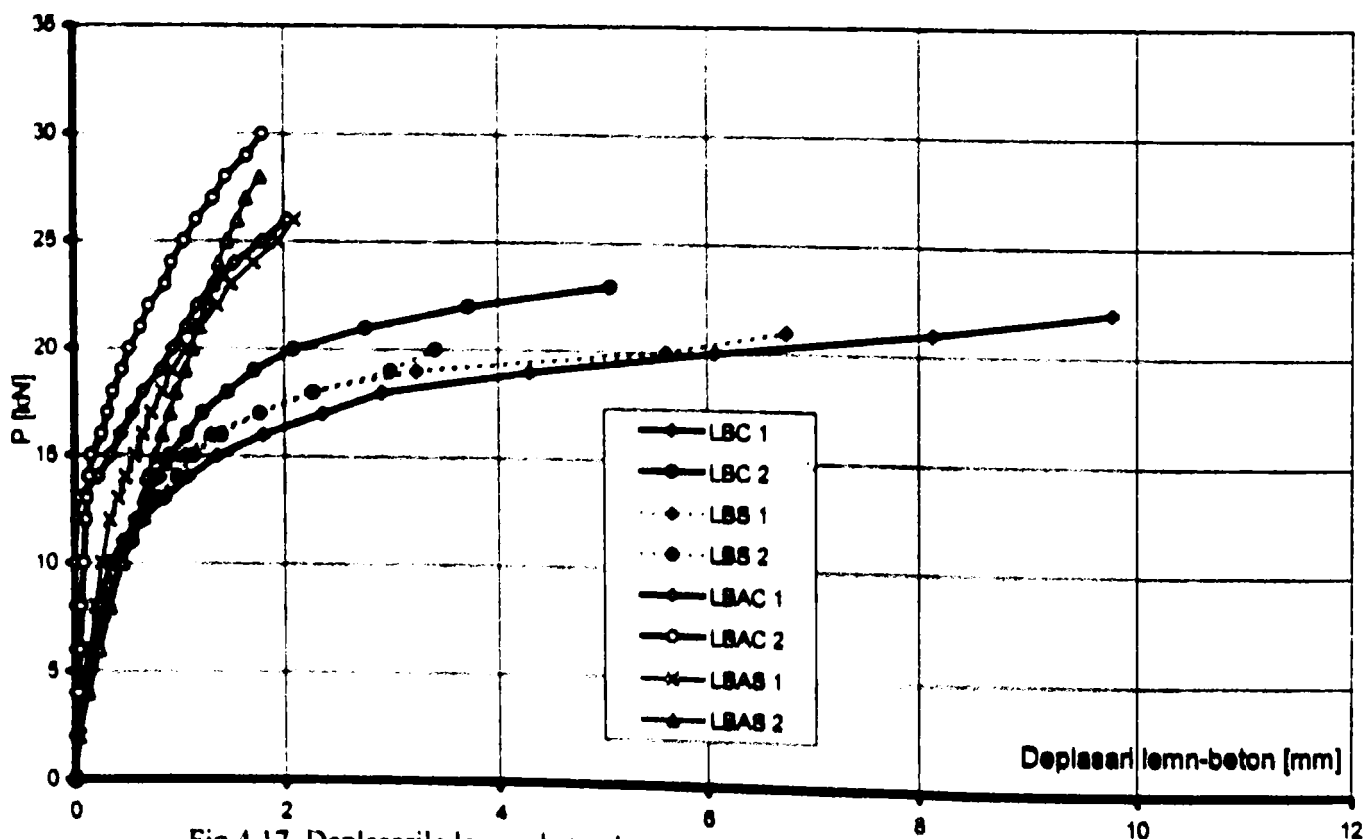


Fig.4.17. Deplasările lemn - beton la epruvetele cu conectori față de cele cu șuruburi

Între comportarea epruvetelor prevăzute cu conectori și cele cu șuruburi au rezultat unele aspecte distincte. În Fig.4.17, unde sunt reprezentate deplasările relative dintre lemn și beton d în funcție de încărcarea P , se disting diferențele între epruvetele cu conectori față de cele cu șuruburi. Se menționează că la trasarea diagramelor $P-d$ s-au folosit valorile deplasărilor relative măsurate în cea mai slabă dintre cele 2 secțiuni de forfecare. În general, epruvetele s-au deformat aproximativ simetric, neexistând diferențe esențiale între valorile măsurate cu C1 și cu C2.

Urmărind diagramele reprezentate, rezultă că la epruvetele cu conectori (LBC₃; LBAC₁, LBAC₂), deplasările relative lemn-beton pentru aceeași încărcare au avut valori mai mici față de cele ale epruvetelor cu șuruburi (LBS₁, LBS₂; LBAS₁; LBAS₂); în cazul epruvetei LBC₁, valorile deplasărilor au fost comparabile cu cele înregistrate la elementele omologe prevăzute cu șuruburi. Forțele la care s-a produs cedarea epruvetelor cu șuruburi au fost mai mici decât cele ale epruvetelor cu conectori. Aspectul poate fi pus, pe de o parte, pe seama faptului că, în dreptul secțiunii de forfecare, diametrul șurubului (pe porțiunea filetată) a fost doar de 5,5 mm, iar pe de altă parte a faptului că materialul din care au fost confecționate aceste holșuruburi era necorespunzător pentru solicitarea la forfecare pură (vezi pct. 4.3.3.3).

În lucrarea [4.6] este prezentată o concluzie similară, avându-se în vedere că între epruvetele realizate cu beton obișnuit sau cu beton ușor, cu aceleași dimensiuni și număr de holșuruburi ca elemente de legătură, comportarea nu a fost îmbunătățită esențial folosind beton obișnuit. În schimb, la una din epruvetele realizate cu beton obișnuit, cedarea s-a produs prin forfecarea tuturor holșuruburilor. Se menționează că ruperea casantă a fost consecința încastrării practic rigide a șuruburilor în beton.

O altă concluzie de remarcă este îmbunătățirea comportării conlucrării la epruvetele prevăzute cu alveole. Acest aspect este evidențiat prin valorile mai mari ale forțelor de cedare ale acestor epruvete, față de cele ale epruvetelor fără alveole (Fig.4.18).

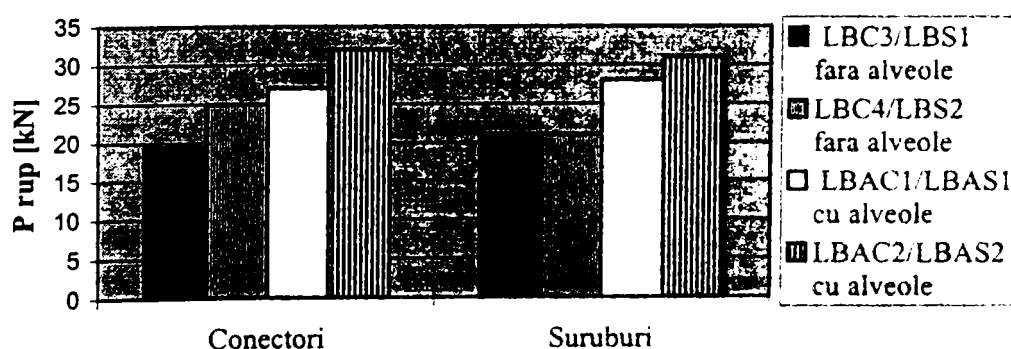


Fig.4.18 . Efectul diblurilor de beton asupra conlucrării lemn-beton

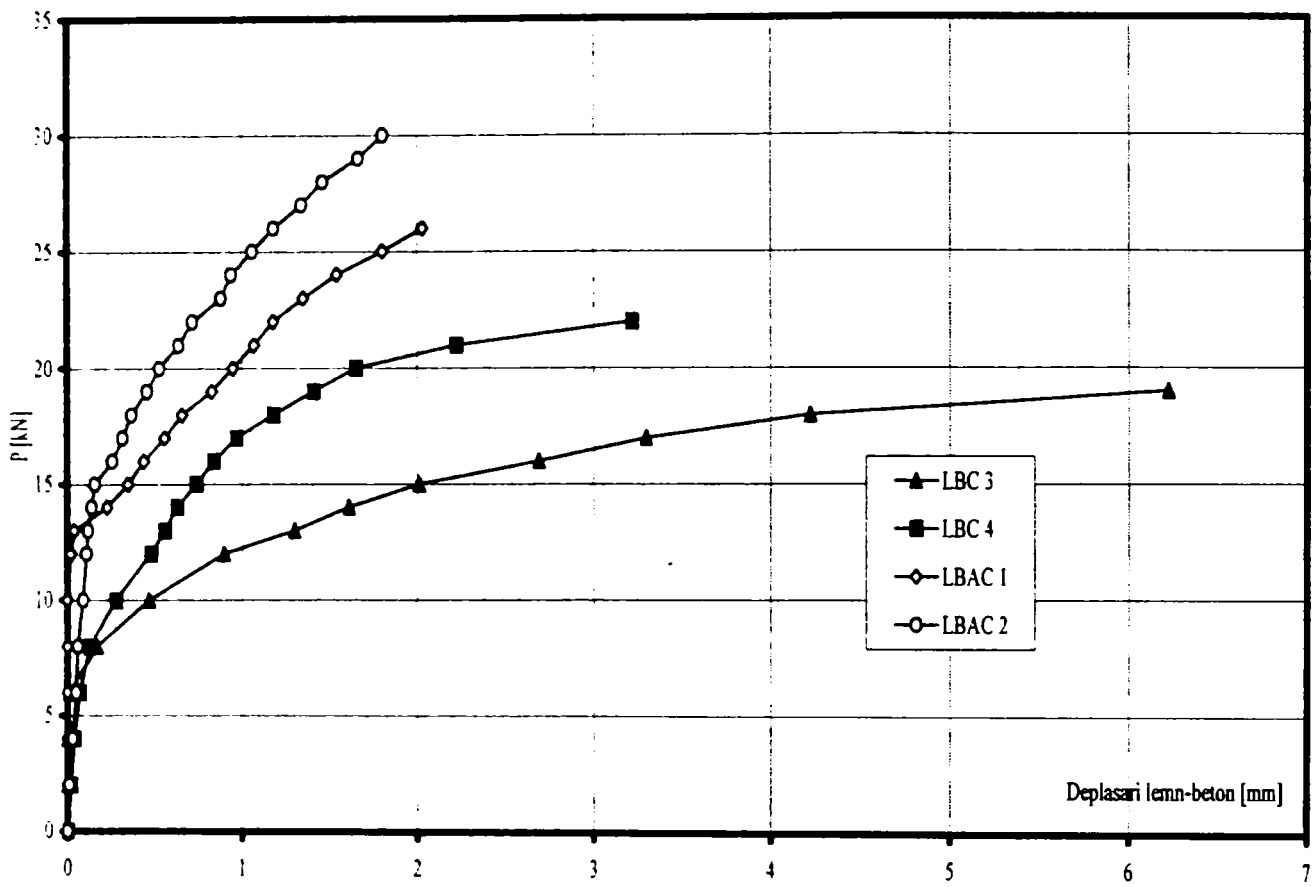


Fig. 4.19. Efectul alveolelor asupra deplasărilor lemn-beton la epruvetele cu conectori

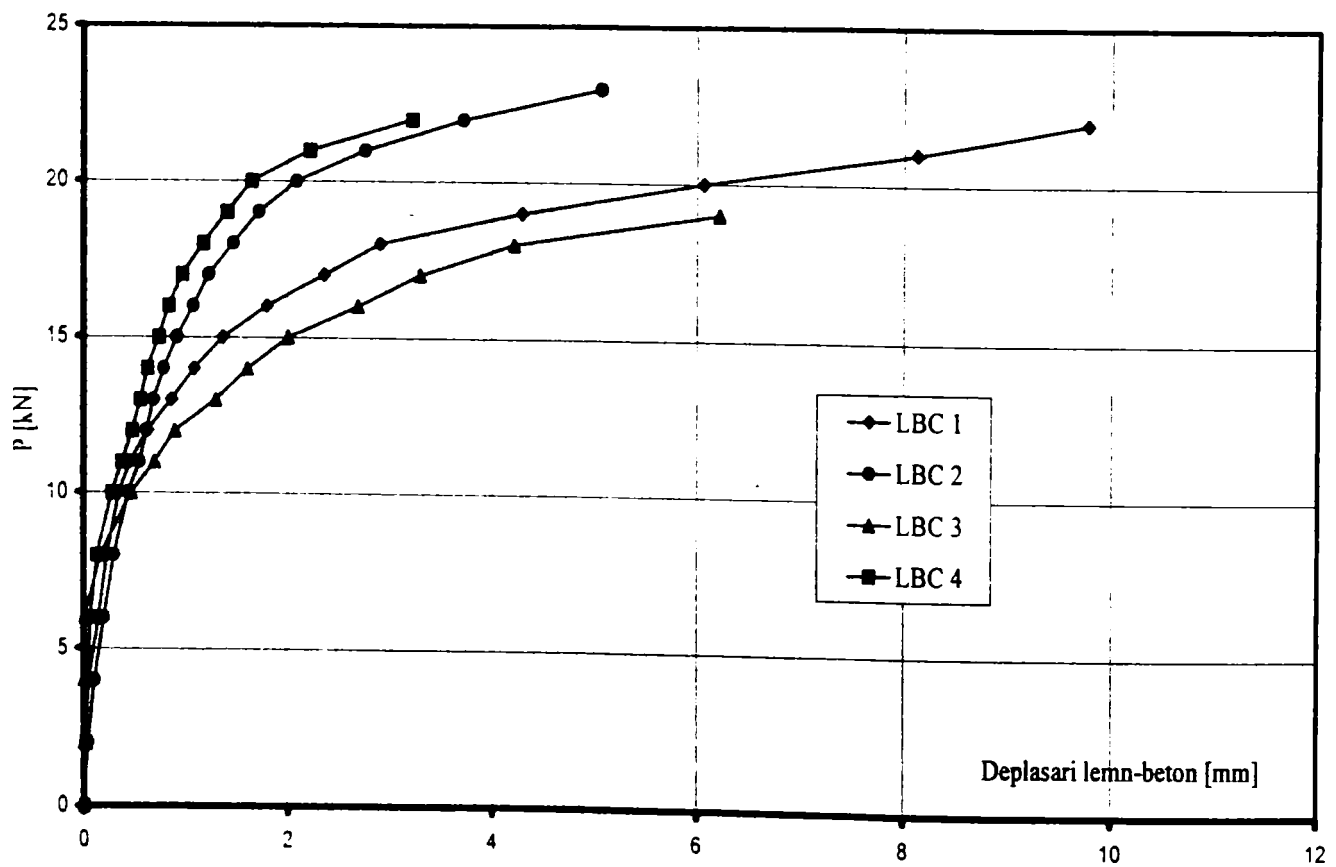


Fig. 4.20. Influenta calitatii lemnului asupra deplasărilor lemn - beton

În Fig.4.19 s-au reprezentat diagramele **P-d** pentru elementele fără alveole. față de cele cu alveole. Rezultă, în cazul epruvetelor cu alveole, pe lângă forțele de rupere mai mari, valori mai mici ale deplasărilor relative lemn-beton, față de cele ale epruvetelor fără alveole. Aceste aspecte dovedesc efectul evident pozitiv al diblurilor de beton la interfața lemn-beton. Diblurile consolidează, pe de o parte zona din jurul elementelor de legătură, iar pe de altă parte contribuie la transmiterea corespunzătoare a forțelor de alunecare de la beton la lemn.

În ceea ce privește influența calității materialului lemnos utilizat, aceasta s-a evidențiat prin compararea comportării epruvetelor LBC₁ și LBC₂ realizate cu lemn de calitate A, față de cea a epruvetelor LBC₃ și LBC₄ realizate cu lemn de calitate B, la toate aceste elemente conlucrarea fiind asigurată prin conectori (Fig.4.20). Valorile mai mari ale deplasărilor relative și forța de cedare mai mică la epruveta LBC₃ se explică prin faptul că epruveta similară LBC₄ a avut lemnul fisurat inițial. Eliminându-se din interpretare epruveta LBC₃, se observă că elementele realizate din lemn de calitate A (LBC₁ și LBC₂) au avut o comportare comparabilă cu cea a elementului corespunzător realizat din lemn de calitate B (LBC₄): forțele de cedare au avut valori apropiate, iar deplasările relative au prezentat diferențe neesențiale.

4.3.6. Interpretarea rezultatelor

Pentru interpretarea rezultatelor încercărilor preliminare la forfecare s-a determinat modulul la alunecare G pe baza criteriilor propuse în [4.6], [4.7]:

Forța de forfecare la exploatare P_{d1} , corespunde valorii admise a deplasării lemn-beton $d_{adm} = 0,09 \cdot \phi$ (ϕ - diametrul elementului de legătură).

Forța limită de forfecare (capacitatea portantă la forfecare) P_{d2} corespunde unei deplasări lemn-beton $d = 2,5 \cdot d_{adm} = 0,225 \phi$.

Forța admisă de forfecare P_{adm} se apreciază la o treime din capacitatea portantă la forfecare ($P_{adm} = P_{d2}/3$) acceptând un coeficient de siguranță $s = 3,0$

Modulul la alunecare G s-a determinat conform Fig.4.21, pe baza raportului:

$$G = \frac{P_{hot}}{d_{af}}, \quad (4.9)$$

$$\text{în care : } P_{hot} = \frac{2}{3} \cdot P_{d2} \quad [\text{kN}]$$

$$d_{af} - \text{deplasarea relativă între lemn și beton corespunzătoare încărcării } P_{hot} [\text{cm}]$$

Se constată că G este de fapt un modul secant.

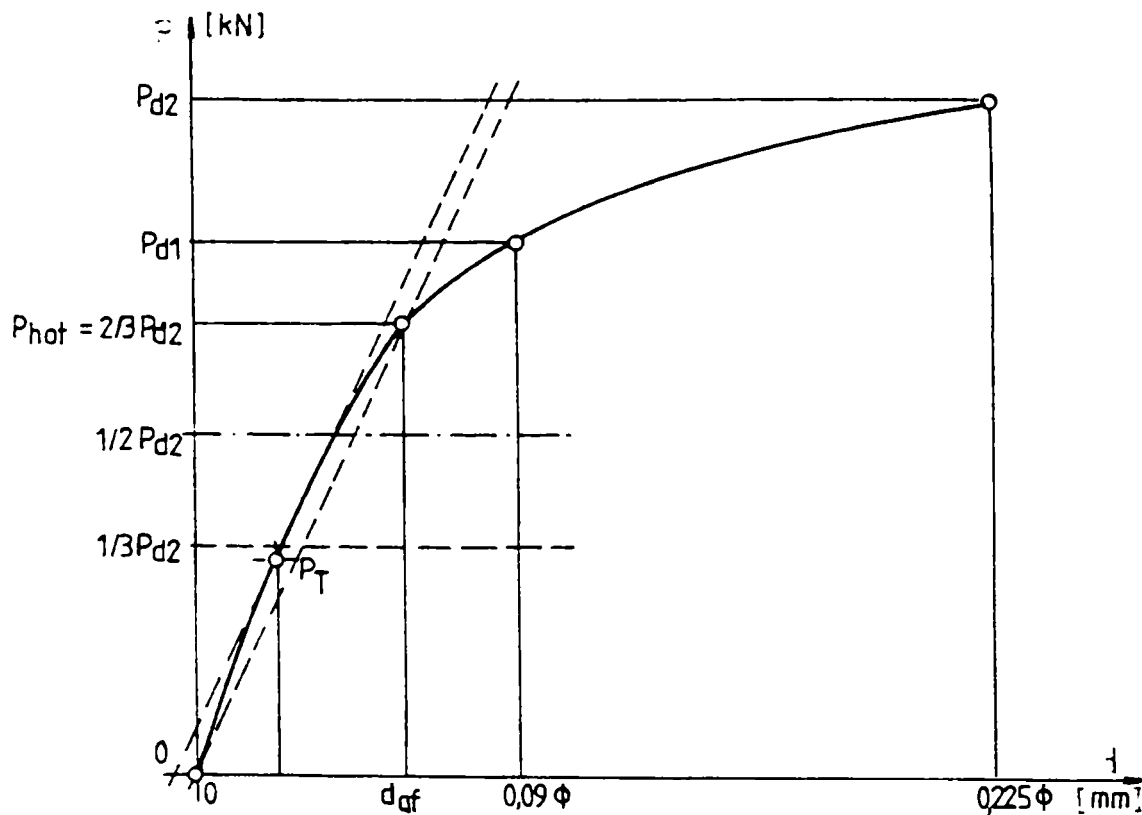


Fig.4.21. Stabilirea modului la lunecare G

Deplasările relative de bază ale epruvetelor încercate (menționate mai sus) la care conlucrarea s-a realizat cu cupoane din oțel PC $\phi 8$ sau cu holțșuruburi cu $\phi 5,5$ au rezultat:

pentru conectori : $d_{adm}^c = 0,09 \cdot 8 = 0,72$ mm;

$$d^c = 0,225 \cdot 8 = 1,80$$
 mm.

pentru șuruburi : $d_{adm}^s = 0,09 \cdot 5,5 = 0,50$ mm;

$$d^s = 0,225 \cdot 5,5 = 1,24$$
 mm.

Valorile forțelor de exploatare P_{d1} , respectiv ale forțelor limită P_{d2} corespunzătoare acestor deplasări sunt date în Tabelul 4.5 (col.3 și 4). Pe baza forței limită P_{d2} , s-au determinat moduli la lunecare G (col.9). Aceste valori corespund întregii secțiuni de forfecare, deci celor 3 elemente de legătură din secțiune. Pentru un singur element de legătură valorile G_1 sunt date în col.10.

Dacă se transpun valorile forțelor de exploatare P_{d1} (col.3) pe diagramele **P-d** trasate pentru toate epruvetele încercate (Fig. 4.17 și 4.20), se constată o comportare practic elastică a

conlucrării până la un nivel al încărcării situat deasupra sarcinii de exploatare. Acest fapt justifică considerarea în calcul a unui model elastic de conlucrare.

Tabelul 4.5

Epruveta	Elem. de leg. ϕ [mm]	P_{d1} [kN]	P_{d2} [kN]	P_{max} [kN]	$P_{adm} = P_{d2}/3$ [kN]	$2/3P_{d2}$ [kN]	d_{af} [mm]	G [kN/cm]	G_1 [kN/cm]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
LBC1	8	12,37	16,00	25,0	5,33	10,67	0,42	254,05	84,7
LBC2	8	13,30	19,22	15,0	6,41	12,81	0,68	188,38	62,8
LBC3	8	11,01	14,48	19,5	4,83	9,65	0,47	205,32	68,5
LBC4	8	11,82	20,26	25,0	6,75	13,50	0,59	228,81	76,3
LBS1	5,5	11,20	15,71	21,0	5,24	10,47	0,43	243,49	81,2
LBS2	5,5	10,36	15,37	21,0	5,12	10,25	0,52	197,12	65,7
LBAC1	8	18,35	25,00	27,0	8,33	16,67	0,52	320,58	106,9
LBAC2	8	22,00	30,00	32,0	10,00	20,00	0,53	377,35	125,8
LBAS1	5,5	14,00	21,12	28,0	7,04	14,08	0,50	281,60	93,9
LBAS2	5,5	10,61	21,55	31,0	7,18	14,37	0,72	199,58	66,5

Analizându-se modulii la lunecare (col. 9 sau 10), rezultă că epruvetele prevăzute cu conectori și alveole în lemn (LBAC₁, LBAC₂) prezintă cele mai mari valori ale acestuia. Prin folosirea în aceleași condiții a șuruburilor ca elemente de legătură (LBAS₁, LBAS₂), se constată o reducere a modului la lunecare cu cca 30%. Când conectorii s-au fixat direct în lemn (LBC₁, LBC₂), valorile modurilor la lunecare au fost cu cca 37% mai mici decât la epruvetele similare cu alveole (LBAC₁, LBAC₂).

Pentru aprecierea conlucrării dintre lemn și beton se definește [4.6] factorul de rigiditate a conlucrării K, exprimat prin raportul dintre modulul la lunecare G și forța admisă la forfecare $P_{adm} = P_{d2}/3$:

$$K = \frac{G}{P_{adm}} \quad (4.10)$$

Factorul de rigiditate are valoarea mică, dacă forța admisă la forfecare este mare; aceasta corespunde unei transmiteri de forțe prin lunecări aferente mai mari de la beton la lemn și invers.

La valori mari ale factorului de rigiditate, forța admisă la forfecare este mică, corespunzând unui transfer de forțe prin lunecări aferente mai mici între lemn și beton.

Aceste aspecte se evidențiază comparând valorile forțelor admise și deplasările aferente ale epruvetelor cu conectori, fără și cu dibluri de beton (Tabelul 4.5, col.6 și diagramele din Fig.4.19).

În lucrarea [4.6] s-a făcut un studiu comparativ al comportării conlucrării pentru diferite tipuri de elemente de legătură, eficiența transmiterii forțelor de alunecare apreciindu-se pe baza factorului de rigiditate a conlucrării respectiv a forței admise la forfecare. În Tabelul 4.6 sunt prezentate rezultatele acestor cercetări efectuate pe epruvete compuse lemn – beton ușor (poz.1... 5), comparativ cu rezultatele încercărilor proprii efectuate pe epruvetele lemn beton obișnuit (poz. 6 ... 9).

Tabelul 4.6

Elemente experim.	Nr.	Elemente de legătură	P_{d2} [kN]	P_{adm} [kN]	G_1 [kN/cm]	K [1/cm]
1	2	3	4	5	6	7
[2]: Beton ușor - lemn	1	HS ϕ 12 mm < 60°	22,10	7,37	169,7	23,0
	2	HS ϕ 12 mm	9,36	3,12	88,6	28,4
	3	HS ϕ 10 mm	6,73	2,24	71,1	31,7
	4	HS ϕ 8 mm	5,07	1,69	86,3	51,1
	5	CU ϕ 4,5 mm	3,25	1,08	67,9	62,7
[Încercări proprii]: Bet.obişnuit - lemn	6	PC ϕ 8 mm	17,49	5,83	73,1	37,6
	7	HS ϕ 5,5 mm	15,54	5,18	73,5	42,5
	8	PCA ϕ 8 mm	27,50	9,17	116,3	38,0
	9	HSA ϕ 5,5 mm	21,33	7,11	80,2	33,8

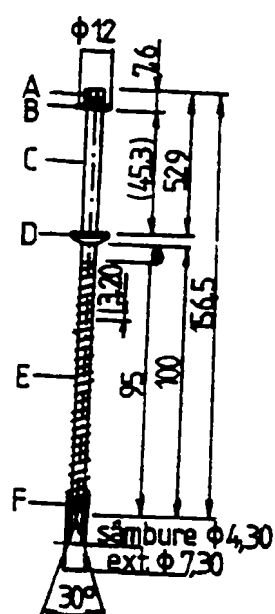
Notații : HS - holșuruburi
 CU - cuie
 PC - conectori din oțel PC
 HSA - holșuruburi și alveole
 PCA - conectori și alveole

În cazul elementelor cu beton ușor (cu rezistențe la compresiune variind între 17,8 - 23,4 N/mm²), cea mai bună performanță (în cazul elementelor de legătură verticale) a rezultat în cazul holșuruburilor de ϕ 12, obținându-se cele mai mici valori ale factorului de rigiditate a conlucrării K . La elementele cu beton obișnuit (cu rezistențe la compresiune variind între 32,7-38,2 N/mm²), alveolele practicate în lemn, au mărit capacitatea portantă a epruvetelor prin acțiunea suplimentară a diblurilor de beton la transmiterea forțelor de alunecare de la beton la lemn și invers, conferind și valori mai mici ale factorului de rigiditate, față de elementele fără alveole (așa cum s-a menționat anterior).

Un efect deosebit de favorabil se constată în cazul șuruburilor ϕ 12 înclinate cu 60° față de secțiunea de forfecare, obținându-se o forță admisă la forfecare P_{adm} de cca 2 ori mai mare față de cea a epruvetelor cu șuruburi dispuse vertical.

La o concluzie similară a ajuns Meierhofer U.A. [4.9], care a testat comportarea șuruburilor înclinate la 45°, în ideea că astfel șuruburile sunt solícitate cu preponderență la

întindere sau compresiune, în loc de încovoiere și forfecare ca în cazul celor perpendiculare pe suprafața de forfecare. În acest sens s-au efectuat încercări la forfecare și la smulgere a șuruburilor din beton și lemn. Prin încercările la forfecare s-a urmărit rigiditatea conlucrării dintre lemn și beton pentru diferite variante de amplasare a elementelor de legătură perpendiculare, înclinate, cruciș și combinate. Ca elemente de legătură s-au utilizat șuruburi speciale tip SFS-VB-48-7,5 x 100 mm [4.13] având forma și alcătuirea din Fig. 4.22.



a). Formă și dimensiuni



b). Mod de fixare

Fig. 4.22. Șuruburile tip SFS-VB

Datorită zvelteții ridicate a elementelor de legătură, în cazul fixării acestora în poziție perpendiculară pe suprafața de forfecare, s-a obținut o rigiditate insuficientă a conlucrării. Prin înclinarea șuruburilor (solicitate astfel cu preponderență la întindere), modulii la lunecare G_1 au rezultat de cca 50 kN/cm. Valori mult mai mici ale deplasărilor lemn-beton s-au obținut prin fixarea în cruciș a șuruburilor, rezultând moduli la lunecare de cca 70 kN/cm pentru un șurub. Cele mai bune rezultate s-au obținut în cazul prevederii alternante în cruciș a elementelor de legătură, valorile modurilor la lunecare G_1 variind între 104-148 kN/cm; această rigiditate mărită este explicabilă pe baza împiedicării unor efecte secundare, cum ar fi mai ales torsionarea grinzii de lemn.

Comparându-se aceste valori medii ale modurilor la lunecare/element de legătură cu valorile corespunzătoare rezultate pe baza încercărilor proprii (Tabelul 4.5, col.10), se constată în cazul epruvetelor cu conectori și dibluri de beton (LBAC1, LBAC2) performanțe comparabile cu cele obținute în [4.13] prin înclinarea șuruburilor la 45° alternant în cruciș.

Fixarea șuruburilor în poziție înclinată și deci solicitarea lor cu preponderență la întindere a condus la necesitatea încercărilor la smulgere din beton și din lemn a acestora. În urma încercărilor de smulgere din beton, șuruburile au cedat în porțiunea filetată la o încărcare de cca 11 kN. Incercarea la smulgerea din lemn a șuruburilor a avut ca și consecință fie smulgerea din lemn a acestora, fie cedarea la întindere, la încărcări apropiate de cele de la beton. Incercările la smulgere au arătat că poate fi considerată ca valoare limită a smulgerii o forță de 3 kN.

Aspectele prezentate mai sus vor fi luate în considerare, în continuare, la studierea unor grinzi pentru planșee realizate în soluție compusă lemn – beton.

4.4. Studiul comportării unor grinzi cu secțiunea compusă lemn – beton

4.4.1. Alcătuirea programului experimental

În vederea studierii planșeelor compuse lemn-beton, s-a alcătuit un program experimental [4.4] cuprinzând 6 grinzi realizate cu structura compusă și prevăzute cu 2 sisteme de asigurare a conlucrării între grinda de lemn și placa de beton :

- conectori sub formă de cupoane din oțel PC 52 fixate în alveole practice în lemn de-a lungul axei mediane a feței superioare a grinzii de lemn ce ajunge în contact cu placa de beton;

- șuruburi pentru lemn fixate înclinat la 45° , alternant în cruciș.

Elementele compuse lemn - beton au fost realizate din grinzi de lemn de 2 calități diferite și aceeași dimensiune a secțiunii transversale (11,3 x 14 cm) , aspecte determinate de posibilitățile de aprovizionare. Forma și alcătuirea elementelor experimentale cu dispunerea mijloacelor de conlucrare adoptate pot fi urmărite în Fig.4.23.a și 4.23.b.

În cazul elementelor GA conectorii au fost fixați pe un singur rând, respectându-se dispoziția aceluiași tip de elemente de legătură de la epruvetele încercate la forfecare în cadrul cercetărilor preliminare (pct.4.3.2).

La elementele de tip GS șuruburile s-au fixat în poziție înclinată, alternant în cruciș, evitându-se solicitarea la forfecare a acestora. Prin înclinarea șuruburilor la 45° , acestea vor fi supuse doar la eforturi de întindere sau compresiune, mod favorabil de solicitare pentru comportarea elementelor compuse. Elementele de legătură au fost dispuse pe două rânduri din condiții constructive.

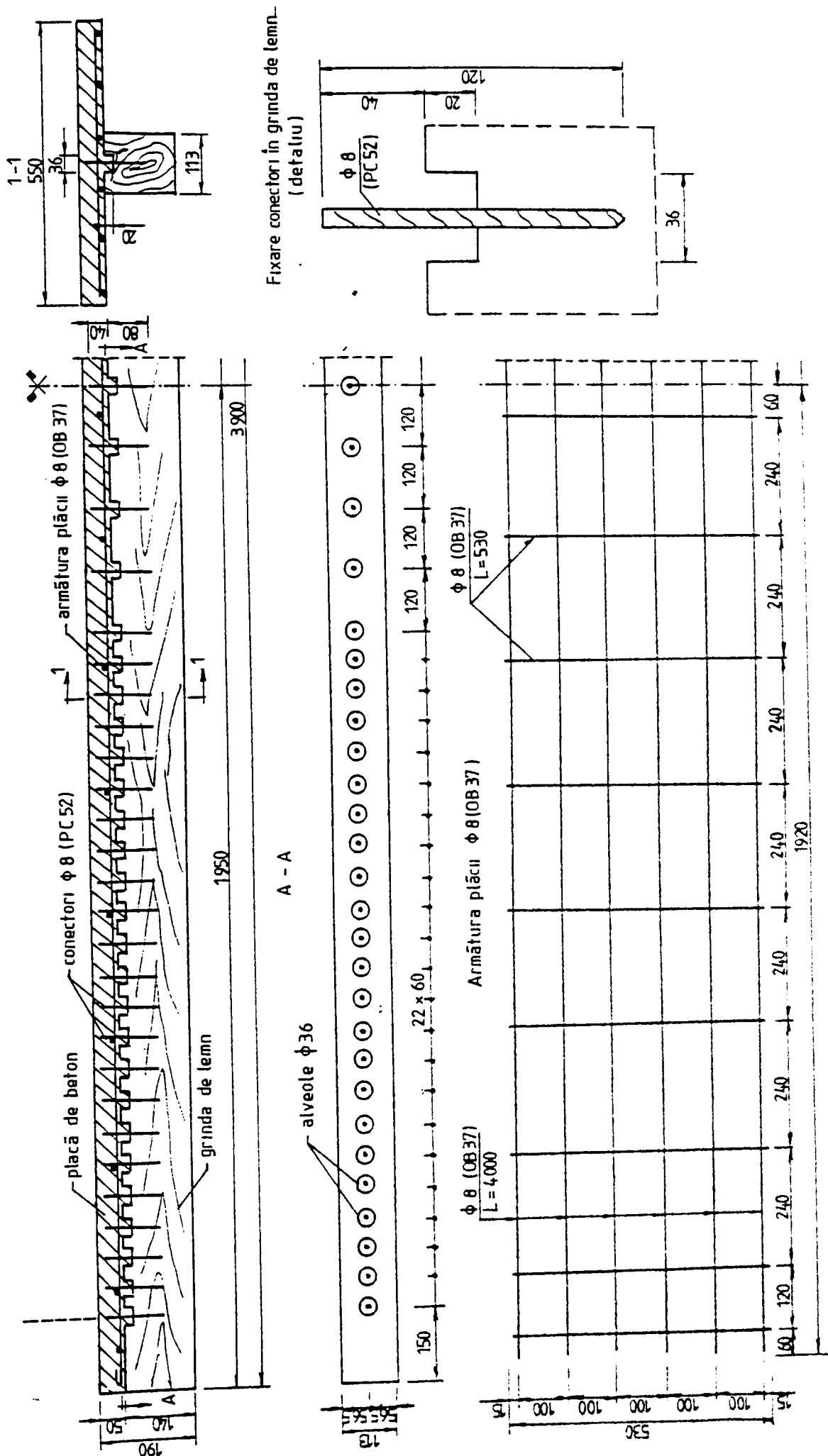
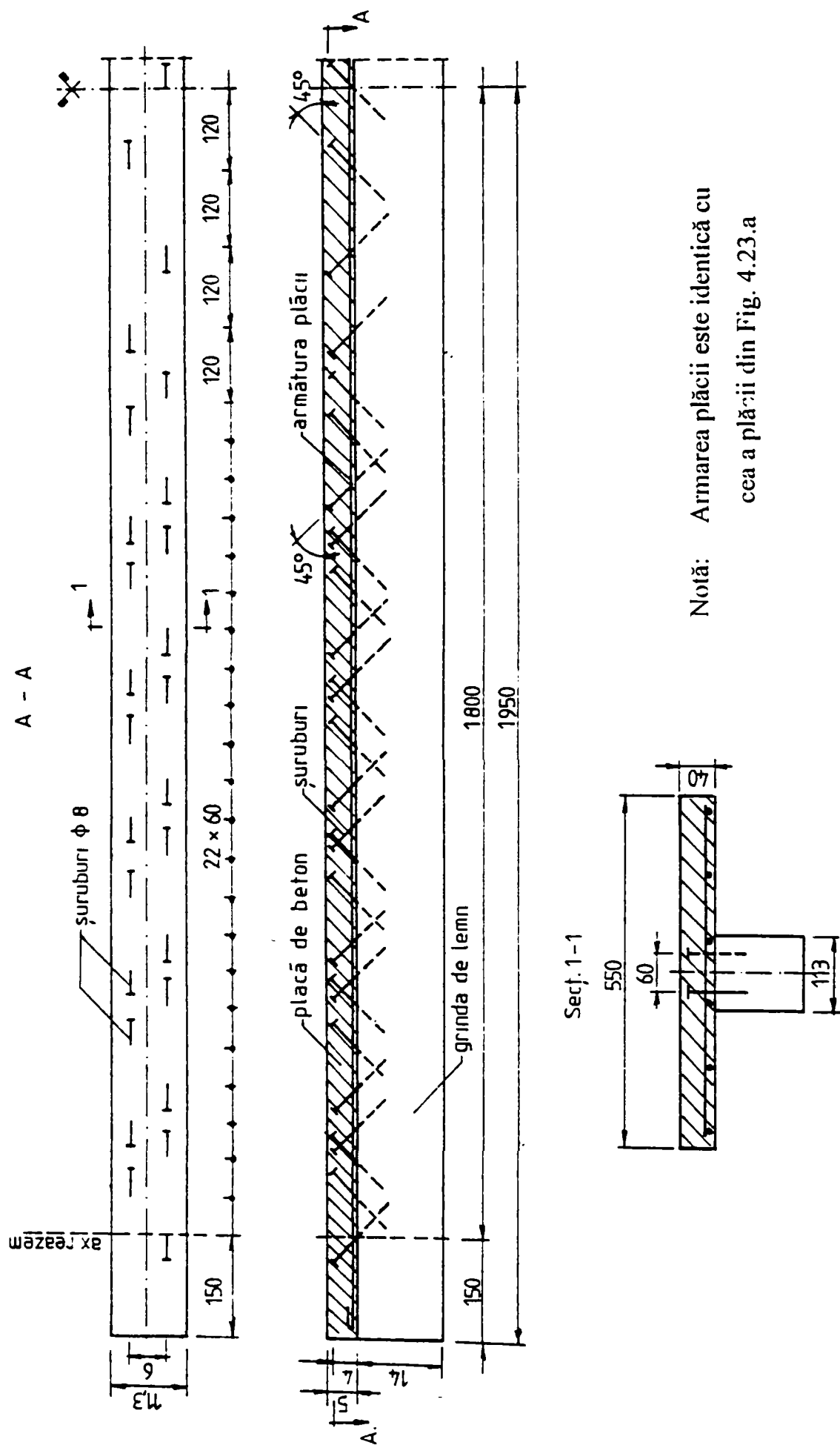


Fig. 4.23.a. Alcătuiră elementelor experimentale cu conlucrare prin conectori și dibluri de beton



Notă: Armarea plăcii este identică cu cea a plăcii din Fig. 4.23.a

Fig. 4.23.b. Alcătuirea elementelor experimentale cu conlucrare prin șuruburi înclinate

S-au realizat câte 3 grinzi identice pentru fiecare variantă. Caracteristicile distinctive ale elementelor experimentale sunt prezentate în Tabelul 4.7.

Tabelul 4.7

Denumirea grinzii	Elemente de legătură		Calitatea lemnului	Alcătuirea elementelor
	Tipul	Poziția de fixare		
1	2	3	4	5
GA 1	PC 52+ dibluri de beton	Verticale	A	Fig. 4.23.a
GA 2				
GA 3				
GS 1	Suruburi pentru lemn	Inclinate 45°	B	Fig. 4.23.b
GS 2				
GS 3				

Fixarea elementelor de legătură ϕ 8 mm s-a făcut după găurirea în prealabil a lemnului cu un burghiu ϕ 6, pentru evitarea fisurării lemnului în timpul operației de batere (PC 52), respectiv de înșurubare (șuruburi).

După fixarea elementelor de legătură, s-a montat cofrajul și plasa de armătură în vederea turnării plăcii de beton (Fig.4.24 a și b).

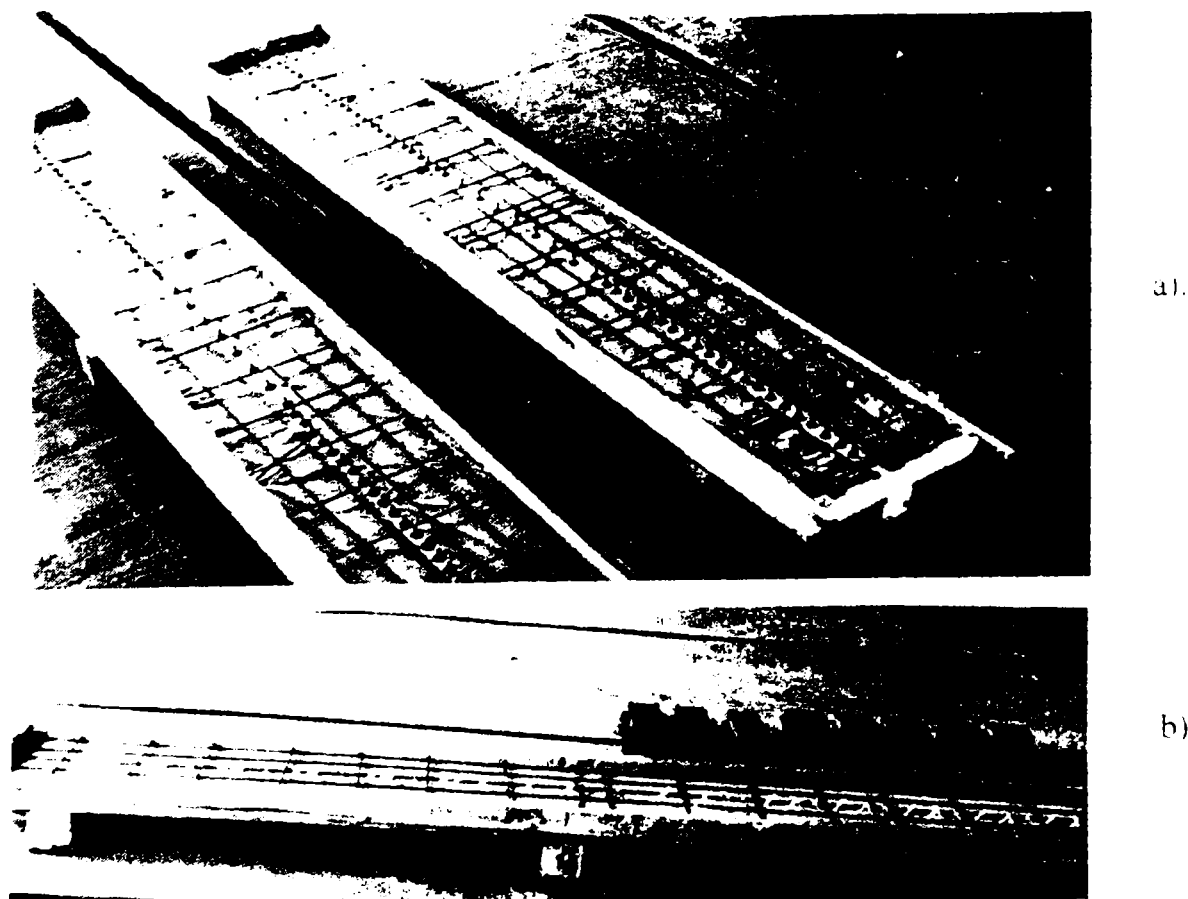


Fig. 4.24. Pregătirea pentru turnare a grinzilor GA (a) și GS (b)

4.4.2. Caracteristicile fizico-mecanice ale materialelor

4.4.2.1. Lemnul

Pentru grinzile din lemn s-a determinat *rezistența la compresiune paralel cu fibrele* σ_{CII} , în conformitate cu STAS 86/1-87 [4.22]. În acest scop s-au extras din fiecare calitate de lemn (A și B) câte 6 epruvete prismatice de 20x20x60 mm.

Rezistența la încovoiere statică a lemnului σ_i s-a determinat conform STAS 337/1-88 [4.24], pe câte 4 prisme de 20x20x300 mm, extrase din fiecare calitate de lemn.

Modulul de elasticitate la compresiune paralel cu fibrele E_{CII} s-a stabilit în conformitate cu prevederile STAS 86/2-87 [4.23], pe câte 2 prisme de 20x20x60 mm extrase din cele două calități de material lemnos.

Valorile medii ale caracteristicilor determinate sunt prezentate în Tabelul 4.8 .

Tabelul 4.8

Calitate lemn	Valori experimentale				Valori corectate	
	σ_{CII}^{med} [N/mm ²]	σ_i^{med} [N/mm ²]	E_{CII}^{med} [N/mm ²]	ρ^{med} [Kg/m ³]	σ_{CII} [N/mm ²]	σ_i [N/mm ²]
1	2	3	4	5	6	7
A (grinzi GA)	34,14	65,33	8717	337,8	18,86	25,00
B (grinzi GS)	47,38	76,84	11491	408,3	26,18	29,50

Avându-se în vedere influența defavorabilă a defectelor (nodurilor) , a slăbirilor ce apar în structura lemnului și a umezirii de scurtă durată prin turnarea betonului, rezistențele lemnului se corectează (Tabelul 4.8, col.6 și 7) [4.8], astfel:

$$\sigma_{CII} = k_1 \cdot k_2 \cdot \sigma_{CII}^{med}, \text{ respectiv}$$

$$\sigma_i = k_1 \cdot k_2 \cdot \sigma_i^{med},$$

unde : k_1 - coeficient ce ține seama de influența defectelor (0,65—compresiune; 0,45—încovoiere);

k_2 - coeficient de corecție ca urmare a umezirii de scurtă durată a lemnului (0,85).

4.4.2.2. Betonul

În vederea determinării caracteristicilor reale ale betonului, s-au turnat, concomitent cu plăcile elementelor experimentale, câte 3 cuburi cu latura de 141 mm și 4 prisme de 100x100 x300 mm din fiecare șarjă de beton.

Se menționează că, la fiecare element compus, placa s-a turnat dintr-o singură șarjă de beton. Pe epruvetele extrase s-au determinat : *rezistența la compresiune pe cuburi* R_c , respectiv *rezistența la compresiune pe prisme* R_{pr} și *modulul de elasticitate la compresiune* E_b , valorile medii obținute fiind prezentate în Tabelul 4.9.

Tabelul 4.9

Element experimental	R_c [N/mm ²]	R_{pr} [N/mm ²]	E_b [N/mm ²]	ρ_b [Kg/m ³]
1	2	3	4	5
GA1	42.00	32.40	31818	2354
GA2	41.13	33.00	35904	2330
GA3	40.70	31.30	30850	2340
GS1	33.30	28.80	30476	2330
GS2	30.30	26.30	27067	2308
GS3	32.90	24.30	26200	2320

4.4.2.3. Elemente de legătură

Pentru *conectorii* realizați din cupoane de oțel PC s-au încercat 3 epruvete, în conformitate cu SREN 10002-1 [4.25]; valorile medii ale *limitelor de curgere* R_e , ale *rezistențelor de rupere* R_m și ale *alungirilor la rupere* $A_{5\%}$ sunt cuprinse în Tabelul 4.10.

Pentru *șuruburile* înclinate de la interfața lemn – beton s-au încercat la smulgere din lemn sau la compresiune în lemn câte două epruvete, obținându-se valorile medii din Tabelul 4.10.

Tabelul 4.10

Conectori	Suruburi
$R_e = 376 \text{ N/mm}^2$ $R_m = 586 \text{ N/mm}^2$ $A_{5\%} = 34.05$	$P_{\text{smulgere}} = 24.00 \text{ kN}$ $P_{\text{compresiune}} = 22.00 \text{ kN}$

4.4.2.4. Armătura plăcii

Caracteristicile oțelului utilizat pentru armarea plăcilor s-au determinat tot pe baza SR EN 10002-1 [25], rezultând următoarele valori medii:

$$R_e = 248.5 \text{ N/mm}^2 ; R_m = 365.8 \text{ N/mm}^2 .$$

4.4.2. Calculul elementelor experimentale

Avându-se în vedere faptul că normele românești pentru calculul construcțiilor nu conțin prevederi pentru planșeele compuse lemn-beton, s-a apelat la normele internaționale, efectuându-se calculul elementelor experimentale pe baza normelor DIN 1052 [4.16].

4.4.3.1. Calculul lății de conlucrare a plăcii

Lățimea de conlucrare a plăcii este dependentă în principal de raportul dintre lățimea plăcii (distanța dintre grinzi) și deschiderea grinzii. Pentru determinarea acestei mărimi au existat preocupări pe plan internațional. Pe baza unor cercetări experimentale Natterer și Hoefft au propus un mod simplificat de determinare a lății de conlucrare a plăcii [4.10], [4.12], pentru rigiditate mare în rosturile de legătură, după cum urmează:

- pentru încărcări uniform distribuite:

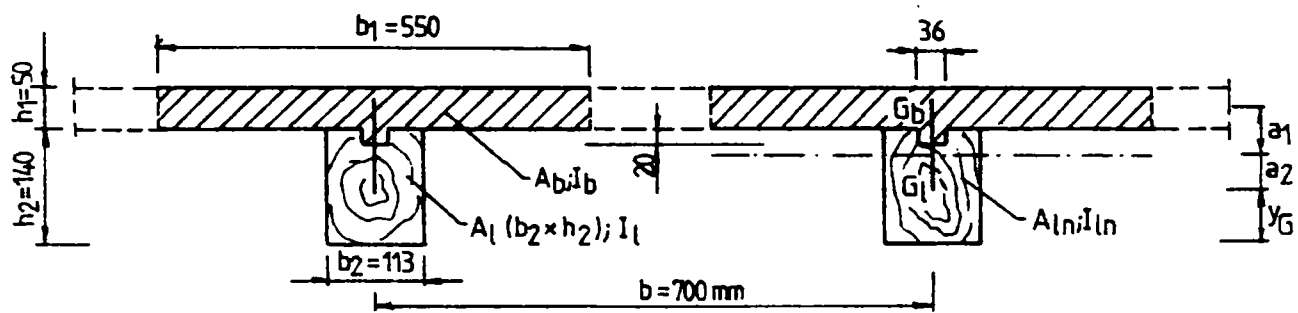
$$b_1 = [1 - 1,4(\frac{b}{l})^2].b \quad (4.11)$$

- pentru încărcări concentrate :

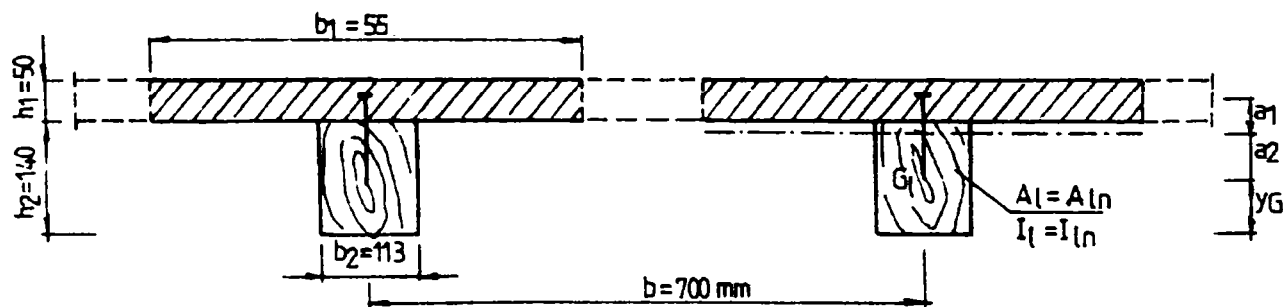
$$b_1 = [1 - 1,4(\frac{b}{l})^2 - 0,8(\frac{b}{l})].b \quad (4.12)$$

unde : b – distanța interax a grinzilor de lemn ale planșeului;

l - deschiderea grinzilor de lemn.



a). Grinzi compuse GA



b). Grinzi compuse GS

Fig. 4.25. Secțiunile de calcul ale elementelor experimentale

Elementele experimentale se consideră că provin dintr-un planșeu cu grinzile de lemn așezate la o distanță interax $b = 0,70$ m și cu o deschidere de $l = 3,60$ m. Incercarea elementelor s-a făcut sub acțiunea a 4 forțe concentrate. Aplicând relația (4.12) a rezultat următoarea lățime a plăcii:

$$b_1 = \left[1 - 1,4 \left(\frac{70}{360} \right)^2 - 0,8 \left(\frac{70}{360} \right) \right] \cdot 70 = 55,5 \text{ cm} \approx 55 \text{ cm}$$

Grosimea plăcii s-a stabilit din condiția ca raportul rigidităților celor două elemente ce conlucrează să fie subunitar:

$$\frac{E_b \cdot I_b}{E_l \cdot I_l} \leq 1.$$

Secțiunile de calcul ale celor două tipuri de elemente experimentale sunt date în (Fig.4.26).

4.4.3.2. Stabilirea încărcărilor caracteristice pentru încercarea elementelor

Încărcările caracteristice (exploatare, rupere) ale elementelor experimentale s-au stabilit în conformitate cu prevederile DIN 1052 [4.16], pe baza calculului la starea limită de rezistență. Secțiunea compusă lemn – beton s-a transformat într-o secțiune echivalentă de lemn cu caracteristicile detaliate în cele ce urmează.

Caracteristicile secțiunilor de calcul (Fig. 4.26):

Momentul de inerție al secțiunii compuse (al secțiunii echivalente de lemn) se determină astfel:

$$I_c = I_b \cdot n + I_l + \gamma \cdot n \cdot A_b \cdot a_1^2 + A_l \cdot a_2^2 \quad (4.13)$$

în care :

I_b – momentul de inerție al secțiunii de beton (573 cm^4);

I_l – momentul de inerție al secțiunii de lemn (2584 cm^4);

$n = \frac{E_b}{E_l}$ - coeficientul de echivalență al lemnului;

A_b – aria secțiunii transversale de beton (275 cm^2);

A_l – aria secțiunii transversale brute de lemn ($158,2 \text{ cm}^2$);

γ - coeficient de corecție ce ține seama de modulul la lunecare al elementelor de legătură:

$$\gamma = \frac{1}{1+k}; k = \frac{\pi^2 \cdot E_b \cdot A_b \cdot e'}{l^2 \cdot G_1^2} \quad (\text{Tabelul 4.11; col.4 și 5);}$$

e' – distanța dintre elementele de legătură proiectate pe axa longitudinală a plăcii; s-a considerat 60 mm, în funcție de numărul de elemente de legătură distribuite în zonele cu forțe tăietoare;

G_l – modulul la alunecare al unui element de legătură; pentru cupoanele PC s-a apreciat pe baza încercărilor preliminare (pct.4.3.6; Tabelul 4.5; col.10- valoarea medie dintre LBCA1 și LBCA2); în cazul șuruburilor înclinate, s-a făcut o analogie între încercările proprii [4.3] și cele similare din lucrarea [4.9];

a_1 – distanța de la centrul de greutate al secțiunii de beton până la axa neutră a secțiunii compuse:

$$a_1 = \frac{1}{2} \cdot \frac{A_l(h_1 + h_2)}{\gamma \cdot n \cdot A_b + A_l}$$

a_2 – distanța de la centrul de greutate al secțiunii de lemn până la axa neutră a secțiunii compuse:

$$a_2 = \frac{h_1 + h_2}{2} - a_1$$

Tabelul 4.11

Elem. exp.	G_l	$n = \frac{E_b}{E_l}$	k	γ	a_1 [cm]	a_2 [cm]	I_c rel.4.13 [cm ⁴]	M rel.4.14 [kN.m]	$(4P)^{rup}$ [kN]	$(4P)^{expl}$ [kN]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
GA ₁	116,3	3,65	3,43	0,225	3,91	5,59	13072	24,55	52,04	20,82
GA ₂	“	4,12	3,87	0,205	3,85	5,65	13438	25,11	53,28	21,31
GA ₃	“	3,54	3,33	0,231	4,08	5,42	13003	24,75	52,48	21,00
GS ₁	146,9	2,65	2,61	0,277	4,17	5,33	12151	29,26	61,85	24,74
GS ₂	“	2,35	2,31	0,302	4,25	5,25	11816	28,45	60,72	24,29
GS ₃	“	2,28	2,24	0,309	4,27	5,23	11750	28,34	60,45	24,18

Caracteristicile secțiunii slăbite de lemn intervin doar la elementele cu conlucrare prin conectori și dibluri de beton (GA):

- secțiunea transversală : $A_{ln} = 151 \text{ cm}^2$;
- centrul de greutate : $y_G = 6,71 \text{ cm}$;
- momentul de inerție : $I_{ln} = 2325 \text{ cm}^4$.

În cazul elementelor cu conlucrare prin șuruburi, s-au considerat caracteristicile secțiunii brute:

$$A_{ln}=A_l=158,2 \text{ cm}^2; \quad I_{ln}=I_l=2584 \text{ cm}^4.$$

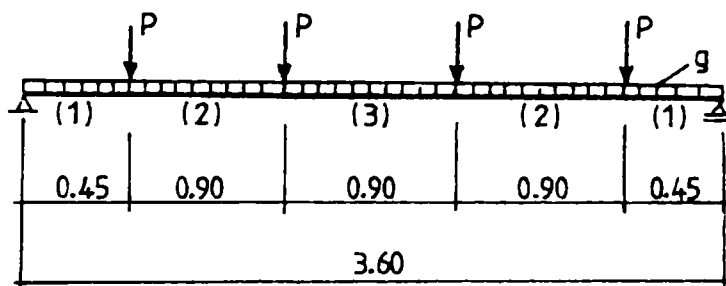
Pentru stabilirea valorilor teoretice ale încărcărilor caracteristice (trepte de încărcare, forțe de exploatare și rupere) necesare pentru pregătirea încercărilor, s-a pornit de la ipoteza atingerii în fibra cea mai întinsă de lemn a rezistenței la încovoiere statică determinată pe epruvete σ_i (Tabelul 4.8, col.7); în acest context, din relația ce exprimă valoarea efortului unitar normal la fața inferioară a grinzii de lemn, se determină momentul capabil al secțiunii compuse:

$$M = \frac{\sigma_i I_c}{a_2 \cdot \frac{A_l}{A_{ln}} + y_G \cdot \frac{I_l}{I_{ln}}} \quad (4.14)$$

Pe baza acestui moment capabil s-a determinat încărcarea teoretică de rupere a elementului experimental $(4P)^{rup}$, în conformitate cu schema de încărcare adoptată:

$$M = M^g + M^P = M^g + 1,8 \cdot P$$

$$(4P)^{rup} = 4 \cdot \frac{M - M^g}{1,8} \quad (4.15)$$



g- încărcare permanentă
(greutate proprie a grinzii de lemn și a plăcii de beton);

P- încărcare exterioară
(sistemul de încărcare + încărcare din presă)

Acceptând un coeficient de siguranță de 2,5, uzual în cazul construcțiilor din lemn, a rezultat forța teoretică de exploatare:

$$(4P)^{expl} = \frac{(4P)^{rup}}{2,5} \quad (4.16)$$

Caracteristicile secțiunii și valorile de calcul ale încărcărilor s-au stabilit, în contextul celor prezentate, pe baza caracteristicilor reale ale materialelor (Tabelul 4.11).

4.4.3.3. Conlucrarea dintre grinda de lemn și placa de beton

Forța de alunecare la interfața lemn-beton pe unitatea de lungime se determină în funcție de valoarea forțelor tăietoare corespunzătoare, astfel:

$$L = \frac{T_{\max}}{I_c} \cdot \gamma \cdot n \cdot S_b, \quad (4.17)$$

în care: T - valoarea medie a forței tăietoare în tronsonul de grindă considerat;

I_c, γ, n - au semnificațiile prezentate la pct. 4.4.3.2;

$S_b = b_1 \cdot h_1 \cdot a_1$ - momentul static al secțiunii de beton care alunecă.

Pe baza forțelor de lunecare stabilite pe tronsoane și a capacității portante a unui element de legătură, se determină numărul necesar al acestora pe fiecare tronson.

În cazul elementelor experimentale s-a determinat numărul de conectori pentru grinzile GA, prevăzându-se pentru comparație același număr de șuruburi înclinate la grinzile GS. Pentru simplitatea execuției, în tronsoanele marginale (1) și (2) elementele de legătură s-au dispus la distanțe egale.

Forța de lunecare la interfața lemn-beton pe unitatea de lungime a elementelor GA s-a determinat cu relația (4.17), considerând valoarea maximă a forței tăietoare corespunzătoare schemei de încărcare de mai sus (pentru valori medii ale încărcărilor $g=0,70$ kN/m; $P=12,5$ kN/m):

$$L_{GA} = \frac{26,30}{13171} \cdot 0,220 \cdot 3,8 \cdot 1085 = 1,81 \text{ kN/cm}$$

Pentru varianta de conlucrare prin conectori și dibluri de beton, capacitatea portantă a unui element de legătură s-a stabilit pe baza încercărilor preliminare [4.3], fiind $D_c \cong 10 \text{ kN}$.

Numărul necesar de conectori pentru tronsoanele (1) și (2) însumând 250 cm lungime rezultă:

$$N_c^{(1),(2)} = \frac{L_{GA} \cdot 250}{D_c} \cong 46 \text{ conectori.}$$

În tronsonul central (3), în care forța de lunecare este dată doar de încărcarea permanentă având valori foarte mici, s-au dispus constructiv conectori la distanțe duble față de tronsoanele marginale : $N_c^{(3)} = 7$ conectori .

Numărul total al conectorilor, respectiv al șuruburilor înclinate prevăzute la elementele experimentale a fost:

$$N_{c,s} = 53 \text{ bucăți.}$$

4.4.4. Efectuarea încercărilor

Elementele experimentale s-au încercat în hala Filialei INCERC- Timișoara, în regim static cu sarcini de scurtă durată, conform schemei de încărcare prezentate în Fig.4.26.

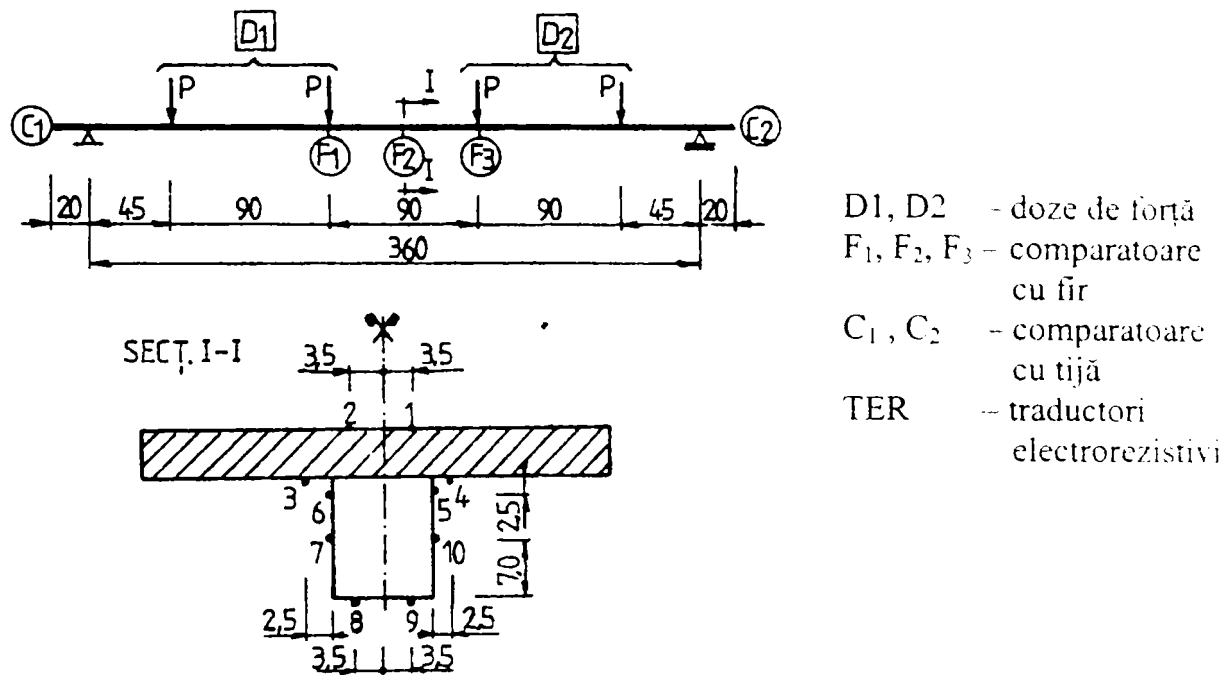


Fig. 4.26. Aparate de măsură

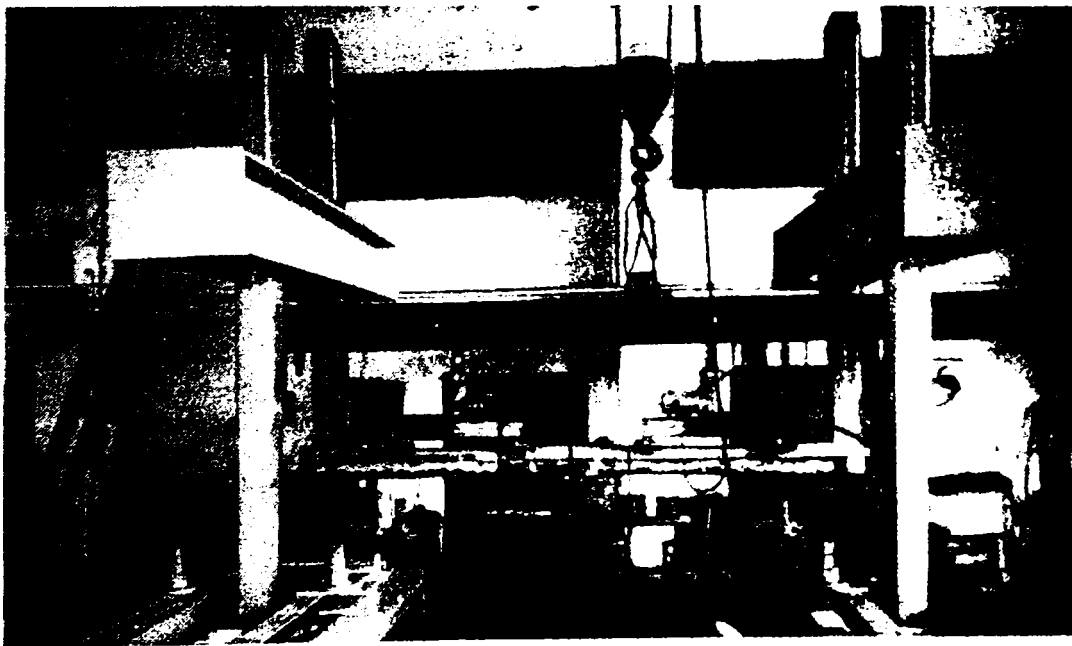


Fig. 4.27. Standul de încercări

Încărcarea s-a realizat cu 2 cricuri hidraulice, distribuite fiecare în câte două forțe (Fig.4.27). Pentru măsurarea exactă a încărcărilor s-a prevăzut câte o doză de 6tf pentru fiecare cric, acestea fiind legate la câte o punte tensometrică digitală. Înainte de începerea

încercărilor. cele două doze au fost etalonate la presă, iar pe parcursul încercărilor s-au urmărit treptele de încărcare prin valorile corespunzătoare la cele două punți.

Măsurătorile efectuate s-au referit la încărcări, săgeți, deplasări între grinda de lemn și placa de beton și deformații specifice ale lemnului și betonului (Fig.4.26):

- Pentru măsurarea săgeților, s-au montat comparatoarele cu fir F_1, F_2 și F_3 având precizia de 0,01 mm în secțiunea de la mijlocul deschiderii grinzilor, respectiv sub cele 2 forțe din zona centrală.

- Deplasările dintre lemn și beton s-au măsurat cu comparatoarele cu tija C_1 și C_2 (precizie 0,001 mm), montate la capetele grinzilor.

- Deformațiile specifice s-au înregistrat cu câte 10 traductori electroreziztivi TER 60H, lipiți pe conturul secțiunii de la mijlocul deschiderii grinzilor. Aceștia au fost conectați, prin intermediul unei cutii de comutare, la o punte tensometrică rezistivă Hugenberger.

Încărcarea elementelor s-a efectuat în trepte de cca 4 kN, stabilite în funcție de etalonarea la presă a dozelor prin punțile tensometrice.

Elementele s-au încercat pe baza metodologiei de încercare a prototipurilor, conform căreia s-au efectuat câte două cicluri de încărcare-descărcare până în apropierea sarcinii teoretice de exploatare, după care a urmat încărcarea până la rupere. Nivelul maxim al încărcării în cadrul celor două cicluri încărcare-descărcare a fost de 24,0 kN în cazul elementelor GA și 28,0 kN, la grinzile GS. Comparând aceste valori cu cele stabilite teoretic (Tabelul 4.11, col.11), se constată că la încercare s-a depășit valoarea încărcării de exploatare cu câte o treaptă, fapt justificat de valorile mici ale săgeților la acest nivel de încărcare.

4.4.5. Rezultatele încercărilor experimentale

Prin încercarea elementelor experimentale s-au urmărit aspecte privind: comportarea grinzilor pe parcursul încercării și modul de cedare al acestora; evoluția săgeților până la rupere; variația deformațiilor specifice, respectiv a eforturilor unitare normale pe înălțimea secțiunii transversale și comportarea conlucrării dintre lemn și beton.

4.4.5.1. Modul de cedare a elementelor încercate

La toate elementele, încercarea s-a condus până la rupere, înregistrându-se valoarea încărcării corespunzătoare cedării fibrei întinse a grinzii de lemn și valoarea maximă a încărcării.

Cedarea fibrei întinse de lemn a fost în general influențată de structura lemnului, fiind generată de prezența unor noduri în zona întinsă a grinzilor și a unor fisuri longitudinale inițiale rezultate în urma contracției lemnului prin uscare. Totodată, s-a constatat o comportare mai bună a lemnului de calitate A. Lemnul de calitate B, deși a avut rezistențe mai mari, rigiditatea mai mare a acestuia a condus la cedarea bruscă a fibrei întinse în jurul nodurilor. Aspecte ale cedării elementelor încercate pot fi urmărite în Anexa B (Fig.B.5 și B.6.)

Se constată că, în general, elementele au cedat prin ruperea fibrei întinse de lemn, placa de beton rămânând intactă, iar conlucrarea între lemn și beton s-a comportat bine până la rupere. Excepție a făcut elementul GS₁, la care grinda de lemn a avut multe noduri, ruperea fiind influențată considerabil de această structură defectuoasă.

În Tabelul 4.12 sunt prezentate comparativ valorile teoretice și cele experimentale de cedare a elementelor încercate. Se menționează că valorile experimentale cuprind încărcarea realizată de cricurile hidraulice plus sistemul de încărcare (profile metalice pentru distribuția încărcării, cricuri, doze de forță).

Tabelul 4.12

Element experim.	Conlucrare lemn-beton	Forța de rupere 4P [kN]				$\frac{P_r^{ex}}{P_r^t}$
		Teoretică (P_r^t)	Experimentală			
			Cedare fibră lemn (P_{rl}^{ex})	Valoare maximă (P_{rm}^{ex})	$\left(\frac{P_{rm}}{P_{rl}}\right)^{ex}$	
1	2	3	4	5	6	7
GA1	Conectori+ dibluri de beton	52,04	64,57	76,75	1,19	1,24
GA2		53,28	77,45	85,26	1,10	1,45
GA3		52,48	83,75	89,83	1,07	1,59
GS1*	Suruburi	61,85	49,94	53,92	1,08	0,81
GS2		60,72	65,20	83,28	1,28	1,07
GS3		60,45	73,20	89,92	1,23	1,21

Notă : * element cu multe noduri

La toate elementele fibra întinsă de lemn a cedat înainte de atingerea valorii maxime a încărcării (col.6).

Valoarea teoretică a forței de cedare (col.3.) s-a comparat cu cea experimentală corespunzătoare ruperii fibrei de lemn (col.4.) avându-se în vedere faptul că s-a stabilit în ipoteza atingerii în fibra întinsă de lemn a rezistenței la încovoiere statică. Corespondența între cele două valori este exprimată prin rapoartele P_{rl}^{ex}/P_r^t (col.7).

4.4.5.2. Eforturi unitare în elementele compuse lemn-beton la starea limită de rezistență

Eforturi unitare normale

După cum s-a menționat la pct. 4.4.3 , calculul elementelor compuse lemn – beton s-a efectuat în conformitate cu normele DIN 1052 [4.16], pe plan național neexistând prescripții în acest sens. Metodologia de calcul presupune transformarea secțiunii compuse lemn-beton într-o secțiune echivalentă de lemn.

Pe baza caracteristicilor secțiunii de calcul (Tabelul 4.11), se determină eforturile unitare normale pe înălțimea secțiunii transversale, corespunzătoare următoarelor valori ale încărcărilor:

- (1) încărcarea corespunzătoare cedării fibrei de lemn (Tabelul 4.12; col.4);
- (2) încărcarea maximă înregistrată (Tabelul 4.12; col.5).

Eforturile unitare normale corespunzătoare stării limită de rezistență s-au determinat astfel:

La fața inferioară a grinzii de lemn se pune condiția:

$$\sigma_{li}^{(1,2)} = \frac{M^{(1,2)}}{I_c} \left(a_2 \frac{A_l}{A_{bn}} + y_G \frac{I_l}{I_{ln}} \right) \leq \sigma_i \quad (4.18)$$

în care momentul încovoietor $M^{(1,2)}$ se determină pe de o parte pe baza încărcărilor P_{rl}^{ex} (Tabelul 4.12, col.4), iar pe de altă parte pentru P_{rm}^{ex} (Tabelul 4.12, col.5).

σ_i reprezintă rezistența la încovoiere statică a lemnului (Tabelul 4.8, col.7).

- *La fața superioară a plăcii de beton trebuie îndeplinită condiția :*

$$\sigma_{bs} = -\frac{M^{(1,2)}}{I_c} \left(\gamma \cdot a_1 + \frac{h_1}{2} \right) \cdot n \leq R_{pr} \quad (4.19)$$

unde $M^{(1,2)}$ are aceeași semnificație ca mai sus, iar rezistența prismatică a betonului R_{pr} este cuprinsă în Tabelul 4.9.

- *La fața inferioară a plăcii de beton:*

$$\sigma_{bs} = -\frac{M^{(1,2)}}{I_c} \left(\gamma \cdot a_1 - \frac{h_1}{2} \right) \cdot n \quad (4.20)$$

- *În centrul de greutate al secțiunii de lemn :*

$$\sigma_{Gl} = \frac{M}{I_c} \cdot a_2 \cdot \frac{A_l}{A_{bn}} \quad (4.21)$$

- La fața superioară a grinzii de lemn, efortul unitar normal de compresiune se determină din condiții geometrice, pe baza diagramei de variație a eforturilor pe înălțimea secțiunii transversale (Fig.4.28).

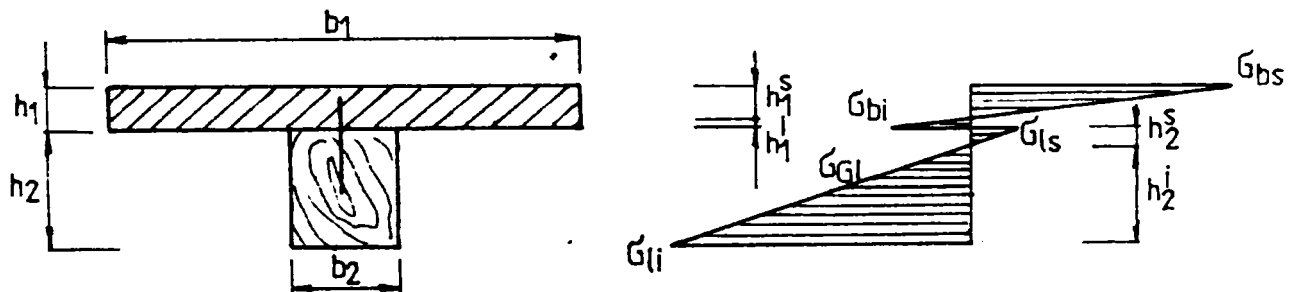


Fig. 4.28. Variația eforturilor unitare normale pe înălțimea secțiunii transversale

Valorile eforturilor unitare normale calculate pe baza acestor relații sunt prezentate în Tabelul 4.13.

Comparându-se valorile calculate pentru σ_{li} (Tabelul 4.13, col 2) cu rezistențele la încovoiere statică σ_i determinate anterior și corectate (Tabelul 4.8, col.7), rezultă că luarea în considerare a influenței defectelor la stabilirea valorii σ_i ar putea fi făcută pe baza unui coeficient global de corecție $k = 0,6$ (față de $k_1 \times k_2 \cong 0,4$). Astfel ar rezulta pentru grinzile GA, $\sigma_i = 39 \text{ N/mm}^2$, iar pentru GS, $\sigma_i = 46 \text{ N/mm}^2$, valori cu care pot fi comparate eforturile unitare normale calculate în fibra cea mai întinsă a grinzilor de lemn.

Tabelul 4.13

Elem. exper.	$\sigma_{li} [\text{N/mm}^2]$		$\sigma_{GI} [\text{N/mm}^2]$		$\sigma_{Is} [\text{N/mm}^2]$		$\sigma_{bs} [\text{N/mm}^2]$		$\sigma_{bi} [\text{N/mm}^2]$	
	(1)	(2)	(1)	(2)	(1)	(2)	(1)	(2)	(1)	(2)
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
GA1	30,74	36,32	13,52	15,98	-5,19	-6,12	-28,50	-33,67	13,65	16,14
GA2	36,90	39,30	15,85	17,40	-7,02	-6,40	-36,30	-39,80	18,87	20,72
GA3	40,33	41,98	16,95	18,15	-8,39	-7,74	-36,38	-38,95	16,46	17,62
GS1	23,96	25,70	10,36	11,20	-3,24	-3,32	-18,80	-20,30	6,93	7,50
GS2	31,59	40,09	13,54	17,15	-4,51	-5,79	-22,90	-29,05	7,37	9,34
GS3	35,47	43,30	15,17	18,52	-5,07	-6,27	-25,26	-30,83	7,80	9,53

Notă: (1) – cedarea fibrei întinse de lemn;
(3) – încărcare maximă

Eforturile σ_{bs} calculate la fața superioară a plăcii de beton (Tabelul 4.13, col.8) sunt în general comparabile cu valorile R_{pr} determinate anterior (Tabelul 4.9, col.3).

La fața inferioară a plăcii de beton iau naștere eforturi unitare normale de întindere σ_{bi} , care au valori mari (Tabelul 4.13, col.10), depășind substanțial valoarea rezistenței caracteristice la întindere a betonului. Armătura așezată în zona întinsă a plăcii s-a determinat pentru preluarea acestui volum de efort.

Se constată de asemenea că, la elementele GS eforturile de compresiune σ_{ls} la fața superioară a grinzilor de lemn (col.6), ca și eforturile σ_{bi} de la fața inferioară a plăcilor de beton (col.10) au valori mult mai mici, față de elementele GA. Fenomenul evidențiază comportarea mai bună a conlucrării lemn-beton prin șuruburi. Rigiditatea sporită contribuie la diminuarea eforturilor unitare normale la nivelul contactului dintre cele două materiale.

Eforturi unitare tangențiale

Eforturile unitare tangențiale τ ce iau naștere în secțiunea compusă s-au determinat în conformitate cu DIN 1052, pentru secțiunea echivalentă de lemn.

Valoarea maximă a efortului unitar tangențial la nivelul axei neutre se calculează cu relația :

$$\tau_{\max} = \frac{T_{\max}}{b_2 \cdot I_c} (\gamma \cdot n \cdot S_b + S_l) \quad (4.22)$$

unde : T_{\max} - valoarea forței tăietoare corespunzătoare încărcării la care cedează elementul;

S_b - momentul static al plăcii de beton: $S_b = b_1 \cdot h_1 \cdot a_1$;

S_l - momentul static al grinzii de lemn : $S_l = \frac{b_2}{2} \left(\frac{h_2}{2} - a_2 \right)^2$;

b_1, h_1, b_2, h_2 - vezi Fig.4.28;

γ, n, a_1, a_2 - vezi Tabelul 4.11.

Eforturile unitare tangențiale maxime determinate pentru elementele experimentale corespunzătoare cedării fibrei întinse de lemn ($\tau_{\max}^{(1)}$), respectiv forței maxime înregistrate ($T_{\max}^{(2)}$), sunt prezentate în Tabelul 4.14 (col.6, respectiv 7).

Tabelul 4.14

Element experim.	S_b [cm ³]	S_l [cm ³]	T_{\max} [kN]		τ_{\max} [N/mm ²]	
			(1)	(2)	(1)	(2)
1	2	3	4	5	6	7
GA1	1075,25	11,23	33,54	39,64	2,03	2,40
GA2	1058,75	10,30	39,97	43,88	2,38	2,61
GA3	1122,00	14,10	43,13	46,17	2,73	2,93
GS1	1146,75	15,75	26,26	28,23	1,64	1,76
GS2	1168,75	17,30	33,86	42,90	2,13	2,70
GS3	1174,25	17,70	37,86	46,22	2,41	2,94

Se constată că valorile τ_{\max} la nivelul axei neutre a secțiunilor compuse (vezi valorile a_1 din Tabelul 4.11) se află sub valoarea normată a rezistenței lemnului la forfecare paralelă cu fibrele ($R_{\text{forf}}^n = 4,0N/mm^2$, [4.8]). De altfel, faptul este confirmat de ruperea elementelor prin cedarea fibrelor de lemn în zona întinsă, la nivelul axei neutre lemnul rămânând intact.

4.4.5.3. Deformații (săgeți)

Elementele experimentale s-au deformat simetric pe tot parcursul încercărilor, dovedind aplicarea corespunzătoare a încărcărilor. Evoluția săgeților a fost proporțională cu încărcarea, elementele comportându-se practic elastic până în apropierea ruperii.

În Fig.4.29 s-a reprezentat variația săgeților măsurate la mijlocul deschiderii elementelor în funcție de încărcarea aplicată cu cricurile hidraulice). Analizându-se comparativ diagramele reprezentate pentru toate cele 6 elemente încercate, rezultă unele aspecte de semnalat:

La aceeași încărcare s-au înregistrat valori mai mari ale săgeților la elementele cu conlucrare prin conectori și dibluri de beton (GA) față de cele cu șuruburi înclinate (GS); fenomenul este explicabil, pe de o parte, prin calitatea mai bună a materialului lemnos al elementelor GS, iar pe de altă parte, prin rigiditatea sporită conferită elementului de conlucrare prin șuruburi înclinate.

Considerând săgeata admisă $f_a = \frac{l}{250} = 14,4mm$, se constată că :

- Elementele GA au atins valoarea săgeții admise la încărcări (Tabelul 4.15, col.7) situate sub cele de exploatare rezultate experimental (pe baza coeficientului de siguranță $c = 2,5$ – Tabelul 4.15, col.6); rezultă că, în cazul asigurării conlucrării prin conectori și dibluri de beton, hotărâtoare la exploatare este starea limită de deformații (Tabelul 4.15, col.8: $c > 2,5$), considerându-se ca încărcare de exploatare (valori accentuate col.7) cea corespunzătoare atingerii săgeții admise.

- Elementele GS s-au comportat diferit față de GA, din punct de vedere al deformațiilor, atingându-se săgeata admisă la încărcări mai mari (Tabelul 4.15, col.7) decât cele experimentale (stabilite ca mai sus – Tabelul 4.15, col.6); rezultă că, în cazul conlucrării prin șuruburi înclinate, încărcarea de exploatare se stabilește pe baza forței de cedare a fibrei de lemn considerând coeficientul de siguranță $c=2,5$ (valori accentuate col.6).

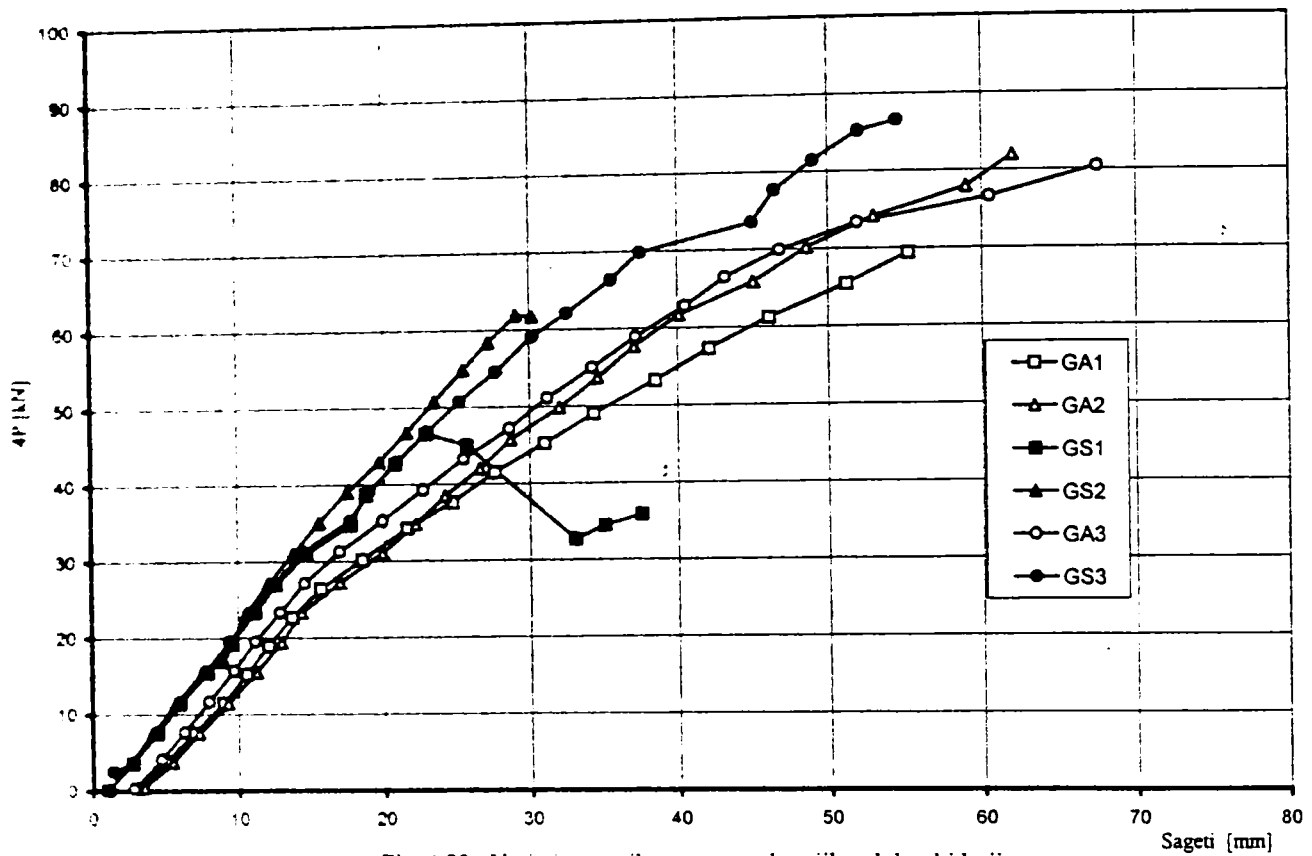


Fig. 4.29. Varianta sagetilor masurate la mijlocul deschiderii

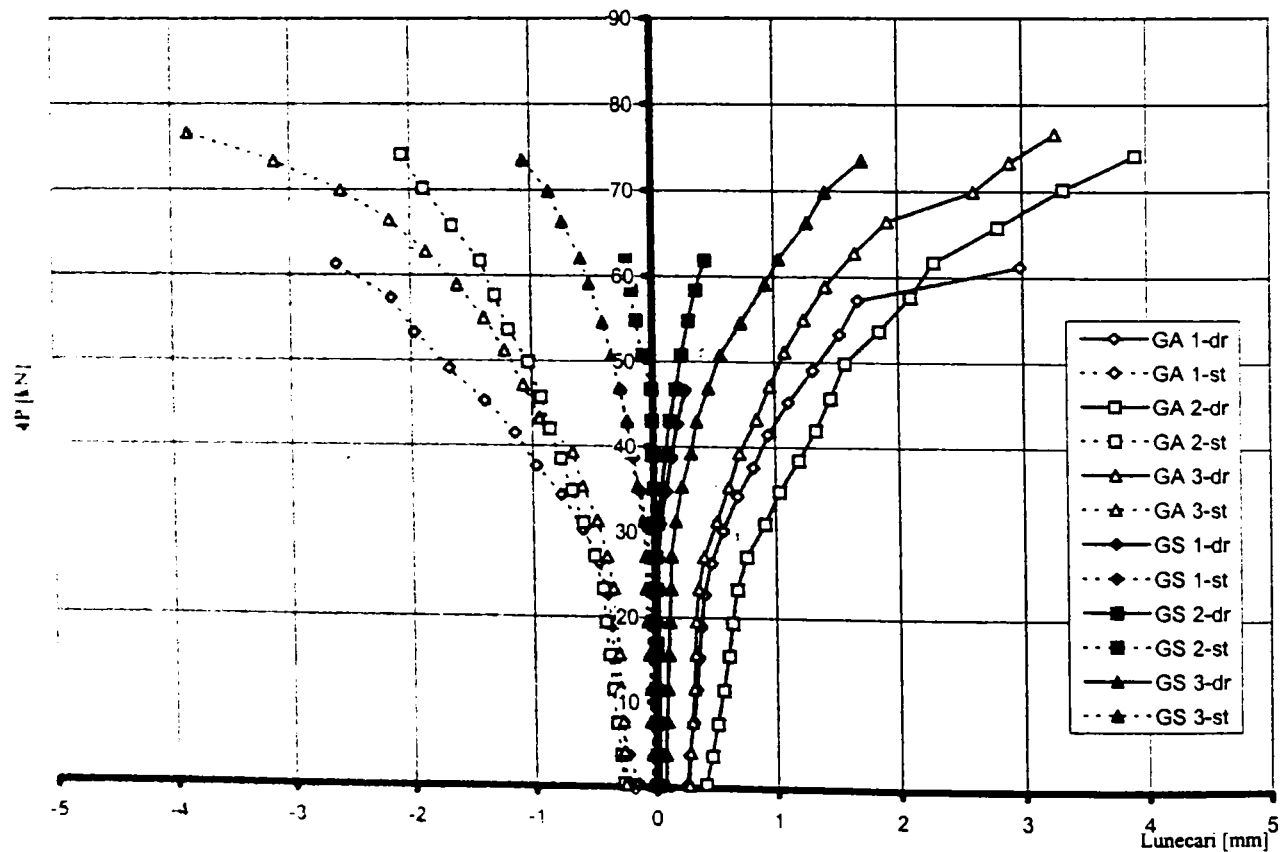


Fig. 4.30. Evolutia lunecanilor dintre lemn si beton

Tabelul 4.15

Elem. experim.	Cedare fibră lemn			Exploatare			
	P_r [kN]	f_r^{ex} [mm]	$f_{lim} = l/50$ [mm]	$f_a = l/250$ [mm]	P^{P_r} [kN]	P_{af}^{fa} [kN]	$c = \frac{P_r}{P_{af}^{fa}}$
1	2	3	4	5	6	7	8
GA1	61,22	46,1	72,0	14,4	24,50	23,96	2,55
GA2	74,10	53,0			29,64	23,33	3,17
GA3	80,40	67,5			32,16	26,68	3,01
GS1	46,59	22,9			18,64	30,35	1,54
GS2	61,85	30,2			24,74	32,32	2,04
GS3	69,85	37,5			27,94	31,27	2,23

Notații : P_r – încărcarea realizată cu cricurile hidraulice corespunzătoare cedării fibrei de lemn;

f_r^{ex} – valoarea săgeții maxime corespunzătoare încărcării P_r ;

f_{lim} – săgeata limită la rupere (ca și în cazul elementelor din beton) ;

f_a – săgeata admisă la exploatare ;

P^{P_r} - încărcare stabilită pe baza forței de cedare a fibrei de lemn cu un coeficient de siguranță de 2,5 (sarcină de exploatare la elementele GS);

P_{af}^{fa} – încărcarea aferentă săgeții admise (sarcină de exploatare la elementele GA);

c – coeficientul de siguranță corespunzător încărcării P_{af}^{fa} .

4.4.5.4. Conlucrarea între lemn și beton

Eficiența sistemelor de conlucrare adoptate a fost evidențiată prin valorile deplasărilor relative ale plăcii de beton față de grinda de lemn, înregistrate la ambele capete ale elementelor încercate; pentru ilustrarea comportării celor două moduri din asigurare a conlucrării, deplasările relative măsurate s-au reprezentat în funcție de încărcare în Fig. 4.30.

Se constată o conlucrare foarte bună asigurată prin șuruburile înclinate, valorile deplasărilor relative, în acest caz, fiind mult mai mici față de cele măsurate în cazul conlucrării cu conectori și dibluri de beton.

În cadrul primelor două cicluri de încărcare –descărcare, la conlucrarea prin șuruburi, practic nu s-au înregistrat deplasări relative între lemn și beton, elementele compuse comportându-se elastic; conlucrarea prin conectori, însă a permis deplasări relative lemn-beton la aceeași încărcare, rezultând valori remanente ale acestora de 0,2-0,4 mm.

Pe parcursul etapei finale a încărcărilor valorile deplasărilor relative între lemn și beton au evoluat mult mai rapid în cazul elementelor cu conectori față de cele cu șuruburi.

În Tabelul 4.16 sunt prezentate valorile deplasărilor relative Δl^{expl} măsurate la încărcarea de exploatare și Δl^{rup} , corespunzătoare ultimei citiri efectuate în apropierea cedării

elementelor. Se menționează că, microcomparatoarele C_1 și C_2 care măsurau aceste deplasări s-au demontat înainte de a se ajunge la încărcarea finală, din considerente de protecție.

Tabelul 4.16

Elem. experim.	Exploatare			Ultima citire		
	Încărcare [kN]	Δl^{expl} [mm]		Încărcare [kN]	Δl^{rup} [mm]	
		C_1	C_2		C_1	C_2
1	2	3	4	5	6	7
GA1	23,96	0,41	0,43	61,22	2,62	2,98
GA2	23,33	0,43	0,68	74,10	2,07	3,91
GA3	26,68	0,40	0,38	76,59	3,27	3,86
GS1	30,35	0,07	0,05	46,59	0,34	0,37
GS2	32,32	0,00	0,04	61,85	0,21	0,44
GS3	31,27	0,18	0,09	73,51	1,72	1,06

Deplasările relative corespunzătoare încărcării de exploatare evidențiază disproporția între modurile de comportare ale celor două sisteme de conlucrare testate, în cazul conectorilor cu dibluri de beton rezultând valori de cca 5 ori mai mari față de deplasările măsurate la conlucrarea prin șuruburi. Această proporție se menține, în general, până la rupere, eficiența conlucrării cu șuruburi fiind evidentă.

4.4.5.5. Deformații specifice

Traductorii electrorezistivi TER prevăzuți pe perimetrul secțiunii centrale a elementelor încercate au înregistrat în bune condiții deformațiile specifice.

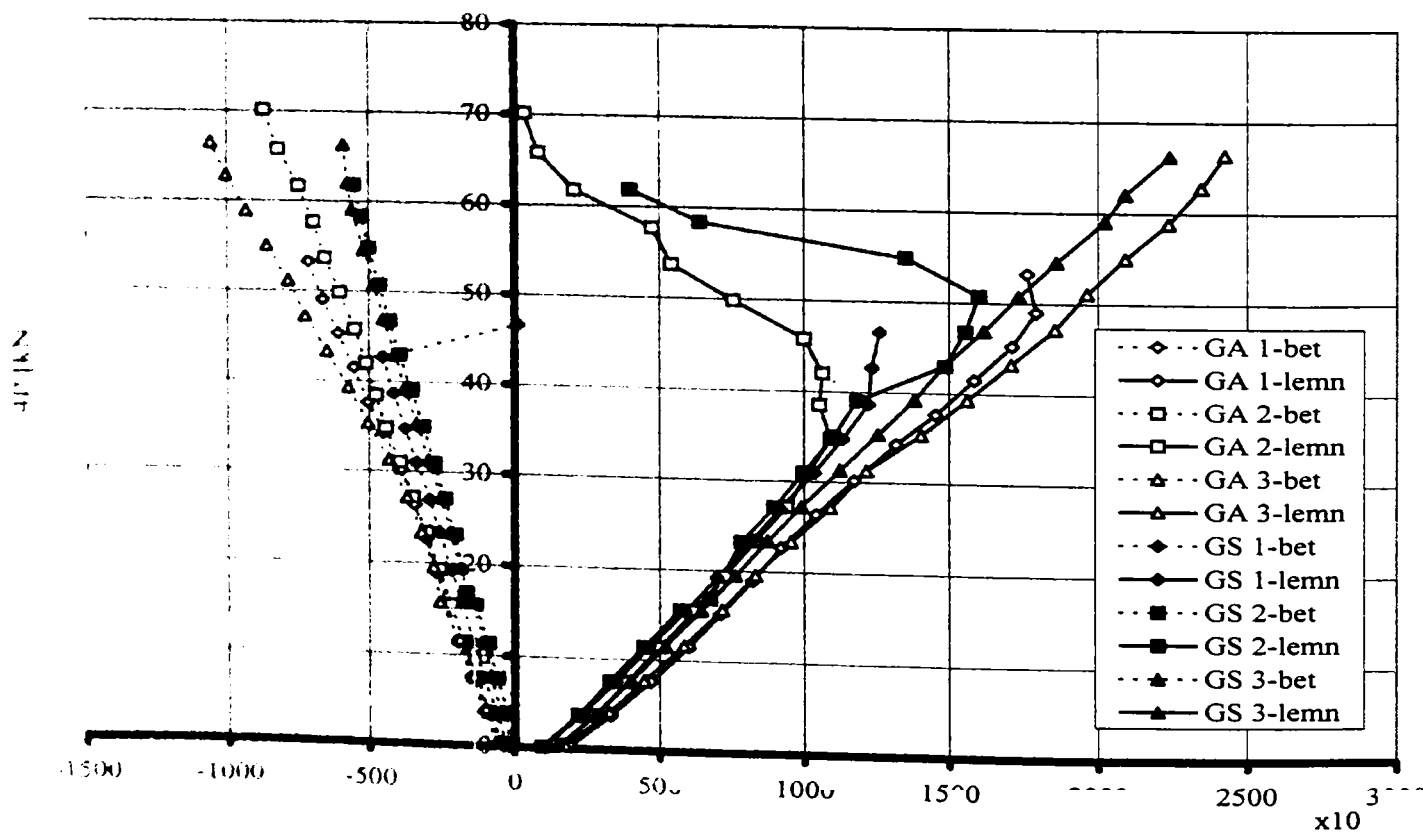


Fig. 4.31. Variația deformațiilor specifice în beton și lemn

Valorile maxime, respectiv minime măsurate la fața inferioară a grinzii de lemn (TER 8,9) și la fața superioară a plăcii de beton (TER 1,2) s-au reprezentat în funcție de încărcare, rezultând diagrame de forma celor din Fig. 4.31, care ilustrează evoluția deformațiilor specifice în lemn și beton.

În vederea verificării metodei de calcul s-au calculat eforturile unitare normale (cu relațiile 4.18, 4.19, 4.20, 4.21) corespunzătoare încărcării de exploatare (vezi Tabelul 4.15, col.6) și s-au comparat cu valorile rezultate pe baza măsurătorilor tensometrice pentru aceeași treaptă de încărcare. Aceste valori sunt cuprinse în Tabelul 4.17.

Tabelul 4.17

Element experim.		GA1	GA2	GA3	GS1	GS2	GS3
σ_{bs} [N/mm ²]	Teor.	- 9,82	- 10,21	- 10,89	- 10,59	- 10,66	- 9,91
	TER 1	- 9,10	- 8,62	- 10,50	- 9,00	- 6,56	- 7,60
	TER 2	- 9,00	- 10,05	- 9,09	- 8,69	- 7,29	- 5,63
σ_{bi} [N/mm ²]	Teoz.	4,71	5,31	4,93	3,90	3,43	3,06
	TER 3	4,10	6,10	8,16	2,44	1,00	0,92
	TER 4	7,00	5,38	5,54	1,68	1,67	1,57
σ_{li} [N/mm ²]	Teor.	10,59	10,08	11,74	13,49	14,68	13,92
	TER 8	9,20	5,13	8,48	10,12	12,48	10,06
	TER 9	5,90	7,48	8,13	10,98	9,31	12,71
σ_{Gi} [N/mm ²]	Teor.	4,66	4,46	5,08	5,83	6,29	5,95
	TER 7	3,15	2,13	3,34	6,55	7,24	5,86
	TER 10	3,75	2,83	3,87	4,83	6,09	3,91

La nivelul treptei de exploatare rezultă, în general, o foarte bună corespondență între valorile calculate ale eforturilor unitare normale și cele obținute pe baza măsurătorilor tensometrice. Se constată că, în majoritatea cazurilor, valorile experimentale se situează sub cele teoretice.

4.5. Aspecte semnificative rezultate în urma studiului efectuat asupra planșelor compuse lemn-beton

În urma studiilor efectuate până în prezent asupra planșelor compuse lemn-beton se pot menționa unele aspecte semnificative, ce vor fi luate în considerare la aplicarea în practică a acestei soluții constructive.

4. Planșee compuse lemn-beton

- Planșeele compuse lemn-beton reprezintă o variantă constructivă ce poate fi aplicată la construcții noi (clădiri, poduri), dar și o soluție eficientă și recomandabilă de reabilitare a unor planșee vechi din lemn.

- Datorită proprietăților fizico-mecanice diferite ale materialelor componente, la proiectarea acestor structuri se va ține seama de aspectele specifice. Fenomenul de contracție și curgerea lentă, acționând în mod diferit în cazul lemnului și betonului, în funcție de condițiile de mediu la care sunt expuse cele două materiale, se impune atât calculul în faza inițială, cât și după consumarea deformațiilor aferente acestor solicitări. În prezenta lucrare s-a abordat prima etapă a cercetării, referindu-se doar la faza inițială, efectul încărcărilor de durată urmând a fi studiat ulterior.

- Soluțiile de asigurare a conlucrării dintre grinzile de lemn și placa de beton pot fi multiple; în cadrul studiilor efectuate au fost adoptate două variante:

- cupoane de oțel PC 52 și dibluri de beton obținute prin pătrunderea acestuia în alveole practicate în prealabil în grinda de lemn și

- șuruburi pentru lemn fixate înclinate la 45° , alternant în cruciș.

- În țara noastră nedispunându-se de reglementări tehnice pentru calculul și alcătuirea planșeelor compuse lemn-beton, s-a apelat, în vederea abordării cercetărilor în acest domeniu, la studii efectuate pe plan internațional. Metodologia de calcul s-a considerat conform DIN 1052, după care secțiunea compusă lemn-beton se transformă într-o secțiune echivalentă de lemn cu caracteristici ideale.

- Incercările experimentale efectuate asupra unor grinzi de planșeu realizate în soluție compusă lemn-beton au conturat următoarele concluzii principale:

Elementele au cedat, în general, prin ruperea fibrei întinse de lemn, placa de beton rămânând intactă; conlucrarea grinzilor de lemn cu placa de beton a fost asigurată până la rupere. La toate elementele, fibra întinsă de lemn a cedat înainte de atingerea valorii maxime a încărcării.

Eforturile unitare normale corespunzătoare cedării fibrei de lemn, calculate conform DIN 1052, au evidențiat comportarea diferită a sistemelor de conlucrare adoptate, astfel: șuruburile înclinate au realizat o legătură mai rigidă, față de conectori, diminuând valorile

eforturilor de întindere din placa de beton și ale celor de compresiune din grinda de lemn, la interfața acestora.

A rezultat că încărcarea de exploatare trebuie stabilită diferențiat, în funcție de sistemul de conlucrare adoptat:

- în cazul asigurării conlucrării prin conectori și dibluri de beton, hotărâtoare este starea limită de deformații, considerându-se ca încărcare de exploatare cea corespunzătoare atingerii săgeții admise;

- în cazul conlucrării prin șuruburi înclinate, încărcarea de exploatare rezultă pe baza forței de cedare a fibrei de lemn (coeficient de siguranță = 2,5).

Deplasările relative dintre lemn și beton măsurate pe parcursul încercării grinzilor au evidențiat disproporția dintre modurile de comportare ale celor două sisteme de conlucrare testate: în cazul conectorilor cu dibluri de beton au rezultat deplasări de cca 5 ori mai mari decât la conlucrarea prin șuruburi înclinate.

La nivelul treptei de exploatare s-a obținut o bună corespondență între valorile eforturilor unitare normale calculate și cele rezultate pe baza măsurărilor tensometrice, confirmându-se ipotezele de calcul adoptate.

Din cele de mai sus rezultă că soluția cu șuruburi pentru lemn se recomandă față de cea cu cupoane din oțel beton și dibluri de beton. Utilizându-se șuruburi zincate, este asigurată și conservarea în timp a legăturii dintre grinda de lemn și placa de beton.

5. PLACI COMPUSE TABLA CUTATA - BETON

5.1. Stadiul cercetărilor privind conlucrarea tablă cutată-beton

5.1.1. Preocupări pe plan mondial

Alegerea tablei cutate pentru realizarea unor plăci compuse tablă cutată-beton se face în funcție de deschiderea ce trebuie acoperită, precum și de caracteristicile tablei cutate. În acest sens se pot exemplifica trei generații de table cutate utilizate în Italia (Fig.5.1), la care s-a ajuns cronologic, fiind necesară îmbunătățirea celor din prima generație, care având suprafața cutelor netedă, nu puteau asigura conlucrarea cu betonul [5.22], [5.23].


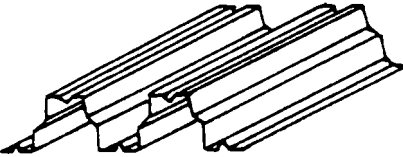
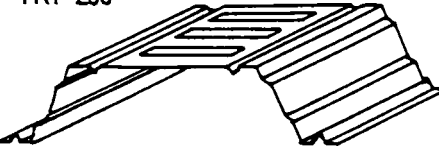
G e n e r a ț i a		
I	II	III
		TRP 200 
Î n ă l ț i m e [m m]		
80	110	200
D e s c h i d e r e [m]		
5	7	12

Fig.5.1. Table cutate utilizate în Italia

Preocupările pentru obținerea unor table cutate cât mai performante pentru realizarea plăcilor compuse au condus la diferite profile ale tablelor, precum și la prevederea unor mijloace de conlucrare în pereții cutelor, obținându-se performanțe remarcabile sintetizate în [5.20], [5.21], astfel:

- Utilizarea unor table cu diferite profile ale cutelor (Fig.5.2.a): trapezoidale, formă de coadă de rândunică, omega.u
- Utilizarea unor table (din generația a I-a) amprentate sau perforate (Fig.5.2.b): amprentele practicate în pereții cutelor pot avea forma circulară, sau alungită dispuse oblic sau orizontal; perforațiile în pereții cutelor pot fi realizate sub formă alungită dispuse orizontal

sau oblic, sau sub formă de tăieturi în montanți și îndoirea cupoanelor spre exterior (sistem “pioneză”); totodată se pot realiza decupări ale muchiilor superioare ale tablei cutate.

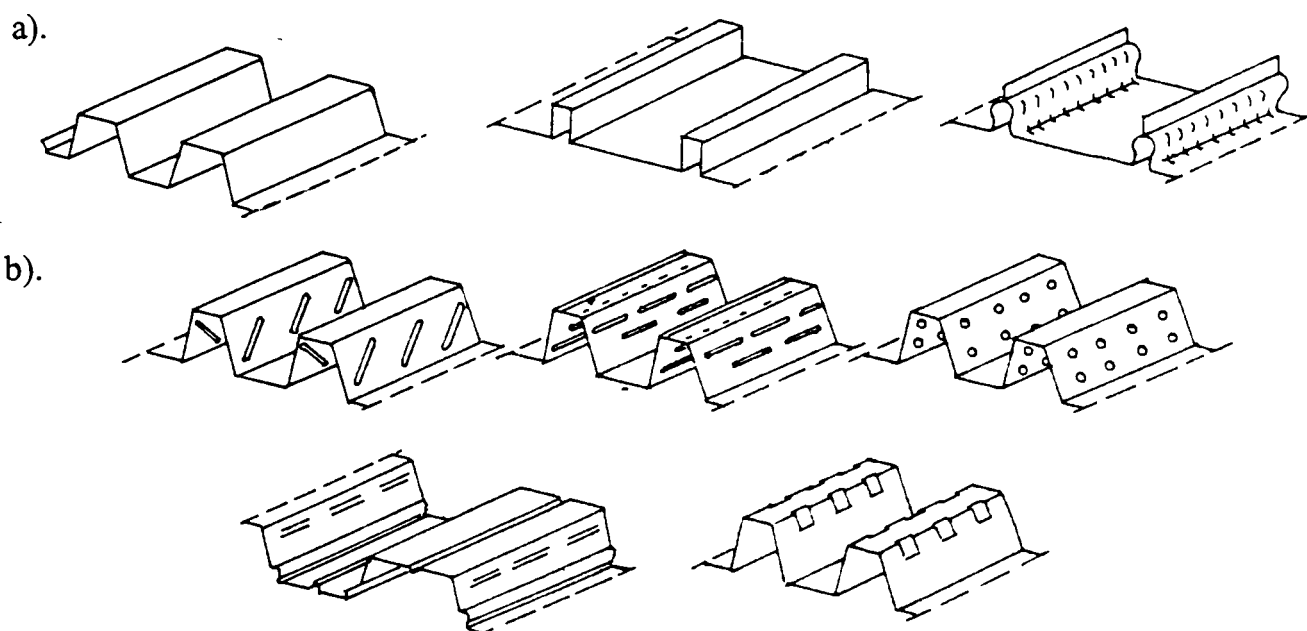


Fig.5.2. Profile ale tablelor cutate și mijloace de asigurare a conlucrării tablă-beton

- Prevederea din loc în loc, perpendicular pe cutele tablei a unor elemente de rigidizare (de exemplu fâșii de tablă), care pot fi prevăzute și cu orificii, în vederea îmbunătățirii conlucrării (Fig.5.3).

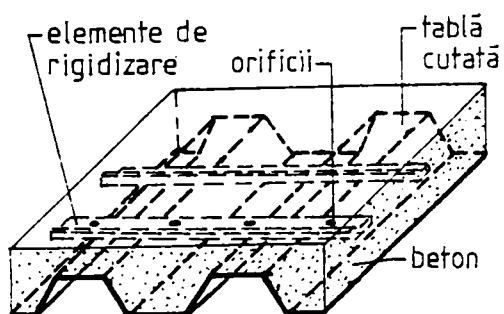


Fig.5.3.

Imbunătățirea conlucrării tablă-beton prin elemente de rigidizare

- Prevederea unor conectori în cutele tablei (Fig.5.4) [5.22].

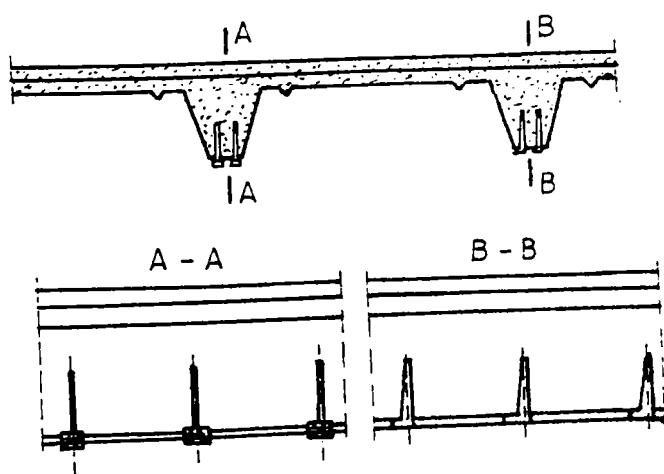


Fig. 5.4.

Conlucrarea tablă - beton prin conectori

Pe de altă parte, conlucrarea plăcii compuse cu grinzile de reazem a constituit obiect de studiu [5.1], fiind recomandată utilizarea gujoanelor cu cap pentru prinderea tablei de

grinzile de oțel pe care reazemă placa (Fig.5.5); aceste ancorări sunt obligatorii în traveile de capăt ale plăcilor continue.

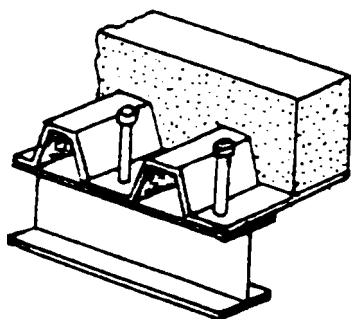


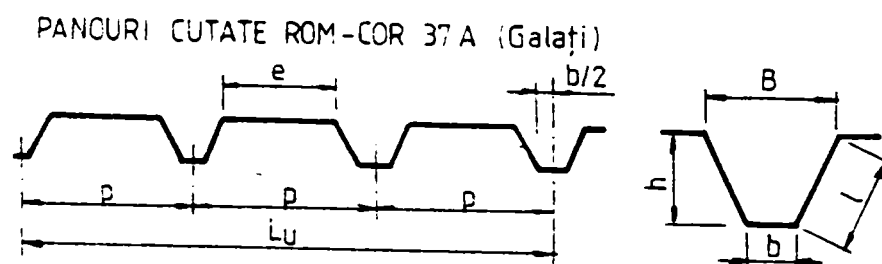
Fig. 5.5.

Prinderea tablelor de grinzi prin gujoane cu cap

5.1.2. Preocupări în țara noastră

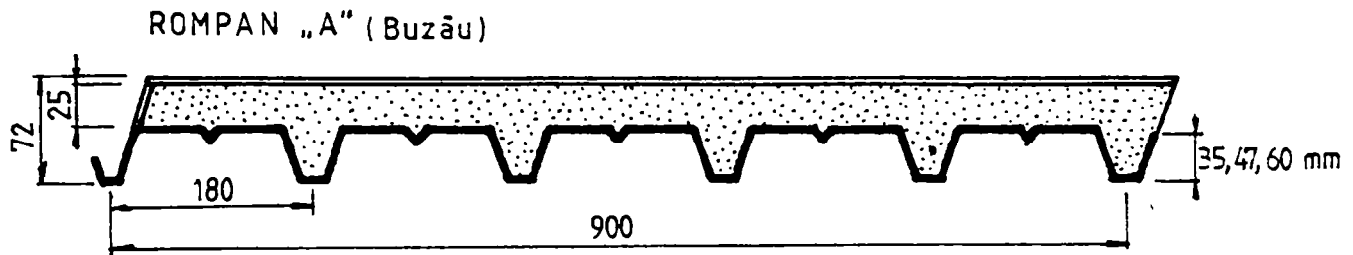
Tablele cutate ce se produc în țara noastră și care pot fi utilizate la realizarea elementelor structurale ale construcțiilor sunt indicate în cataloagele și prospectele producătorilor [5.34], [5.35].

Tablele cutate indigene se încadrează în categoria tablelor din prima generație, fiind table trapezoidale plane; pentru exemplificare, pot fi prezentate panourile cutate ROM COR 37A produse la Galați [5.34] și elementele ROMPAN "A" produse la Buzău [5.35], având forma și dimensiunile din Fig.5.6 .



Dimensiuni:

h [mm]	35	60
b [mm]	40	30
B [mm]	56	40
e [mm]	131,5	170
p [mm]	187,5	210
înălțimea utilă L_u [mm]	750; 937,5; 1125	630; 840
lungimea de fabricație [mm]	2000; 3000; 3200; 4000; 5000; 5500; 6000	
grosimi tablă [mm]	0,75; 1,00; 1,25; 1,50; 1,75; 2,00	



DATE TEHNICE - lățimea utilă	900 mm
- lungimea de fabricație	2-18 m
- grosimea izolației fără nervuri	25 mm
- grosimea tablei profilată	0,6; 1,0 mm
- coeficient de transmisie termică	Kcal/m ² h°C
- la grosimea de 25 mm a stratului izolant,	K=0,65
- greutatea panoului	cca. 10,3 kg/ml

Fig.5.6. Panouri cutate ROMPAN și ROM COR

Până în prezent sunt cunoscute relativ puține preocupări în privința îmbunătățirii proprietăților tablelor cutate indigene în vederea utilizării lor la realizarea plăcilor compuse.

La Facultatea de construcții din Cluj-Napoca, s-au testat pe elemente mici procedee de îmbunătățire a suprafețelor tablelor [5.4] prin:

- realizarea în cutele tablei a unor amprente cu secțiunea circulară (Fig.5.7.a), în diferite proporții (2%, 4%, 6% din suprafața tablei);
- sudarea unor conectori elastici tip spirală pe suprafața tablei (Fig.5.7.b).

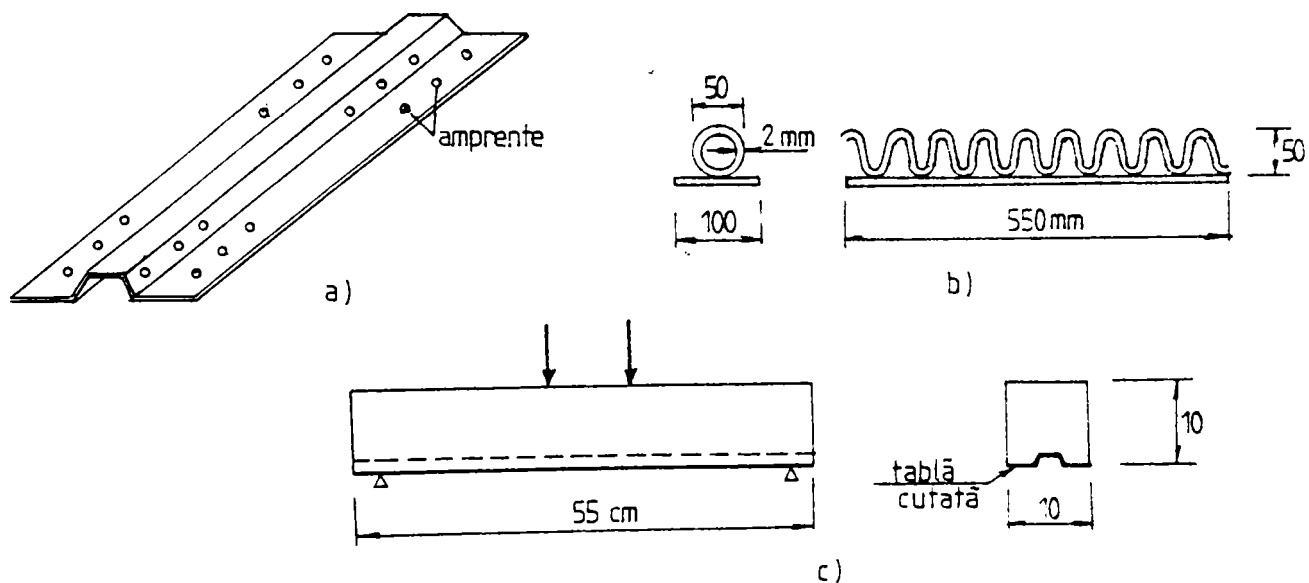


Fig.5.7. Conlucrarea prin amprente circulare, sau conectori elastici tip spirală

S-au executat epruvete prismatice, de 55 cm lungime, încercate la încovoiere (Fig.5.7.c).

Un alt procedeu analizat în [5.4] a constat în sudarea pe pereții înclinați ai cutelor tablei a unor conectori având dimensiunile de 20x20x5 mm, sau 20x20x10 mm. Încercările s-au efectuat pe plăci compuse având dimensiunile date în Fig.5.8.

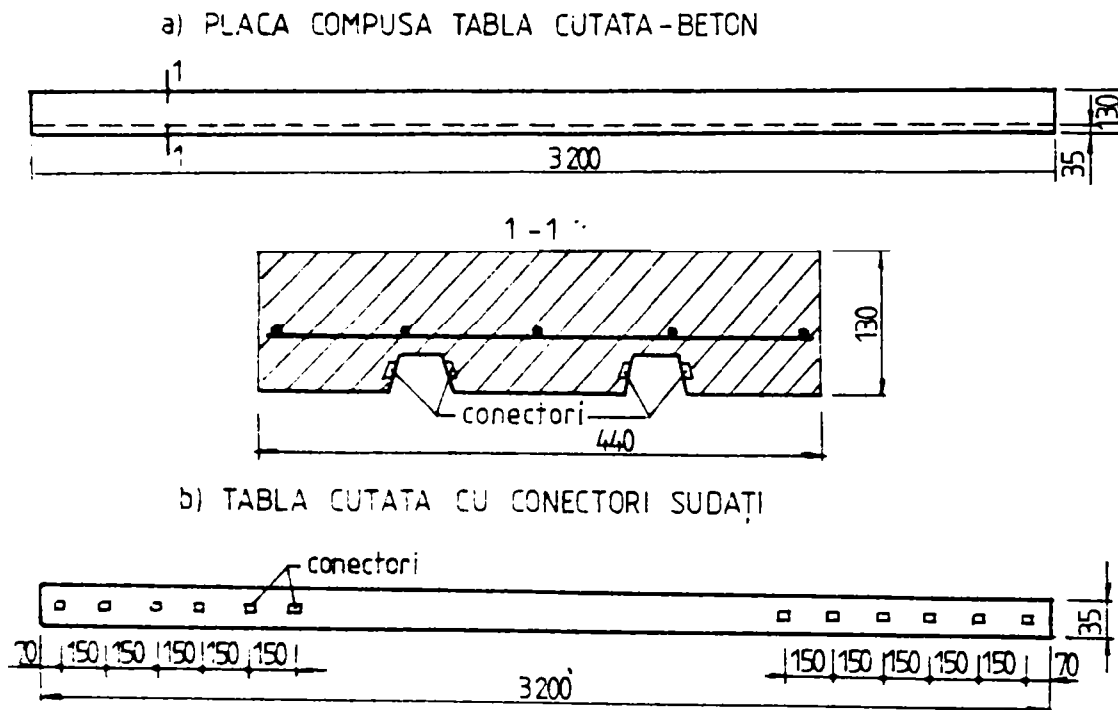


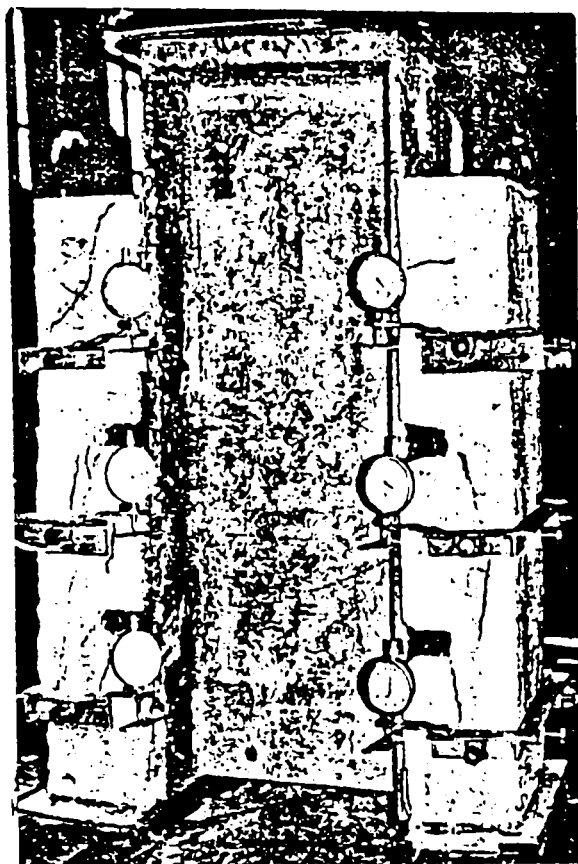
Fig.5.8. Testarea conlucrării prin conectori sudați pe pereții înclinați ai cutelor tablei

Avându-se în vedere eventualitatea solicitării structurilor la încărcări seismice, s-a pus problema testării la solicitări dinamice a conlucrării dintre tabla cutată și beton. Din acest motiv, elementele experimentale au fost solicitate atât la încărcări statice cât și dinamice, aplicându-se câtorva plăci compuse cu conectori, câte 100 de cicluri încărcare-descărcare la valori cuprinse între solicitarea de lungă durată și cea de exploatare.

Posibilitatea aplicării în practică a plăcilor compuse tablă cutată-beton a rezultat și în urma încercărilor și experimentărilor efectuate pentru verificarea comportării sistemului de structuri de rezistență ale Palatului Parlamentului din București (Casa Republicii) [5.36].

S-au efectuat încercări de forfecare în regim static și dinamic pe corpuri de probă alcătuite astfel:

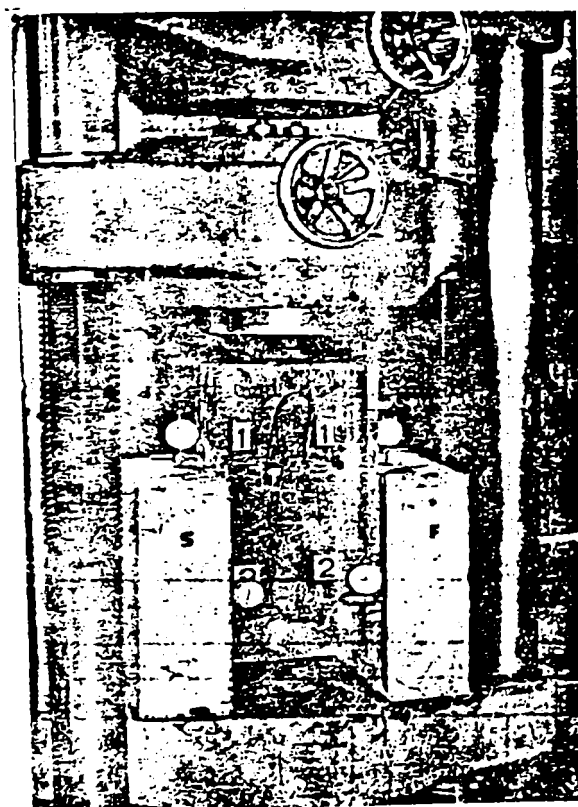
- un element central din oțel (profil metalic laminat sau sudat);
- două elemente compuse tablă cutată –beton adiacente profilului central și fixate de acesta prin conectori (număr variabil).



a).



b).



c)

- a). Cute transversale; tablă cu profil trapezoidal
- b). Cute transversale; tablă cu profil sigma
- c). Cute longitudinale axei profilului și solicitării

Fig. 5.9. Testări pentru structura de rezistență a Palatului Parlamentului din București [5.36]

Cutele tablei s-au dispus în două moduri față de profilul metalic:

- transversal axei longitudinale a profilului și solicitării (Fig. 5.9.a – tablă cu profil trapezoidal; Fig. 5.9.b – tablă cu profil sigma);
- longitudinal axei profilului și solicitării (Fig. 5.9.c).

Pe parcursul încercărilor s-au măsurat deplasările între elementele compuse tablă cutată - beton și profilul metalic central la sarcina de exploatare și de rupere calculate, rezultând:

- valori mai mici în cazul corpurilor cu tablă cutată cu profil trapezoidal, față de cele cu profil sigma, când cutele erau dispuse transversal solicitării;
- valori de același ordin de mărime în cazul celor două profile de tablă cutată, când cutele erau dispuse în direcția solicitării.

Ruperea corpurilor de probă s-a produs după o alunecare a suprafețelor de contact de cca 4...5 mm, dovedind calitățile plastice ale îmbinării.

Pe baza studiilor bibliografice, s-au conturat unele aspecte ce au fost luate în considerare la abordarea cercetărilor proprii asupra plăcilor compuse tablă cutată - beton:

- Capacitatea portantă a sistemelor compuse oțel-beton este dependentă în cea mai mare parte de modul de transmitere al forțelor de lunecare între cele două elemente componente, deci de conlucrarea dintre tablă și beton în cazul plăcilor compuse.
- Tabla de oțel trebuie proiectată astfel încât să fie capabilă să preia greutatea betonului proaspăt, fiind solicitată în domeniul elastic.
- Deformațiile (săgețile) plăcilor compuse trebuie limitate în conformitate cu normele în vigoare.
- Este necesară utilizarea unor tipuri de table cutate cu caracteristici îmbunătățite privind asigurarea conlucrării dintre tablă și beton (table cu fețe amprentate, sau perforate).
- Tablele cutate indigene fiind prevăzute cu pereți netezi ai cutelor, se impune studierea unor posibilități practice de îmbunătățire a caracteristicilor acestor table în vederea transmiterii corespunzătoare a forțelor de lunecare de la tablă la beton, pe de o parte prin amprentarea pereților înclinați ai cutelor, iar pe de altă parte prin prevederea unor elemente de legătură pe toată lungimea cutelor.

5.2. Principii privind calculul plăcilor compuse tablă cutată - beton

Cercetările proprii asupra plăcilor compuse tablă cutată - beton s-au desfășurat în două etape și anume:

- Plăci compuse la care conlucrarea dintre tablă și beton era asigurată prin amprente circulare practicate în pereții înclinați ai cutelor tablei, [5.9], [5.10], [5.11].
- Plăci compuse la care conlucrarea s-a asigurat prin elemente de legătură sudate în lungul cutelor, [5.12], [5.13], [5.14], [5.15].

Prima etapă a cercetărilor s-a desfășurat în anii '90, când pe plan național nu s-a dispus încă de norme privind calculul acestor tipuri de elemente. În consecință, calculul plăcilor studiate s-a efectuat în conformitate cu prevederile Eurocodului 4 [5.24], având în vedere și unele recomandări din literatură [5.18], [5.20].

Pe baza studiilor efectuate în prima etapă s-a elaborat normativul P 134-93 [5.7].

În cele ce urmează, se prezintă principiile privind calculul plăcilor compuse în conformitate cu normativul menționat, urmând ca aspectele concrete referitoare la elementele experimentale precum și problema conlucrării tablei cutată - beton să fie tratate diferențiat (în paragrafele aferente) în funcție de soluția de conlucrare aleasă.

Proiectarea plăcilor compuse tablă cutată-beton cuprinde două etape distincte:

- în faza de turnare a betonului;
- verificarea ca placă compusă.

5.2.1. Calculul tablei cutate în faza de turnare a betonului

În această fază tabla are rol de cofraj pentru betonul proaspăt. Starea de eforturi se determină în domeniul elastic. Rigiditatea la încovoire se determină considerând activă întreaga secțiune a tablei cutate, fiind considerată constantă pe toată zona de moment încovoietor de același semn.

Se iau în considerare următoarele încărcări:

- greutatea proprie a tablei cutate și a betonului proaspăt;
- încărcări din timpul procesului de betonare (utilaje, oameni);
- încărcări rezultate din depozitări de materiale;
- supraîncărcarea din greutatea betonului proaspăt datorită săgeții tablei.

5.2.2 Verificarea plăcii compuse

Se referă la situația de după întărirea betonului și atingerea rezistenței corespunzătoare clasei de beton, încărcările fiind preluate de elementul compus. În această situație, se iau în considerare următoarele încărcări:

- greutatea finisajelor, a instalațiilor, a tavanelor suspendate;
- efectul contracției și al curgerii lente a betonului;
- încărcările variabile rezultate din procesul de exploatare.

Calculul se face la stările limită ale exploatării normale și la stările limită ultime.

La stările limită ale exploatării normale, eforturile și săgețile se determină în domeniul elastic, aplicându-se regulile rezistenței materialelor pentru o secțiune transversală echivalentă ideală de oțel. Coeficientul de echivalență n prin care secțiunea de beton se transformă, în secțiune echivalentă de oțel, se stabilește în conformitate cu STAS 10107/0-90 [5.32]. Secțiunea de calcul și starea de eforturi se determină admitând următoarele ipoteze:

- ipoteza secțiunilor plane a lui Bernoulli;
- valabilitatea legii lui Hooke pentru oțelul tablei și pentru betonul comprimat;
- betonul întins se consideră fisurat și scos din lucru;
- conlucrare totală tablă cutată-beton..

La starea limită a deformațiilor specifice critice, eforturile unitare în secțiunea de calcul, rezultate din încărcările normate, se limitează la următoarele valori pentru:

- oțelul tablei cutate:

$$\sigma_{co,max} \leq (0,7 \dots 0,8) \cdot R_{ok} \quad (5.1)$$

unde R_{ok} este rezistența caracteristică a oțelului tablei;

- betonul comprimat:

$$\sigma_{cb,max} \leq 0,8 \cdot R_c \quad (5.2)$$

unde R_c este rezistența de calcul a betonului corespunzătoare clasei de beton utilizate.

La starea limită de deformații, săgețile, sub efectul încărcărilor normate, vor îndeplini următoarea condiție:

$$f_{max} \leq l / 250 \quad (5.3)$$

unde l reprezintă deschiderea plăcii.

Pentru determinarea stării de eforturi și a săgeților în exploatare, se admite principiul suprapunerii efectelor, însumându-se eforturile unitare, respectiv săgețile rezultate din

încărcările fazei de execuție (preluate de tabla cutată) cu eforturile unitare respectiv săgețile provenind din încărcările de exploatare (preluate de secțiunea compusă).

La *stările limită ultime*, se poate considera o comportare plastică sau elastoplastică a materialelor. Starea de eforturi unitare se determină admitând ipotezele:

- plasticizarea integrală a betonului din zona comprimată pe o înălțime x_U cu intensitatea $0,8 R_c$ (prin atingerea deformației specifice limită $\varepsilon_b = 3,5 ‰$);
- plasticizarea integrală a secțiunii de oțel întinse, respectiv comprimate a tablei, cu intensitatea R_o ;
- atingerea rezistenței de calcul R_s în armătura de rezistență de pe reazem.

5.3. Plăci compuse tablă cutată - beton cu conlucrare prin amprente

5.3.1. Programul cercetărilor experimentale

În cadrul primei etape a cercetărilor efectuate asupra plăcilor compuse tablă cutată - beton, s-a utilizat tablă cutată neagră, studiindu-se soluția de îmbunătățire a conlucrării acestuia cu betonul prin amprente circulare practicate în pereții înclinați ai cutelor tablei.

Pentru studiul eficienței amprentelor, avându-se în vedere modul diferit de preluare a lunecărilor în cazul când amprentele sunt convexe sau concave față de beton, s-a considerat necesară studierea ambelor variante. Ampretele se consideră convexe când pătrund în beton și concave, când betonul intră în amprente.

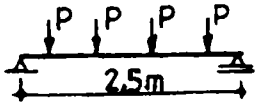
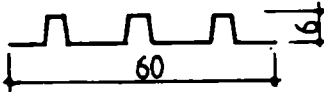
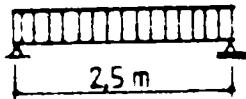
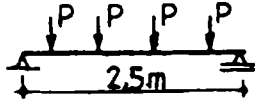
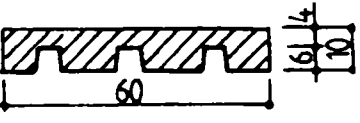
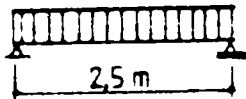
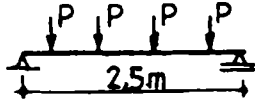
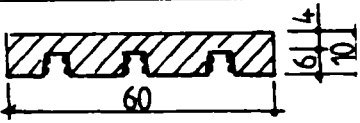
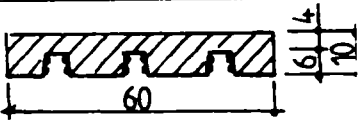
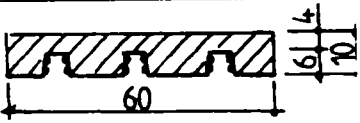
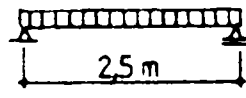
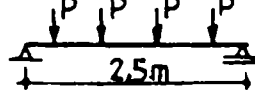
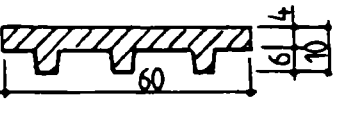
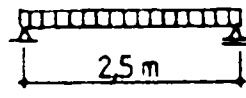
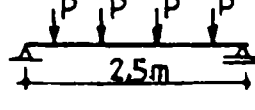
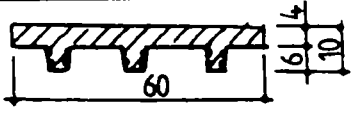
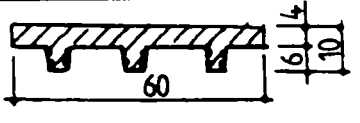
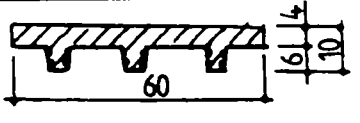
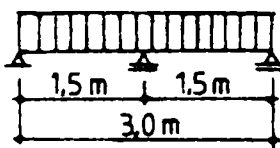
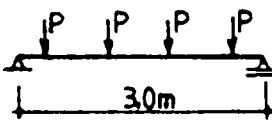
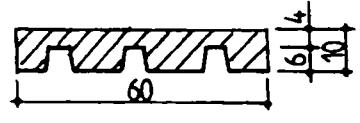
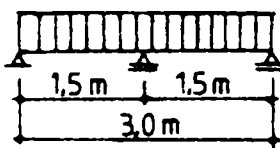
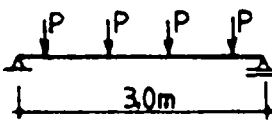
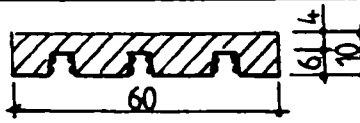
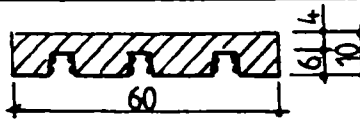
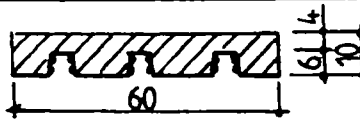
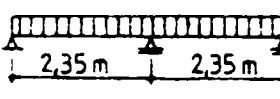
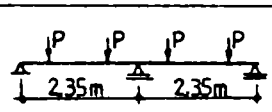
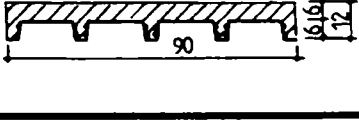
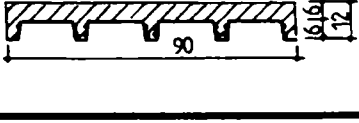
Posibilitățile de amprentare a tablei în laborator fiind limitate prin dispozitivul utilizat, testarea efectului amprentelor în cele două situații menționate a fost efectuat doar prin inversarea poziției tablei în placa compusă.

Programul experimental complet, realizat pentru studierea plăcilor compuse tablă cutată-beton cu conlucrare prin amprente, este prezentat în Tabelul 5.1, cuprinzând:

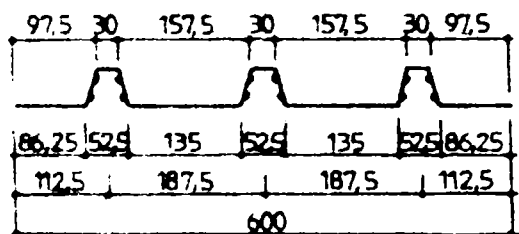
- un element din tablă cutată, fără suprabetonare, având deschiderea de 2,5 m;
- 8 elemente experimentale compuse simplu rezemate cu deschiderea de 2,5 m, realizate în două variante de așezare a tablei cutate și anume:

- prin betonarea nervurilor late ale tablei (elementele 2,5TB și 2,5TBA), urmărindu-se efectul amprentelor concave;

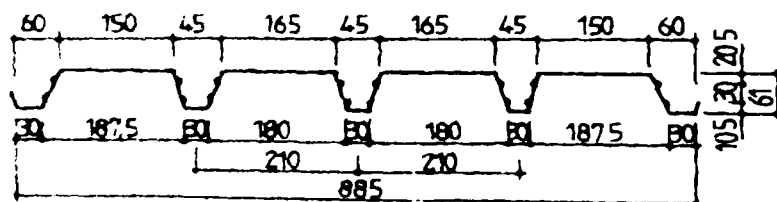
- prin betonarea nervurilor înguste ale tablei (elementele 2,5TB' și 2,5TBA''), studiindu-se efectul amprentelor convexe;

Nr. crt.	Denumire element	Schema statică a elementelor în faza de:		Secțiunea transversală [cm]
		Turnare	Incercare	
1	2	3	4	5
1	TC ₁	-		
2	2.5-TB			
3	2.5-TBA ₁			
4	2.5-TBA ₂			
5	2.5-TBA ₃			
6	2.5-TB			
7	2.5-TBA ₁			
8	2.5-TBA ₂			
9	2.5-TBA ₃			
10	3-TB			
11	3-TBA ₁			
12	3-TBA ₂			
13	3-TBA ₃			
14	TBAC ₁			
15	TBAC ₂			

Notă:



Tablă cutată:
(187,5x60x0,75)mm
(Pозиțiile 1...13)



Tablă cutată
(210x60x1,00)mm
(Pозиțiile 14 și 15)

- 4 elemente compuse simplu rezemate de 3,0 m deschidere, în varianta de betonare a nervurilor late (amprente concave) și sprijinite provizoriu în faza de turnare (elementele 3TBA);
- două plăci compuse continue, cu câte două deschideri de 2,35 m, în varianta de betonare a nervurilor înguste ale tablei (amprente convexe).

Elementele experimentale s-au proiectat ca fâșii de placă de 60 cm lățime și 10 cm grosime (6 cm înălțimea cutelor tablei și 4 cm grosimea minimă admisă a stratului de beton de deasupra), având schemele statice și de încărcare prezentate în Tabelul 5.1.

Tabla cutată utilizată a fost tablă neagră din oțel OL 37 de tipurile 187,5x60x0,8 mm (la elementele simplu rezemate) și 210x60x1,0 mm (la plăcile continue) (Tabelul 5.1).

Execuția elementelor compuse tablă cutată – beton a început cu amprentarea tablei. În acest scop, s-a confecționat, în atelierul mecanic al Filialei INCERC Timișoara, un dispozitiv special cu ajutorul căruia au fost realizate amprente în pereții înclinați ai cutelor tablei (Fig.5.10). Ampretele de secțiune circulară, având diametrul $\phi 16$ și adâncimea de 7 mm, au fost dispuse în lungul fâșiilor de tablă, reprezentând 4,5% din suprafața tablei.

După amprentarea tablelor, s-au executat elementele experimentale pe locul de încercare, conform modului real de execuție al plăcilor compuse tablă cutată-beton: tabla cutată având și rolul de cofraj pierdut, plăcile compuse se execută, de regulă, la locul de punere în operă.

Pentru realizarea elementelor experimentale s-au aplicat tehnologii corespunzătoare tipurilor de plăci studiate, după cum urmează.

Elementul din tablă cutată nebetonat TC

Pentru evitarea deformării cutelor tablei sub încărcările concentrate, s-au turnat nervuri de beton, în secțiunile de aplicare a forțelor. De asemenea, s-a turnat pe fața inferioară a fâșiei de tablă, de-a lungul axelor reazemelor, câte o nervură de beton (perpendicular pe direcția cutelor) pentru asigurarea rezemării continue (Fig. 5.11).

Plăcile simplu rezemate 2,5 -TB și 2,5-TBA

Panoul de tablă cutată s-a așezat pe reazeme, după ce, în prealabil, s-au executat nervurile de reazem ca în cazul precedent.

După așezarea panoului de tablă în poziția de turnare, respectiv de încercare, s-a montat cofrajul de contur al plăcii, s-a așezat deasupra cutelor tablei plasa pentru preluarea eforturilor din contracție, iar apoi s-a turnat betonul (fiind compactat manual prin lovirea cofrajului și a tablei cutate cu ciocane de cauciuc și îndesare cu vergele metalice).

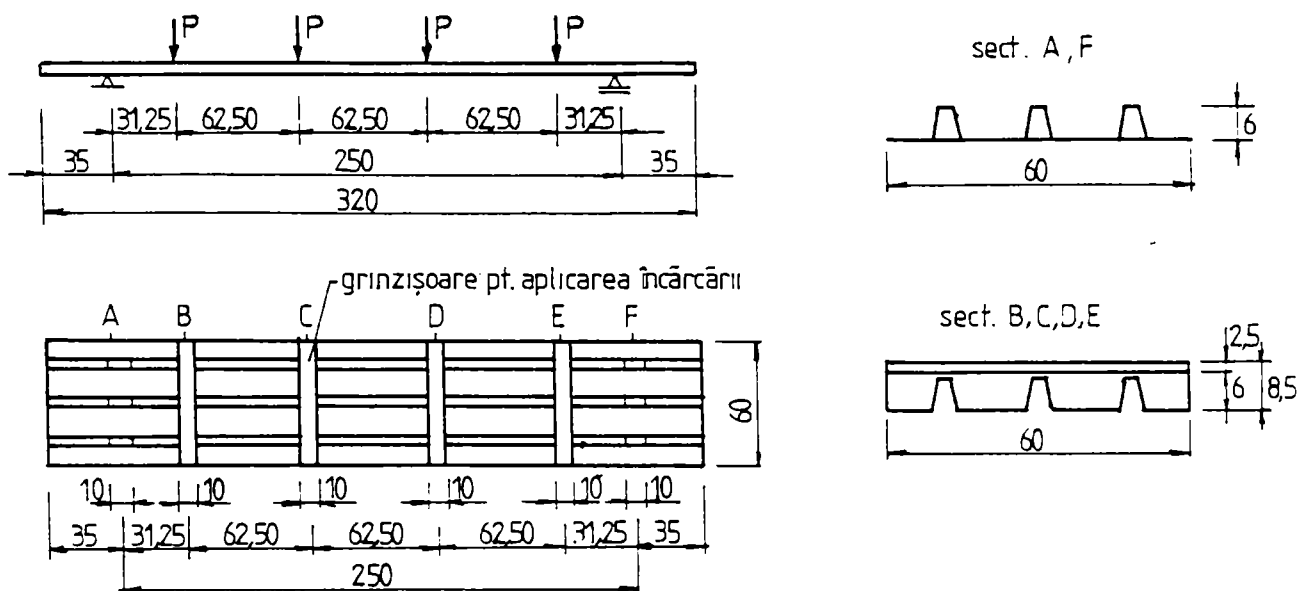


Fig.5.11. Elementul de tablă cutată nebetonat

Plăcile simplu rezemate sprijinite provizoriu la turnare 3-TB și 3-TBA

Fâșia de tablă s-a pregătit ca și în cazul anterior.

Avându-se în vedere faptul că, la deschiderea de 3,0 m, în faza de turnare a betonului, condiția de săgeată nu este respectată, panoul de tablă s-a sprijinit la mijlocul deschiderii. Valorile reacțiunii în dreptul reazemului provizoriu, măsurate după turnarea betonului comparativ cu valorile calculate, sunt prezentate, în Tabelul 5.2.

Tabelul 5.2

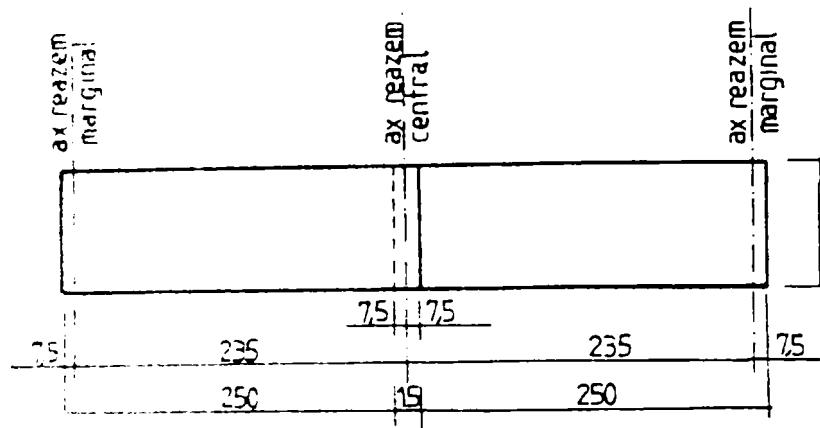
Denumire element experimental	Reacțiune reazem provizoriu [kN]	
	Valoare calculată	Valoare experimentală
3-TB	2,90	2,40
3-TBA ₁		2,50
3-TBA ₂		2,10
3-TBA ₃		2,30

După pregătirea panoului de tablă, s-a montat cofrajul de contur și plasa pentru preluarea eforturilor din contracție.

La 14 zile de la turnarea betonului, clasa de beton propusă fiind realizată, a fost îndepărtat reazemul provizoriu.

Plăcile continue TBAC

Lungimile de livrare ale tablelor nefiind suficiente pentru acoperirea deschiderii plăcii compuse, s-au îmbinat prin sudură câte două fâșii de tablă cutată, în dreptul reazemului intermediar (Fig. 5.12).



POZIȚIA PUNTELOR DE SUDARE

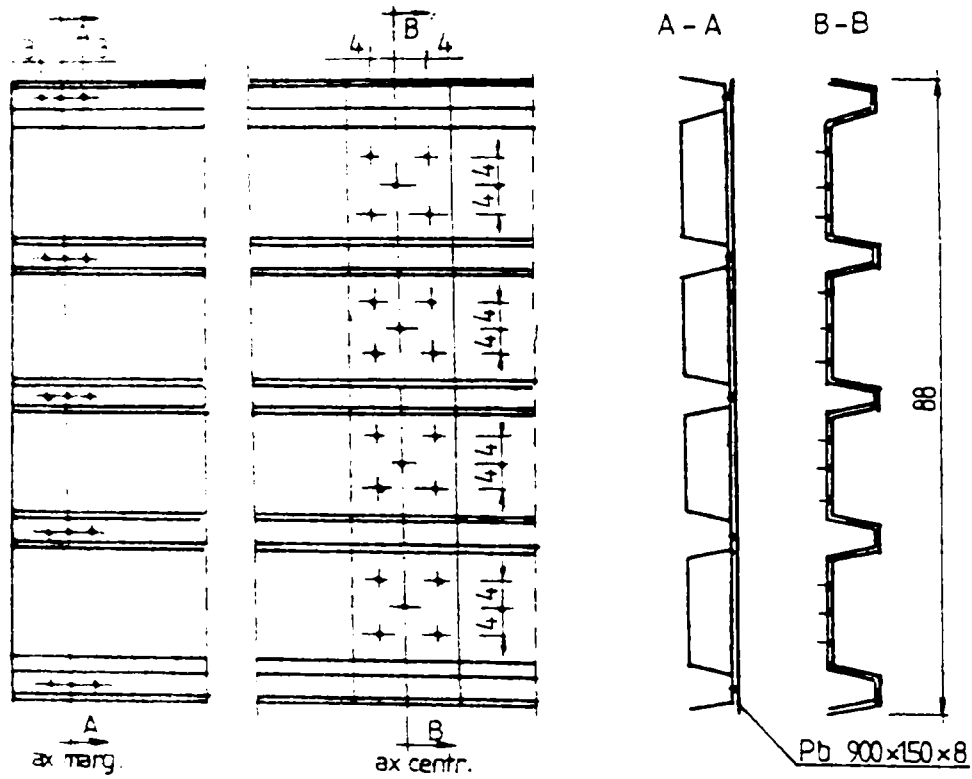


Fig. 5 12. Imbinarea panourilor de tablă pentru plăcile continue

Imbinarea s-a realizat prin sudare semiautomată în mediu protector de bioxid de carbon (electronituire). Aspecte privind aplicarea acestui procedeu de sudare se prezintă, mai în detaliu, la pct. 5.4.1.3.

În dreptul celor trei reazeme ale elementelor experimentale, panoul de tablă cutată s-a sudat, tot prin puncte de străpungere (electronituire), de grinzile de rezemare ce modelau grinzile metalice ale unui planșeu.

În vederea preluării eventualelor lunecări dintre tablă și beton, în secțiunile de deasupra reazemelor marginale s-a sudat de tablă, prin același procedeu, transversal pe cutele tablei, câte un profil cornier din tablă îndoită la rece 50x50x3.

Deasupra tablei s-a așezat o plasă de armătură prevăzută constructiv, în vederea preluării eforturilor din contracție. În dreptul reazemului central, placa s-a armat suplimentar, ca o placă continuă din beton armat.

Peste panoul de tablă astfel pregătit, s-a turnat betonul, care s-a compactat manual, prin baterea cofrajului și a tablei cu ciocane de cauciuc și prin îndesare cu vergele metalice.

Alcătuirea plăcilor continue încercate este prezentată în Fig.5.13.

5.3.2. Caracteristicile fizico-mecanice ale materialelor

Înainte de încercarea elementelor experimentale, s-au efectuat încercări preliminare pe epruvete în vederea determinării caracteristicilor fizico-mecanice reale ale materialelor componente.

5.3.2.1. Tabla cutată

Asupra *tablei cutate* utilizate s-au făcut încercări la tracțiune în conformitate cu STAS 200-87 [5.29], determinându-se limitele de curgere R_e (R_o) și de rupere R_m (R_r) ale oțelului. În acest scop, s-au extras câte 3 cupoane din fiecare tablă, din care s-au confecționat epruvetele pentru tracțiune. În urma încercării acestora au rezultat următoarele valori medii:

$$R_e^{med}=233,6 \text{ N/mm}^2; R_m^{med}=350,0 \text{ N/mm}^2.$$

5.3.2.1. Betonul

La *betonarea* fiecărui element experimental s-au recoltat câte 6 cuburi cu latura de 14,1 cm și 4 prisme de 10x10x30 cm, pe care s-au determinat rezistențele la compresiune R_b (la data încercării elementelor) [5.30], respectiv modulii de elasticitate ai betonului E_b [5.26].

În paralel, modulii de elasticitate s-au stabilit și teoretic [5.18] pe baza relației:

$$E_b = 0,0426 \cdot \rho_b^{1,5} \cdot \sqrt{R_b} \quad (5.4)$$

în care: ρ_b - densitatea betonului întărit [kg/m^3];
 R_b - rezistența medie la compresiune pe cuburi [N/mm^2].

Valorile medii ale caracteristicilor betonului rezultate pe baza încercărilor preliminare sunt prezentate în Tabelul 5.3.

Se menționează că, epruvetele de beton nu s-au vibrat, respectându-se întocmai condițiile de turnare a betonului în elementele experimentale, prin îndesare cu vergele și baterea cofrajului.

Tabelul 5.3

Denumire element	R_b^{med} [N/mm^2]	ρ_b [kg/m^3]	E_b^{med} [N/mm^2]	
			experimental	teoretic
1	2	3	4	5
2,5-TB	39,1	2261	29730	28638
2,5-TBA ₁	41,5	2264	20150	29560
2,5-TBA ₂	26,5	2072		20682
2,5-TBA ₃	34,9	2209		26126
2,5 -TB'	37,3	2153		25989
2,5 -TBA ₁ '	50,5	2329		34023
2,5 -TBA ₂ '	35,6	2252		27161
2,5 -TBA ₃ '	35,9	2293		28042
3 -TB	42,3	2304		26000
3-TBA ₁	38,9	2256	29880	28471
3 -TBA ₂	35,2	2236	27796	26723
3 -TBA ₃	37,2	2266	25516	28026
TBAC ₁	27,0	2200	-	22800
TBAC ₂	37,5	2273	33900	28280

5.3.3. Incercarea elementelor experimentale

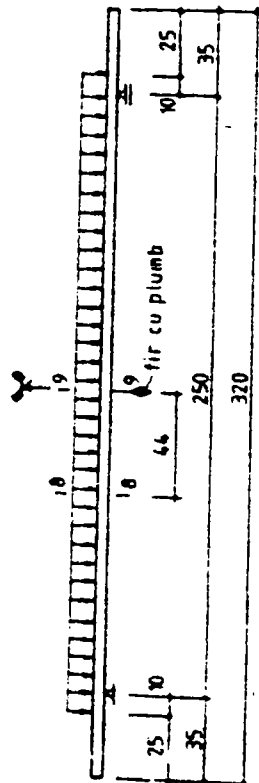
Plăcile experimentale au fost încercate în Laboratorul de beton . de la Facultatea de construcții din Timișoara. Încărcarea s-a realizat cu câte 4 forțe concentrate, echivalându-se încărcarea reală uniform distribuită [5.24].

Elementul din tablă cutată nebetonat s-a încărcat în trepte, până la rupere, prin lestare cu discuri din fontă cântărite în prealabil. Schema de încărcare a elementului este prezentată în Fig.5.11.

Incercarea plăcilor compuse tablă cutată - beton s-a făcut pe baza metodologiei de încercare a prototipurilor [5.5] și anume:

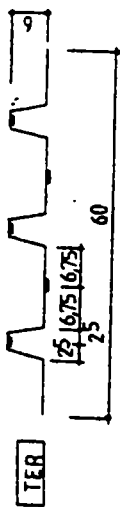
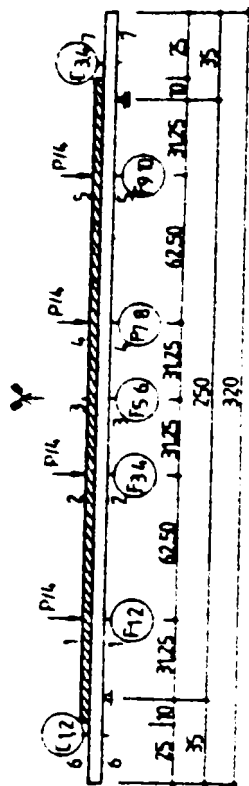
1) Elemente simplu rezemate (l=2,50 m)

a) Fază I. BETONARE



b) Fază II ELEMENT COMPIUS

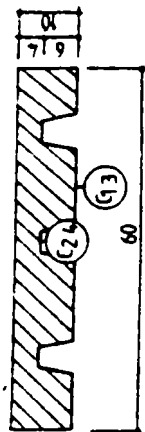
[F.5.]



Amplasarea traductorilor electronizistivi pe oțel, în secțiunile 8-8, 9-9



1.3.5.7.9 (F) 2,4,6,8,10
Fleximetre în 1-1,2-2,3-3,4-4,5-5



Microcomparatoare în 6-6,7-7

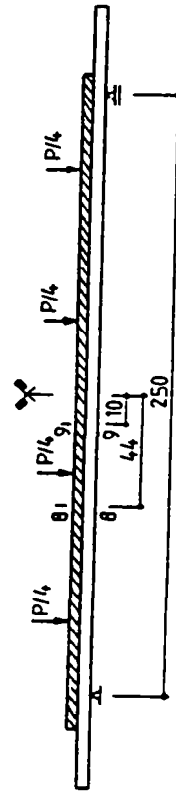
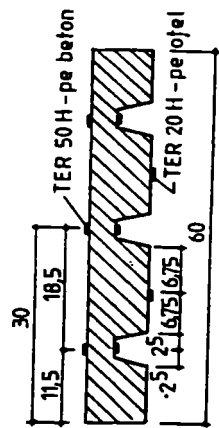


Fig. 5.14.a. Incercarea elementelor simplu rezemate fără sprijinire intermediară



Traductorii electronizistivi (TER) în secțiunile 8-8, 9-9

- două cicluri încărcare-descărcare până la o treaptă situată în apropierea valorii calculate a treptei de exploatare: pe parcursul acestora s-au măsurat săgețile maxime, s-a înregistrat momentul fisurării și s-au urmărit deplasările dintre tablă și beton ;

- încărcarea până la rupere, când s-au măsurat săgețile maxime, s-a urmărit evoluția deplasărilor (lunecărilor) dintre tabla cutată și beton, modul de rupere și s-a înregistrat capacitatea portantă a elementului.

Pentru măsurătorile efectuate pe parcursul încercării elementelor s-a utilizat aparatura prezentată în Fig.5.14. Se menționează că tehnologiile de lipire a traductorilor electrorezistivi (TER) pe tablă și beton, în vederea măsurării deformațiilor specifice, au respectat cerințele privind pregătirea suprafețelor de lipire cât și utilizarea adezivului AGO ca soluție omologată în acest sens; după lipire, toți traductorii au fost protejați cu parafină față de variațiile de umiditate.

5.3.4. Rezultatele încercărilor experimentale

5.3.4.1. Încărcări caracteristice

Încărcările caracteristice urmărite au fost: treapta de fisurare, încărcarea de exploatare, treapta de lunecare și încărcarea de rupere. În Tabelul 5.4 se prezintă valorile teoretice și experimentale ale acestor trepte.

Analizându-se valorile din Tabelul 5.4, precum și comportarea elementelor experimentale pe parcursul încercării, au rezultat unele aspecte demne de menționat:

- Între valorile experimentale ale forțelor de rupere și cele calculate s-a obținut o bună concordanță exprimată prin rapoartele P_r^{exper}/P_r^{teor} (col.7).

- Diferențele mari dintre valorile forțelor de rupere experimentale și teoretice la elementele realizate cu tabla neamprentată (2,5-TB și 2,5-TB') se justifică prin efectul aderenței dintre tablă și beton, neglijat în calcul. La încercarea elementului 3-TB, prin îndepărtarea reazemului provizoriu din timpul turnării și întăririi betonului, s-a consumat o săgeată inițială de cca 1,0 cm, fapt ce putea influența aderența tablă-beton; totodată, ca urmare a solicitării în timpul procesului de eliminare a acestui reazem, este posibil să fi apărut unele defecte interne în beton în această zonă (fisuri și microfisuri), care au contribuit la grăbirea cedării elementului. În consecință, pentru a se putea compara elementele de 3,0 m deschidere cu cele de 2,5 m, forța experimentală de rupere a elementului 3TB se apreciază pe baza valorii teoretice a acesteia ținând seama de coeficientul de siguranță rezultat în cazul plăcii 2,5-TB; astfel $P_r^{exper}=8,36 \cdot 1,5=12,54$ kN.

Tabelul 5.4

Element experim.	Fisurare	Exploatare		Rupere			P_r/P_{expl} teoret.	P_r/P_{expl} exper.
	P_r^{exper}	$P_{\text{expl}}^{\text{teor}}$	$P_{\text{expl}}^{\text{exper}}$	P_r^{teor}	P_r^{exper}	$P_r^{\text{exper}}/P_r^{\text{teor}}$		
	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]			
1	2	3	4	5	6	7	8	9
2,5 -TB	11,20	12,00	10,20	10,00*	15,20	1,52	-	-
2,5 -TBA ₁	12,20			39,20	42,70	1,09	3,27	4,18
2,5 -TBA ₂	15,20			38,16	35,20	0,92	3,18	3,45
2,5 -TBA ₃	11,20			38,86	47,20	1,21	3,24	4,62
2,5 -TB'	5,70	4,80	4,70	3,50*	6,70	1,91	-	-
2,5-TBA ₁ '	9,20			27,62	29,20	1,05	5,75	6,21
2,5 -TBA ₂ '	12,20			27,00	21,70	0,80	5,62	4,62
2,5 TBA ₃ '	15,20			27,00	33,70	1,25	5,62	7,17
3 TB	-	14,00	13,20	8,36*	6,20 (12,54)	0,74 (1,50)	-	-
3 TBA ₁	5,20			33,83	31,20	0,92	2,41	2,36
3 TBA ₂	9,20				34,20	1,01		2,59
3 TBA ₃	7,20				31,20	0,92		2,36
TBAC ₁	19,18	28,00	28,18	136,07	137,18	1,01	4,86	4,87
TBAC ₂	13,18				170,18	1,25		6,04

Observații:

- 1). * Valoarea corespunde momentului capabil al elementului din beton simplu.
- 2). In col.2 au fost date valorile încărcărilor maxime din cadrul primei etape de încărcare, corespunzând celei mai apropiate trepte față de treapta teoretică de exploatare.

- Valorile mari ale coeficienților de siguranță exprimați prin rapoartele P/P^{expl} (teoretice și experimentale) (col.8 și 9) se explică prin limitarea impusă eforturilor unitare normale maxime din oțel și beton la exploatare, precum și a săgeților (vezi pct.5.3.2).

- Până la treapta de exploatare, comportarea elementelor simplu rezemate de 2,5 m deschidere a fost practic elastică, fisurarea producându-se la încărcări mai mari sau cel puțin egale cu cele de exploatare. Elementele simplu rezemate de 3,0 m deschidere și cele continue au fisurat la încărcări reprezentând 37-65% din valoarea trepte teoretice de exploatare.

- Inițierea lunecărilor dintre tablă și beton, la plăcile compuse s-a produs, în general, la trepte de încărcare de cca 2-3 ori mai mari decât treapta de exploatare.

- Ruperea elementului de tablă cutată nebetonat s-a produs prin pierderea stabilității formei (Anexa C; Fig.C.1).

- La plăcile simplu rezemate betonate realizate cu tabla neamprentată, în momentul începerii lunecării tablei față de beton ruperea s-a produs brusc, ca și la o placă din beton simplu (Anexa C; Fig. C.2).

- Ruperea elementelor simplu rezemate cu structura compusă s-a produs, în general, prin evoluția puternică a lunecărilor, având ca efect apariția unor fisuri longitudinale ce se întindeau de la capetele elementelor spre centru, pe o lungime de cca 70-80 cm; deoarece la capetele simplu rezemate ale elementelor deplasarea betonului nu era împiedecată, acesta s-a desprins complet de tablă în dreptul fisurilor longitudinale. Concomitent, la majoritatea elementelor s-a produs și zdrobirea betonului (Anexa C; Fig.C.3). Deformarea elementelor a fost atât de mare, încât ruperea poate fi considerată ca având un caracter ductil chiar și în cazul elementelor la care nu s-a produs zdrobirea betonului; acest caracter al rupei este subliniat și de valorile eforturilor unitare în tablă, care au depășit rezistența de curgere a oțelului.

- Plăcile continue TBAC au cedat prin evoluția lunecărilor dintre tablă și beton, concomitent cu cea a fisurării din încovoiere, după formarea articulației plastice pe reazem.

5.3.4.2. Săgeți

Caracteristica plăcilor compuse tablă cutată-beton constă în consumarea unei părți esențiale din săgeată în faza de turnare a betonului, când este activă numai tabla cutată. În Tabelul 5.5 (col.2) se prezintă valorile săgeților măsurate la mijlocul deschiderii grinzilor.

Se constată că, la unele elemente compuse cu deschiderea de 2,5 m (2,5 -TBA₃ și 2,5-TBA₁), săgețile depășesc valoarea admisă de $l/180=13,9$ mm. La grinzile cu deschiderea de 3,0 m, care au fost sprijinite provizoriu în faza de turnare a betonului, valorile săgeților măsurate după îndepărtarea reazemului sunt diminuate, reprezentând cca 60% din săgeata admisă de $l/180=16,7$ mm.

Pe de altă parte, săgețile la treapta de exploatare (col.4) au avut valori mici în cazul plăcilor de 2,5m deschidere, variind între 10 - 20% din săgeata inițială a tablei, în timp ce la elementele de 3,0m deschidere, sprijinite în faza de turnare, aceste săgeți au avut valori mult mai mari.

Valorile mari ale săgeților la rupere (col.5) ilustrează deformabilitatea mare a acestor tipuri de elemente.

Pe baza variațiilor săgeților în funcție de încărcare pe parcursul încercărilor au rezultat următoarele aspecte:

- Elementul de tablă nebetonat TC₁, cât și elementele tablă cutată-beton fără amprente 2,5- TB, 2,5-TB', 3 TB au avut o comportare practic elastică până în apropierea rupei.

- Plăcile compuse simplu rezemate au avut o comportare elastică până la cca 50% din forța de rupere, când betonul s-a desprins de tablă în fâșiile marginale ale elementelor, după care comportarea a fost elastoplastică (Fig.5.15.a). Această concluzie se desprinde practic și pentru elementele continue (Fig. 5.15.b).

Tabelul 5.5

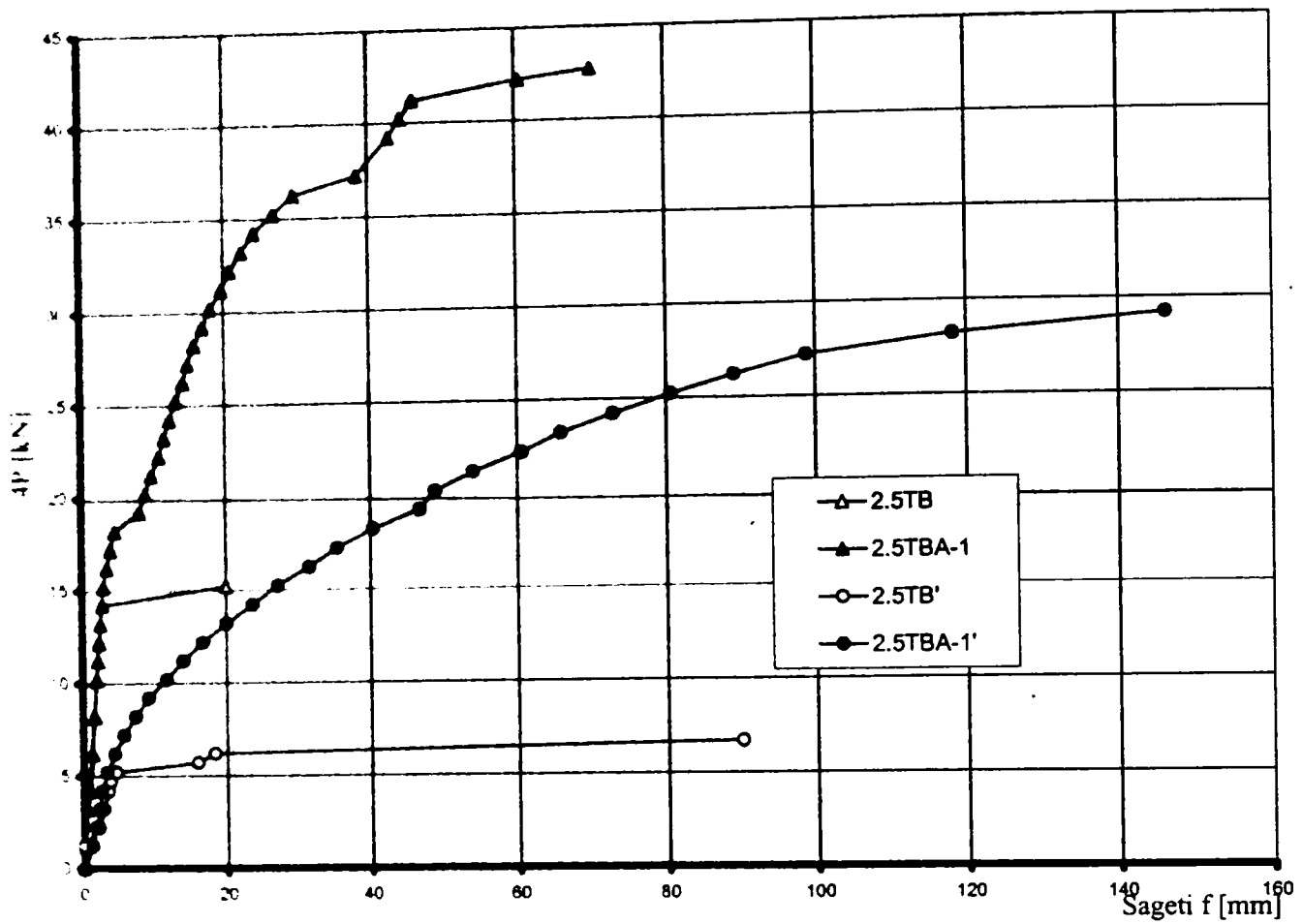
Elementul experimental	Săgeata inițială [mm]	Săgeata maximă a elementului compus f [mm], la treapta:		
		Fisurare	Exploatare	Rupere
1	2	3	4	5
TC ₁	-	-		33,00
2,5-TB	*	2,20	1,95	20,00
2,5 -TBA ₁	13,50	2,25	1,85	70,25
2,5 -TBA ₂	12,00	3,70	2,10	90,00
2,5 -TBA ₃	17,50	1,50	1,35	120,00
2,5-TB'	8,00	16,00	3,80	90,00
2,5 -TBA ₁ '	14,50	9,05	2,85	146,25
2,5-TBA ₂ '	8,00	11,45	2,20	93,05
2,5 -TBA ₃ '	*	7,80	1,50	100,00
3 -TB	*	-	-	23,20
3 -TBA ₁	*	2,10	15,00	115,00
3-TBA ₂	11,00	5,45	12,55	117,50
3 -TBA ₃	9,50	7,40	15,45	150,00
TABC ₁	- / 4,00	1,30 / 0,90	2,20 / 1,75	50,40 / 21,00
TABC ₂	4,00 / 4,50	0,95 / 0,75	1,70 / 1,30	34,20 / 35,00

Observații:

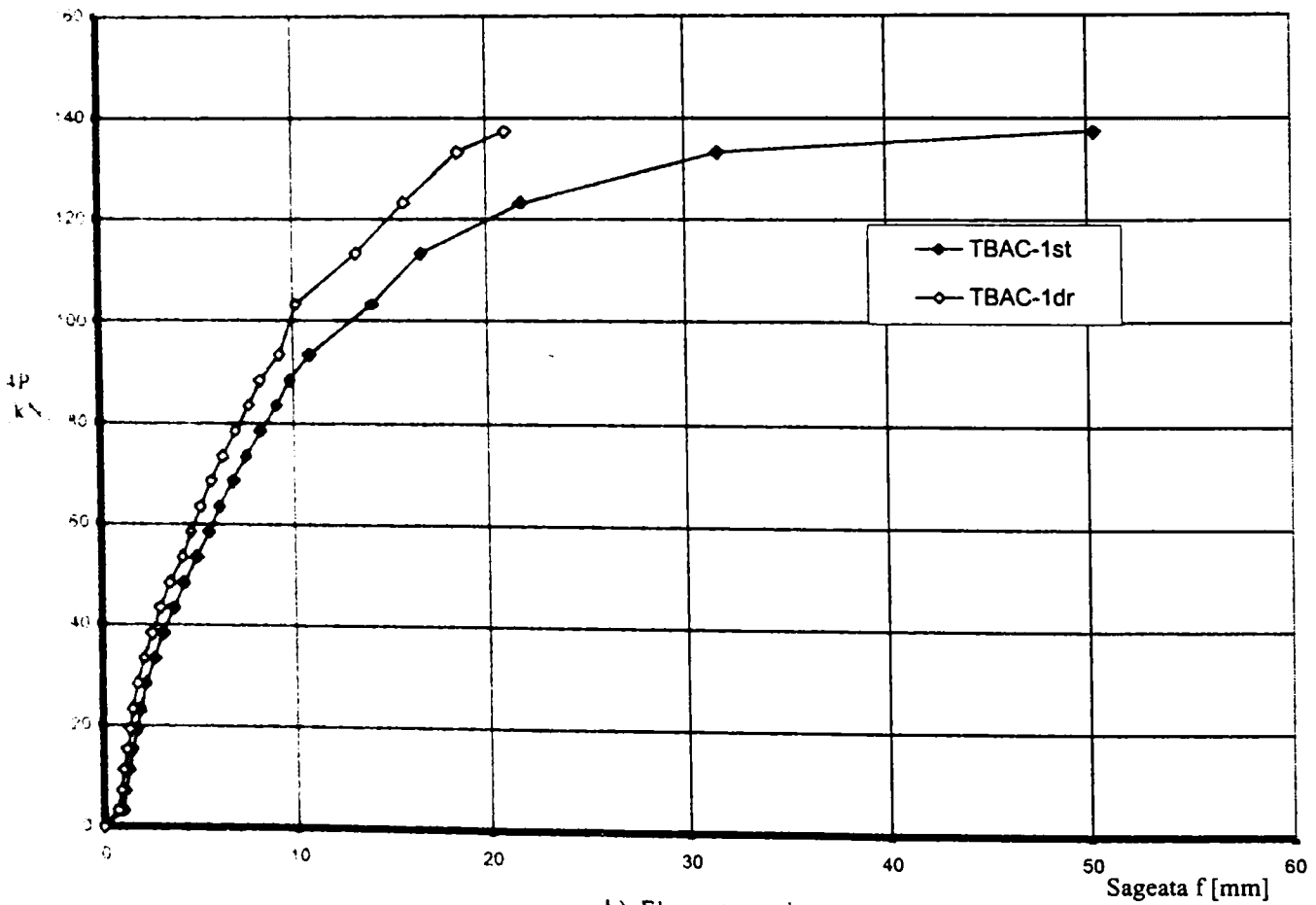
- 1). *Valori perturbate în timpul turnării betonului.
- 2). Săgețile maxime la treptele de fisurare, exploatare și rupere reprezintă valorile măsurate după consumarea săgeții inițiale din faza de turnare a betonului.
- 3). La elementele TABC₁ și TABC₂, cele două valori reprezintă săgețile în cele două deschideri ale grinzii continue.

5.3.4.3. Lunecări tablă cutată-beton

La plăcile simplu rezemate, lunecările dintre tablă și beton nu au fost împiedecate în zonele de capăt prin măsuri constructive speciale; la elementele continue s-au sudat, în acest scop, în dreptul secțiunilor de reazem, cupoane de oțel cornier transversal pe direcția cutelor tablei. La elementele simplu rezemate s-a urmărit evoluția lunecărilor tablă-beton, măsurate la ambele capete, în funcție de încărcare. În Fig. 5.16 sunt prezentate diagramele P-Δl a căror alură indică o evoluție lentă și, în general, simetrică a lunecărilor până la cedarea elementelor.



a). Elemente simplu rezemate



b). Element continuu

Fig. 5.15. Variația săgeată-încărcare pe parcursul încercării

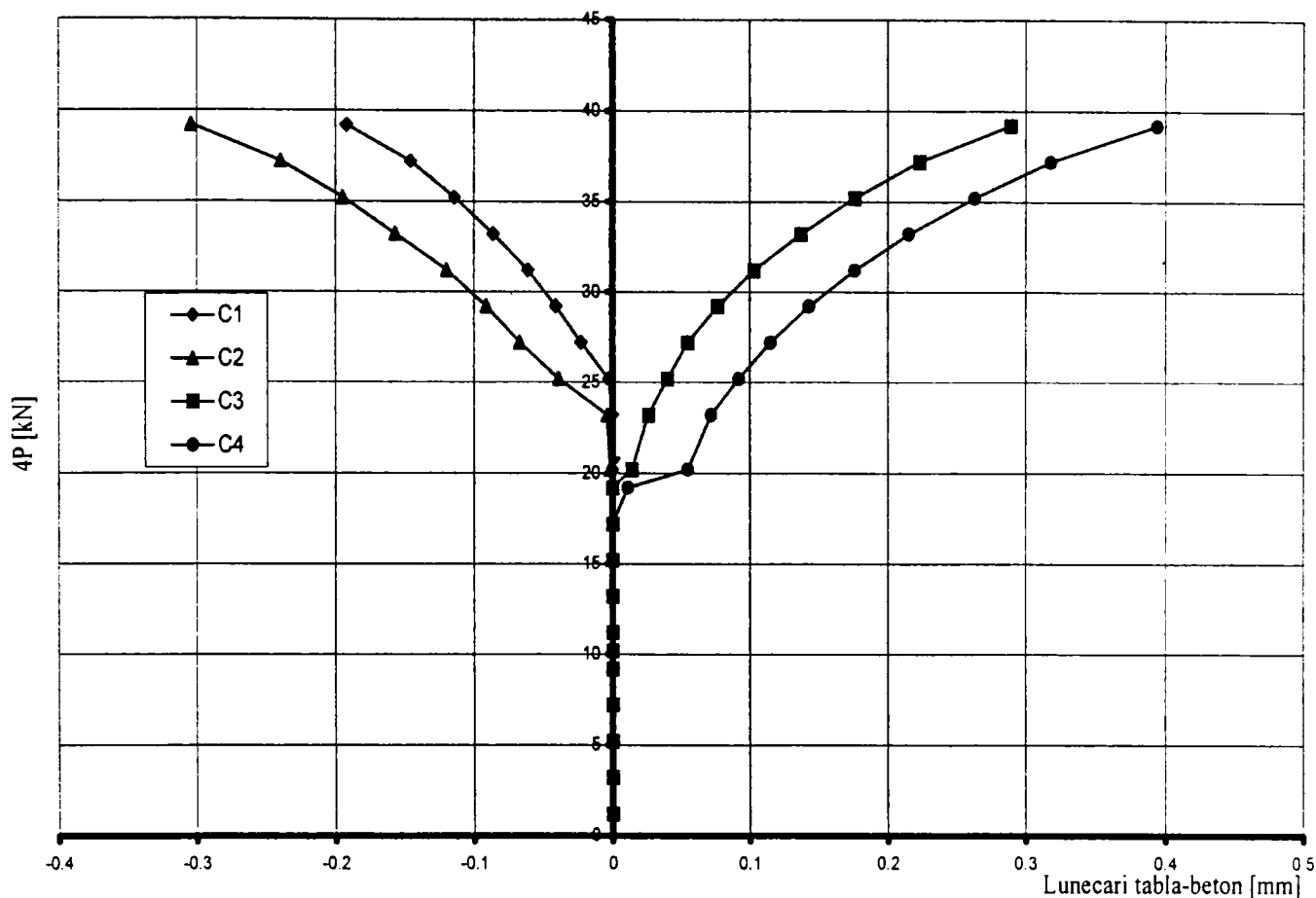


Fig. 5.16. Evoluția lunecărilor tablă – beton până la cedarea elementelor

În vederea interpretării rezultatelor încercărilor, în Tabelul 5.6 se prezintă valorile încărcărilor la treptele de inițiere a lunecărilor (P_1), la lunecările limită de 0,2 mm ($P_{0,2}$), la treptele de exploatare (P_{expl}) și de rupere (P_{rupere}); în ultima coloană (8) se dau valorile maxime măsurate ale lunecărilor (Δl_{rup}).

Tabelul 5.6

Element experim.	Încărcări caracteristice [kN]				$P_{0,2}/P_{expl}$	$P_{0,2}/P_{rupere}$	Lunecări Δl_{rup} [mm]
	P_1	$P_{0,2}$	P_{expl}	P_{rupere}			
1	2	3	4	5	6	7	8
2,5-TBA ₂	15,20	24,20	10,20	35,20	2,37	0,69	0,634
2,5-TBA ₃	17,20	32,20		47,20	3,15	0,68	0,394
2,5-TBA ₁ '	8,20	15,80	4,70	29,20	3,16	0,54	0,793
2,5-TBA ₂ '	11,20	14,00		21,70	2,91	0,64	0,869
2,5-TBA ₃ '	15,20	17,80		33,70	3,70	0,53	0,946
3-TBA ₁	13,20	21,20	13,20	31,20	1,60	0,68	0,570
3-TBA ₂	13,20	24,60		34,20	1,86	0,72	0,650
3-TBA ₃	13,20	18,00		31,20	1,36	0,58	1,030

Se constată că, la plăcile compuse cu tablă amprentată 2,5-TBA și 2,5-TBA', lunecările tablă-beton au început la trepte ce depășeau valoarea forței de exploatare, iar la 3-TBA, chiar la treapta de exploatare (col.2). Admițând lunecarea de 0,2 mm ca valoare limită până la care se poate considera conlucrare perfectă între tablă și beton (axă neutră unică) [5.1], rezultă că valorile treptelor de încărcare corespunzătoare acestei lunecări ($P_{0,2}$) sunt situate cu mult peste încărcarea de exploatare (col.6). Totodată se observă că încărcările $P_{0,2}$ reprezintă cca 55,0-65,0% din forța de rupere (col.7).

În scopul evidențierii aportului amprentelor și al eficienței dispunerii lor, s-au calculat simplificat forțele de lunecare aferente suprafeței de influență a unei singure amprente $a_{amp}=(30,0 \times 60,0) \text{mm}^2$, după cum urmează:

- Elemente cu tabla neamprentată: TB

$$L_{ader}^a = \tau_{ader}^{med} \cdot a_{amp} \quad (5.5)$$

în care: $\tau_{ader}^{med} = m \cdot 0,9 \cdot \sqrt{R_c^n}$, conform [5.16], [5.33];

m- coeficient al condițiilor de lucru evaluat la 0,5 (suprafața de contact lucioasă între beton și tablă).

- Elemente cu tabla amprentată (amprente convexe): TBA'

La elementele cu amprente convexe (amprenta intră în beton), forța de lunecare de la interfața tablă-beton este dată de valoarea minimă dintre strivirea betonului la contactul cu amprenta și forfecarea suprafeței aferente amprentei. În mod simplificat, aceste valori se pot determina astfel:

- forța de lunecare ce solicită la strivire betonul la contactul cu amprenta:

$$L_{striv}^{amp} = R_b \cdot \phi_{amp} \cdot h_{amp} \quad (5.6)$$

unde: R_b - rezistența la compresiune a betonului;

ϕ_{amp} - diametrul amprentei;

h_{amp} - înălțimea amprentei.

- forța de lunecare ce solicită la forfecare suprafața aferentă amprentei:

$$L_{forfec}^{amp} = R_f \cdot a_{amp} \quad (5.7)$$

în care: $R_f = 0,2 \dots 0,3 R_b$, conform [2].

În cazul elementelor încercate a rezultat ca hotărâtoare strivirea betonului la suprafața de contact cu amprenta. Diferențele mari dintre valorile medii calculate $L_{striv}^{amp} = 4,56 \text{ kN}$ și $L_{forfec}^{amp} = 18,30 \text{ kN}$ se justifică prin aceea că amprentele au fost dispuse prea rar; pentru sporirea

eficienței amprentelor este necesară dimensionarea acestora astfel încât cele două forțe să aibă valori apropiate, fără a se ajunge la îngreunarea realizării lor practice.

- Elemente cu tabla amprentată (amprente concave): TBA

La elementele cu amprente concave (betonul intră în amprență), desigur că hotărâtoare va fi forfecarea acestor amprente (așa - zise dibluri de beton), forța de lunecare corespunzătoare fiind exprimată prin relația:

$$L_{forfec}^{ampr} = \frac{\pi \cdot \phi_{ampr}^2}{4} \cdot R_f \quad (5.8)$$

Tabelul 5.7

Elemente cu amprente					Elemente fără amprente			Efect amprente		
Tip amp	Element experim.	P_{rup}^a [kN]	$L_{forf}^{ampr} CC$ $L_{striv}^{ampr} CV$	L_{ader}^a [kN]	Elem. exper.	P_{rup}^n [kN]	L_{ader}^a [kN]	(3/7)	(4/8)	$\frac{4+5}{8}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
con-cave	2,5-TBA ₁	42,7	2,08 ^{cc}	1,13	2,5-TB	15,20	1,24	2,80	1,68	2,59
	2,5-TBA ₂	35,2	1,32 ^{cc}	0,92				2,32	1,06	1,81
	2,5-TBA ₃	47,2	1,74 ^{cc}	1,05				3,10	1,40	2,25
con-vexe	2,5-TBA ₁ '	29,2	5,66 ^{cv}	1,23	2,5-TB'	6,70	1,22	4,36	4,63	5,65
	2,5-TBA ₂ '	21,7	3,99 ^{cv}	1,06				3,24	3,27	4,14
	2,5-TBA ₃ '	33,7	4,02 ^{cv}	1,06				5,03	5,03	4,16
con-cave	3-TBA ₁	31,2	1,94 ^{cc}	1,10	3-TB	12,54	1,29	2,49	1,50	2,36
	3-TBA ₂	34,2	1,76 ^{cc}	1,05				2,73	1,36	2,18
	3-TBA ₃	31,2	1,86 ^{cc}	1,08				2,49	1,44	2,28

Notații: P_{rup}^a - forța de rupere a unui element cu tabla amprentată [kN];

$L_{forf}^{ampr} CC$ - forța de lunecare ce solicită la forfecare suprafața aferentă unei amprente concave [kN], (vezi rel. 5.8);

$L_{striv}^{ampr} CV$ - forța de lunecare ce solicită la strivire betonul la contactul acestuia cu amprența convexă [kN], (vezi rel. 5.6);

P_{rup}^n - forța de rupere a unui element cu tabla neamprentată [kN];

L_{ader}^a - forța de lunecare preluată prin aderență, aferentă suprafeței de influență a unei amprente (rel.5.5-pentru elementele TB; rel 5.9-pentru elementele TBA).

La ambele tipuri de elemente (cu amprente convexe sau concave), pe lângă efectul amprentelor, intervine și efectul aderenței. Acest efect se evidențiază prin forța de lunecare preluată prin aderență, aferentă suprafeței de influență a unei amprente a_{ampr} , din care se scade suprafața amprenței incluse :

$$L_{ader}^a = \left(a_{amp} - \frac{\pi \cdot \phi_{amp}^2}{4} \right) \quad (5.9)$$

Rezultatele calculelor sunt cuprinse în Tabelul 5.7.

Aportul amprentelor asupra capacității portante la lunecare a plăcilor simplu rezemate studiate este exprimat prin rapoartele dintre forțele de rupere experimentale, respectiv de lunecare calculate ale elementelor cu amprente, față de cele ale elementelor martor (fără amprente). În acest sens pot fi urmărite valorile cuprinse în col.9, respectiv col.10 (fără luarea în considerare a aderenței) și col.11 (cu luarea în considerare a aderenței). Se constată o bună corelație între valorile experimentale și cele teoretice, în special în cazul luării în considerare a aderenței, care asigură concomitent cu amprentele conlucrarea dintre tablă și beton.

5.3.4.4. Deformații specifice

Deformațiile specifice s-au măsurat atât pe tablă cât și pe beton și au fost reprezentate în diagrame P-ε. Analizându-se alura acestor diagrame, au rezultat câteva aspecte importante, după cum urmează:

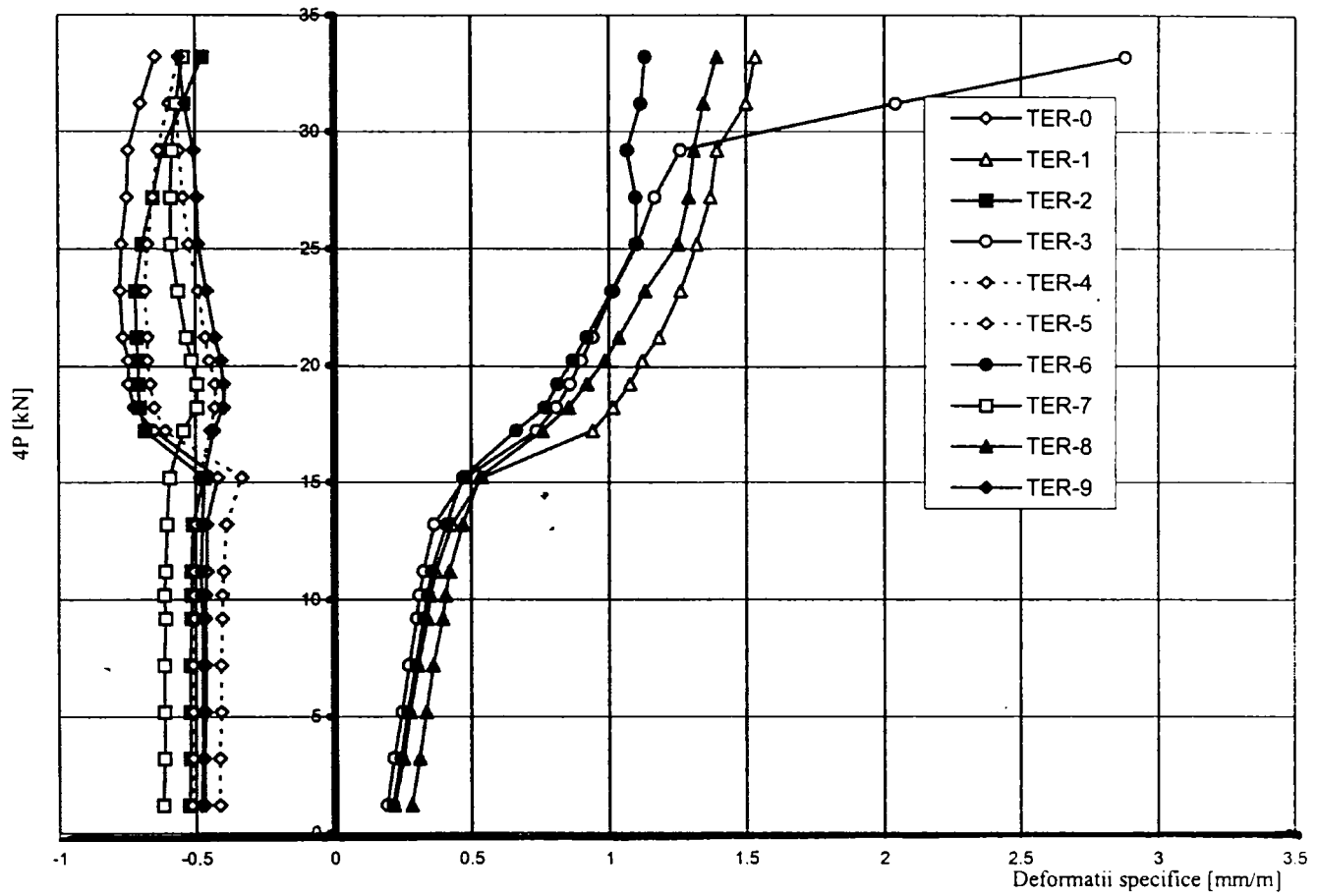
- În cazul elementului metalic TC₁ și al plăcilor fără amprente, variațiile deformațiilor specifice până la cedarea elementelor au fost practic liniare, confirmându-se ipoteza lui Bernoulli.

- La elementele cu amprente concave 2,5-TBA și 3-TBA, conlucrarea tablă cutată - beton conferă variații mici ale deformațiilor specifice ale oțelului până la cca 17,0-20,0 kN când, prin desprinderea tablei de beton la marginile plăcilor s-a produs o perturbare a stării de eforturi (deci și de deformații). Peste această treaptă valorile deformațiilor specifice cresc progresiv în nervurile întinse ale tablei cutate și încep să scadă în cele comprimate (Fig. 5.17.a).

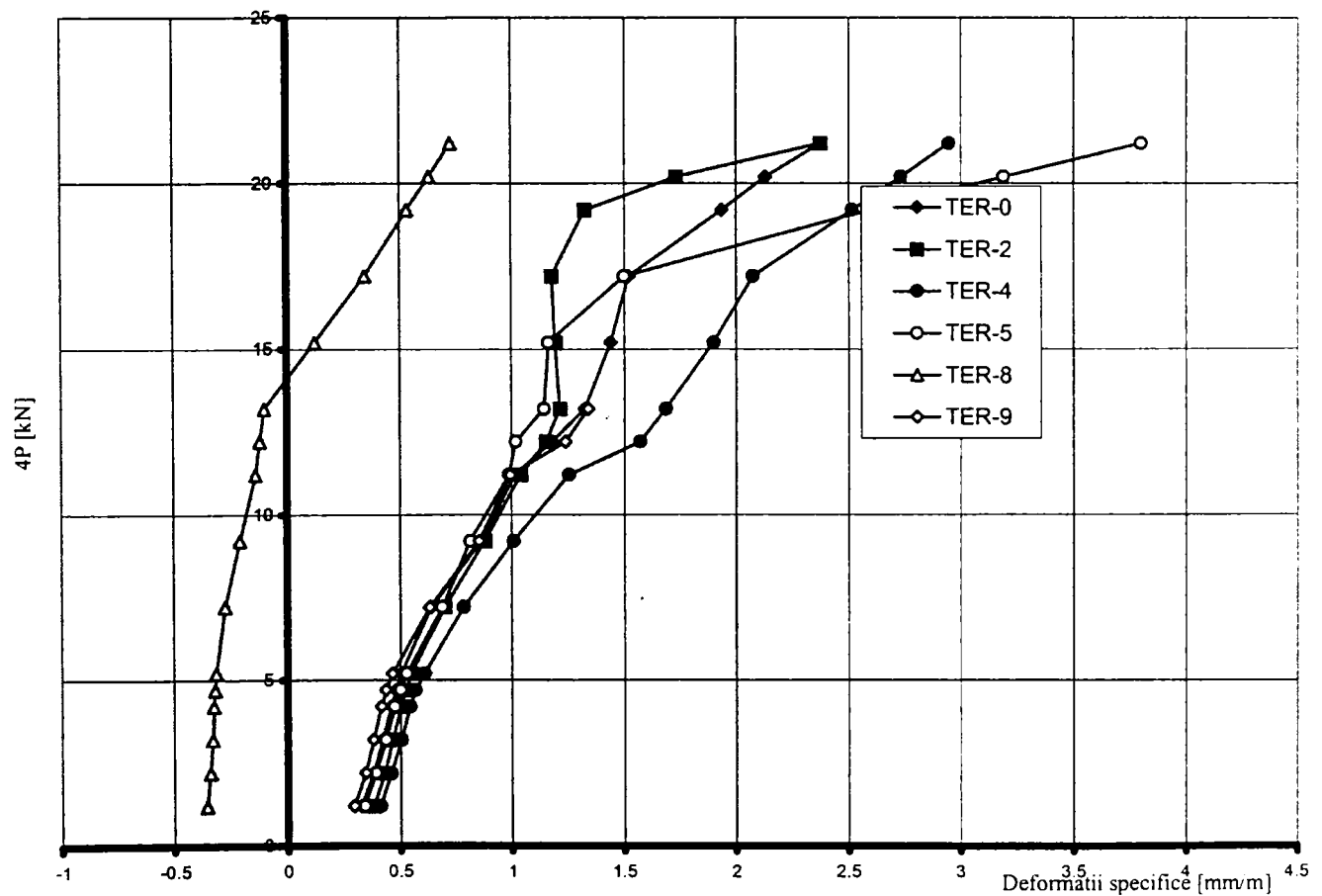
- La plăcile cu amprente convexe 2,5-TBA' se păstrează alura din cazul celor precedente, cu deosebirea că, nu este evidențiat clar momentul perturbării stării de eforturi (Fig.5.17.b).

- Pentru elementele continue deformațiile specifice ale tablei s-au reprezentat într-o secțiune din câmp și în secțiunea de lângă reazemul central (Fig. 5.17.c). Se constată că tabla este complet întinsă în câmp, în timp ce în secțiunea de pe reazem nervurile de la partea superioară ale cutelor tablei sunt întinse, iar cele de la partea inferioară sunt comprimate.

- Deformațiile specifice ale betonului au prezentat în general o variație uniformă pe lățimea plăcii, demonstrând solicitarea corespunzătoare a plăcilor pe parcursul încercărilor.



a). Elemente cu tabla amprentata cu amprente concave



b). Elemente cu tabla amprentata cu amprente convexe

Fig. 5.17.a,b. Variația deformațiilor specifice ale tablei în funcție de încărcare

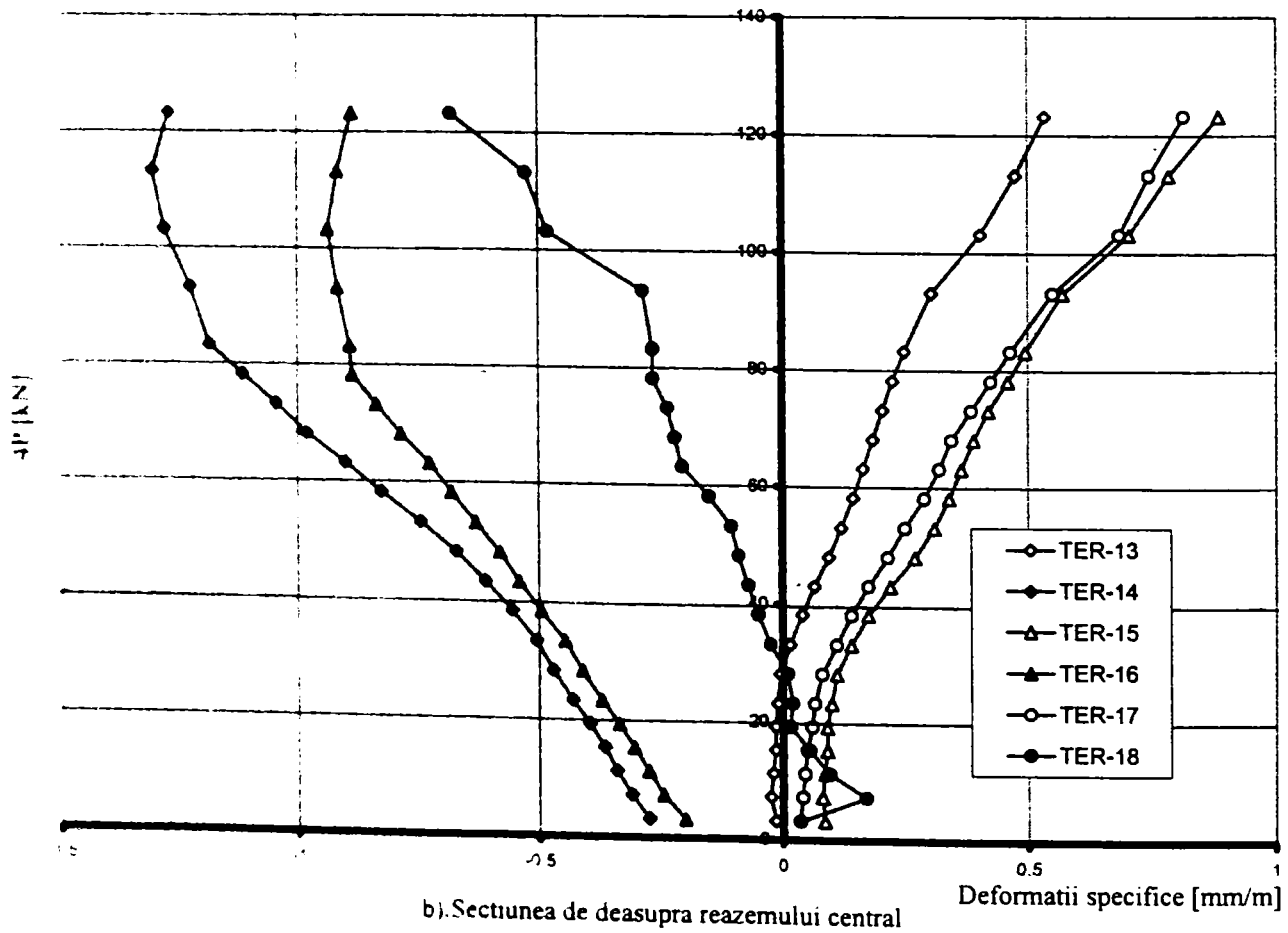
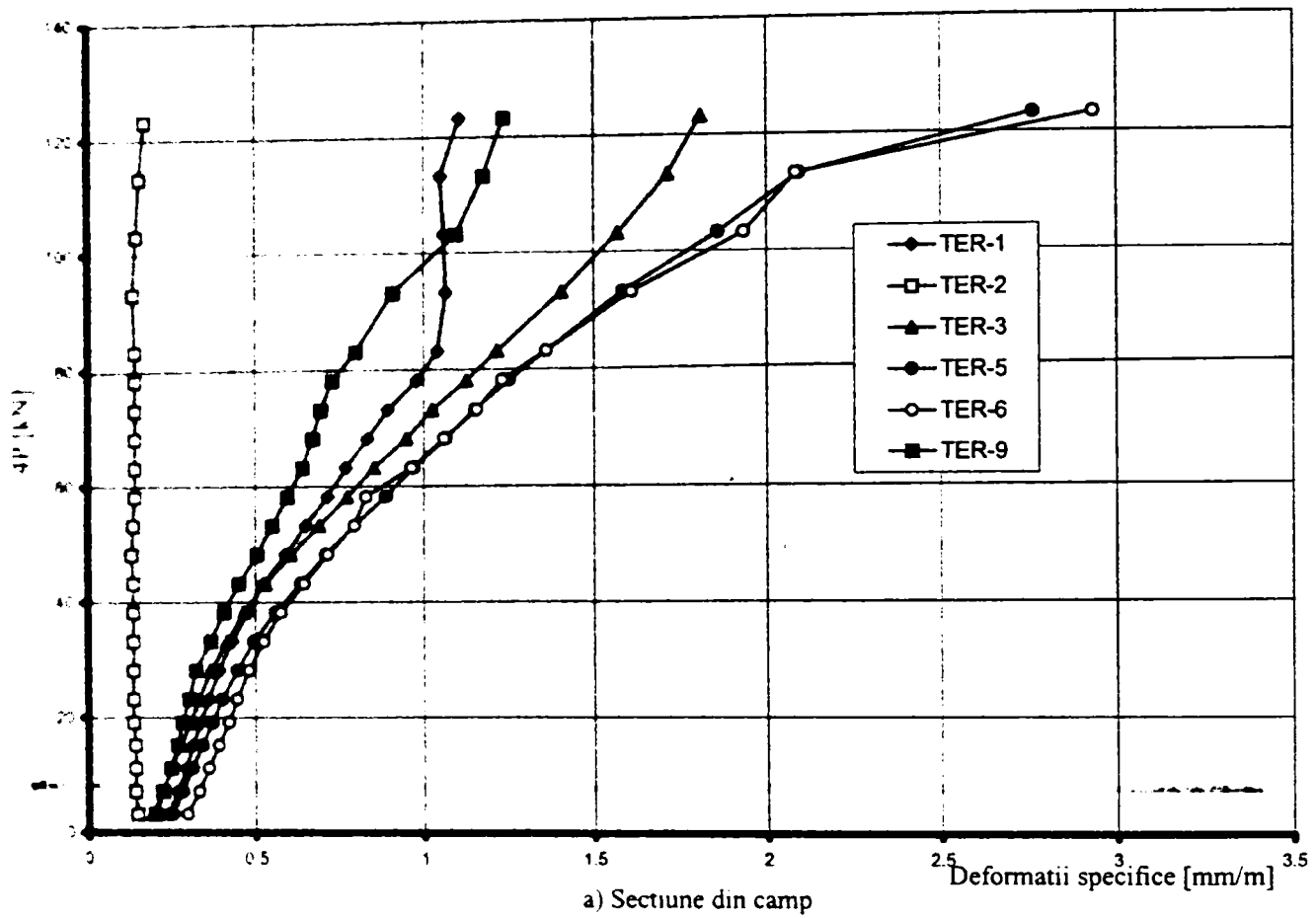


Fig. 5.17.c. Variațiilor deformațiilor specifice ale tablei în funcție de încărcare la elementele continue

5.3.5. Concluzii privind conlucrarea prin amprente

Pe baza studiilor și cercetărilor experimentale efectuate asupra plăcilor compuse tablă cutată-beton cu conlucrare prin amprente au rezultat unele aspecte semnificative, după cum urmează.

- Tablele cutate fabricate în țara noastră nu sunt adecvate pentru realizarea plăcilor compuse oțel-beton, datorită profilelor și a suprafeței netede a cutelor, neputând asigura conlucrarea necesară cu betonul turnat deasupra. Din acest motiv se impune îmbunătățirea caracteristicilor acestor table prin prevederea unor mijloace de conlucrare în pereții cutelor.

- Realizarea amprentelor pe tabla cutată este posibilă și pe cale manuală (procedeu adoptat în cazul elementelor experimentale), dar pentru producția de serie s-ar impune necesitatea adaptării liniilor tehnologice ale producătorilor de tablă, prin intercalarea pe parcursul procesului de îndoire a tablelor a operației de amprentare.

- Prin studierea comparativă a elementelor compuse cu tabla neamprentată față de cele cu tabla amprentată a rezultat clar efectul pozitiv al amprentelor asupra capacității portante a elementelor compuse, rapoartele între forțele de rupere ale celor două tipuri de elemente având valori cuprinse între 2,3-3,1, la elementele TBA (cu amprente concave) și între 3,2-5,0, la elementele TBA' (cu amprente convexe).

- Între cele două tipuri de amprente testate, a rezultat eficiența sporită a amprentelor convexe. Această concluzie a fost obținută și teoretic, calculându-se forțele de lunecare la suprafața de contact dintre beton și tablă. În cazul amprentelor concave, forțele solicită la forfecare betonul din amprente și aderența dintre tablă și beton. La amprentele convexe, intervin trei ipoteze de cedare a conlucrării sub efectul forțelor de lunecare și anume: strivirea betonului la contactul acestuia cu amprentele proeminente, forfecarea betonului pe suprafața aferentă cuprinsă între amprentele situate pe aceeași linie și forfecarea amprentelor din pereții tablei.

- Studiindu-se plăci compuse realizate fără și cu sprijinire intermediară provizorie în timpul turnării betonului, a rezultat că, la plăcile sprijinite provizoriu evoluția stării de eforturi

presupusă prin proiectare este perturbată în timpul execuției elementelor. În consecință, geometria și grosimea tablei se va alege în așa fel, încât să se elimine necesitatea sprijinirii.

- În cazul elementelor continue îmbinarea panourilor de tablă între ele, pentru realizarea deschiderilor necesare ale planșelor, cât și prinderea tablei de grinzile metalice de rezemare se poate realiza fără dificultăți, fiind aplicabil procedeul de sudare în mediu protector de dioxid de carbon, cunoscut sub denumirea de electronituire în mediu de CO_2 .

- Pentru îmbunătățirea comportării plăcilor compuse, este necesară prevederea unei plase de armătură constructivă deasupra tablei (după cum indică și EC_4). Pe parcursul încercării elementelor experimentale s-a constatat la elementele continue o comportare mai bună la fisurare.

- Ruperea elementelor compuse, atât simplu rezemate cât și continue, s-a produs prin cedarea concomitentă la încovoiere și lunecare, fenomenele influențându-se reciproc în sens defavorabil.

- Calculul plăcilor compuse tablă cutată - beton trebuie să asigure o comportare corespunzătoare a acestora la toate stările limită ce rezultă din tehnologia de execuție, exploatarea normală și cedarea lor. În faza de execuție, verificările stărilor de eforturi și deformații se fac luându-se în considerare numai tabla cutată. Sub încărcările de exploatare, eforturile unitare și săgețile se determină pentru elementul compus cu conlucrare perfectă; încercările experimentale confirmă, prin absența lunecărilor la această treaptă, ipoteza adoptată. Modul de rupere al elementelor experimentale a dovedit că stabilirea capacității portante din lunecare devine cel puțin tot atât de importantă ca și din încovoiere; forțele de lunecare calculate au corespuns valorilor rezultate pe baza încercărilor experimentale.

5.4. Plăci compuse tablă cutată-beton cu conlucrare prin conectori

5.4.1. Probleme generale privind sudarea conectorilor

După cum a rezultat și din cap.5.3. , problema hotărâtoare pentru eficiența unei plăci compuse tablă cutată-beton este conlucrarea între elementele componente ale acesteia (tabla și betonul), cât și între placa compusă și grinzile de rezemare. Tablele cutate indigene neavând o

geometrie adecvată în acest sens, se impune luarea unor măsuri de îmbunătățire a acestora. Astfel, în afară de conlucrarea prin amprente, operația de amprentare ulterioară a tablelor fiind destul de dificilă, conlucrarea tablă-beton poate fi asigurată prin intermediul unor elemente de legătură (conectori) sudate pe toată lungimea tablei, în cutele acesteia.

În vederea aplicării acestui mod de conlucrare între tablă și beton, s-a efectuat în prealabil, în colaborare cu specialiști de la Catedra de Sudură din cadrul Universității “Politehnica” din Timișoara [5.12], [5.19], un studiu privind procedeele de sudare adecvate atât pentru fixarea elementelor de legătură pe tablă, cât și a tablei de grinzi de rezemare. S-au stabilit parametrii de sudare, cât și corelația dintre grosimea tablei suport și diametrul elementelor de legătură. Rezultatele cercetărilor au fost aplicate la realizarea plăcilor experimentale în această soluție compusă.

5.4.1.1. Procedee de sudare a elementelor de legătură

Sudarea elementelor de legătură pe grinzi și table subțiri poate fi realizată prin diferite procedee: sudarea cu arc electric prin presiune sau prin frecare. În cazul utilizării unor echipamente special proiectate în acest sens, calitatea sudurilor este în general asigurată.

Datorită avantajelor ce le prezintă sudarea cu arc electric, în comparație cu celelalte procedee de sudare, în condițiile specifice de sudare pe șantier s-a testat utilizarea acestui procedeu.

În cazul sudării cu arc electric, căldura necesară sudării este produsă de arcul electric care se formează între vârful bolțului și placa de bază. Curentul electric este asigurat de către o sursă de curent continuu similară celei utilizate la sudarea cu electrozi înveliți.

5.4.1.2. Materiale de sudare

Elementele ce trebuie luate în considerare la sudarea cu arcul electric sunt: elementul de legătură propriu-zis, inelul ceramic și tabla suport.

Rolul *inelului ceramic* este de a concentra căldura în zona de sudare, de a împiedica formarea curenților de aer reducând oxidarea metalului topit, de a împiedica scurgerea metalului topit și de a proteja operatorul și materialele din zona adiacentă sudurii. Utilizarea inelului ceramic se recomandă la sudarea bolțurilor cu diametrul mai mare de 5 mm. După sudare inelul ceramic rămâne prins în îmbinare, îndepărtarea acestuia făcându-se prin spargere.

În cazul plăcilor compuse tablă cutată-beton studiate s-au utilizat două tipuri de *elemente de legătură* și anume:

- gujoane cu cap, care asigură în zonele de rezemare ale plăcilor atât conlucrarea plăcă-grindă de reazem, cât și conlucrarea între tablă și beton; aceste gujoane se sudează de grinzi prin străpungerea tablei;

- elemente de legătură din câmp (conectori), care asigură conlucrarea între tablă și beton pe toată lungimea plăcii compuse.

Aceste elemente de legătură pot fi confecționate, în general, din oțel beton prin prelucrarea la strung (gujoanele cu cap), sau din cupoane de oțel beton fasonate sub diferite forme (în cazul de față, cupoane îndoite sub formă de L). Ca material pentru elementele de legătură se recomandă oțelul carbon moale având compoziția chimică din Tabelul 5.8.

Tabelul 5.8

$\%C_{max}$	$\%Si_{max}$	$\%P_{max}$	$\%S_{max}$
0,23	0,90	0,04	0,05

În funcție de diametrul elementelor de legătură, se limitează grosimea plăcii de bază; în Tabelul 5.9 sunt indicate grosimile minime recomandate ale plăcii de bază, în cazul în care nu este prevăzut un suport pe partea posterioară a acesteia. Ca regulă generală, pentru oțelul carbon nu se recomandă depășirea raportului de 1/5 între grosimea plăcii și diametrul elementului de legătură. Pentru amorsare ușoară conectorii sunt ascuțiți la vârf.

Tabelul 5.9

Diametrul elem. de legătură [mm]	4,8	6,4	7,9	9,5	11,1	12,7	15,9	19,1	22,2	25,4
Grosime minimă recomandată a plăcii de bază [mm]	1,0	1,3	1,5	2,0	2,3	3,0	3,8	4,8	6,4	9,5

Tabla suport poate fi tablă neagră sau zincată; aceasta din urmă este recomandată pentru realizarea plăcilor compuse tablă cutată-beton, fiind rezistentă la coroziune. Procedul de sudare cu arc electric este aplicabil în ambele variante, rămânând valabile aspectele prezentate mai sus referitoare la elementele de legătură și inelul ceramic.

În cazul utilizării tablei zincate, intervin unele particularități la sudarea elementelor de legătură, cât și la sudarea tablelor între ele prin electronitire. În acest sens, se consideră necesară prezentarea unor aspecte semnificative .

5.4.1.3. Sudarea tablelor zincate

Tablele zincate sunt acoperite cu zinc pur, stratul de zinc având grosimi de până la 0,05 mm. La sudarea tablelor zincate se produce vaporizarea zincului , fenomen care nu

afectează însușirile tablelor zincate deoarece sub acest strat se formează un aliaj de zinc și fier, rezistent și aderent.

Sudarea tablelor zincate este simplă când conținutul de carbon al acestora nu depășește 0,2% și grosimea lor este sub 6 mm. Sudura trebuie să respecte prevederile STAS 500/2-80 [27].

Pentru sudarea tablelor de grosimi mici se poate aplica, cu bune rezultate, sudarea prin electronituiture utilizându-se bioxidul de carbon ca gaz protector. Prin folosirea CO_2 , pe suprafața băii de metal topit se formează o peliculă de oxid de zinc (ca urmare a oxidării zincului), care reduce oxidarea în continuare a zincului din baia de metal topit. Prin aceasta, presiunea din arc produsă de vaporizarea zincului și pericolul expulzării metalului topit scad. Faptul a fost confirmat în practică de reducerea stropilor la sudare și de obținerea unui punct sudat mai bun. Aceste aspecte, referitoare la sudarea prin electronituiture, rămân valabile și în cazul sudării conectorilor pe table zincate subțiri.

O problemă de care trebuie să se țină seama la sudarea tablelor zincate este pericolul foarte grav de intoxicare cu vapori de zinc. În acest sens trebuie luate măsuri de ventilație forțată a locului de muncă, respectiv sudarea se va face în locuri cu volum mare de aer (deci nu în spații închise); valoarea concentrației maxime admise la locul de muncă impusă de normele de protecție a muncii este de 10 mg/m^3 .

Dacă în timpul sudării calitatea sudurii este necorespunzătoare (străpungere, nesudare, apariția porilor în punctul sudat, arderea tablei în jurul conectorului, etc.), se procedează la remedierea defectelor apărute [5.17], [5.19]. Aceasta constă în poziționarea pistolului peste punctul cu defect și reluarea unui nou ciclu de sudare cu parametri modificați în funcție de tipul de defect. Cel mai problematic este cazul străpungerii, când tehnica reparării necesită efectuarea unor cicluri repetate de sudare, cu valori mai reduse ale curentului de sudare, respectiv a timpului de sudare. Abordarea reparării punctului se face începând de la marginea acestuia. O soluție și mai ușoară în cazul străpungerii este utilizarea pe partea opusă a unei plăcuțe suport, care să rămână în îmbinare, sau eventual a unui suport de cupru.

5.4.1.4. Tehnologia de sudare a elementelor de legătură cu arcul electric

Tehnologia de sudare a elementelor de legătură pe table subțiri se stabilește astfel încât să se evite străpungerea acestora.

În cazul în care placa de bază (tabla) este mai subțire de 2 mm, sau raportul dintre grosimea plăcii și diametrul elementului de legătură se apropie de raportul critic 1/5, apare

pericolul străpungerii. În zona regimurilor de sudare corespunzătoare există două subzone: a regimurilor de sudare dure și a regimurilor de sudare moi (Fig.5.18).

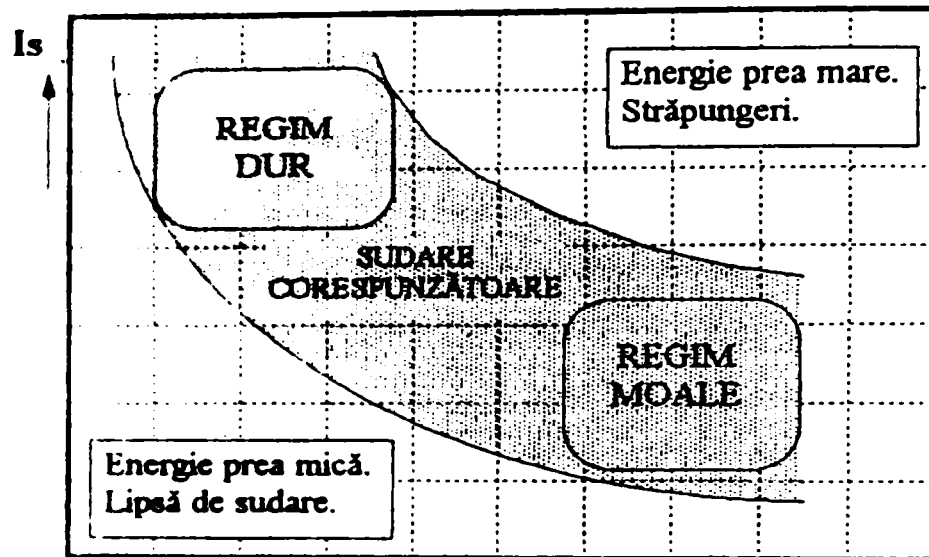


Fig.5.18 Regimuri de sudare

Regimurile de sudare dure sunt caracterizate prin curenți de sudare mari și timpi scurți de ardere a arcului, iar regimurile moi, prin curenți mici și timpi de sudare mai lungi.

Pentru sudarea elementelor de legătură ale plăcilor compuse se recomandă regimul de sudare dur, care prezintă următoarele avantaje:

- pericol de străpungere mic;
- zonă influențată termic mai redusă;
- productivitate sporită prin reducerea timpului de sudare;
- protecția mai bună a băii datorită timpului mic de existență;
- deformații mai reduse ale plăcii de bază;
- scurtare mai mică a elementului de legătură.

Există și dezavantaje ale acestui regim, de care se va ține seama în situațiile practice:

- curenți de sudare mari, deci echipament scump;
- unele materiale nu suportă gradienti de temperatură mari;
- împrăscări de metal din baia topită.

5.4.1.5. Echipamente de sudare

Pentru sudarea elementelor de legătură s-a utilizat echipamentul SBAE 500S (SBAE - sudarea bolțurilor cu arc electric; 500-curentul maxim de sudare în amperi; S-specializat),

condițiile de funcționare, respectiv caracteristicile tehnice ale acestuia fiind prezentate în Tabelele 5.10 și 5.11.

Tabelul 5.10

Temperatura mediului ambiant	+5°C ... +40°C
Umiditatea relativă maximă a mediului	80% la 20°C
Altitudinea maximă	1000 m
Mediul de lucru	fără agenți corozivi; fără pericol de explozie

Tabelul 5.11

Tipul elementelor de legătură	Oțel cu $C \leq 0,25\%$
Diametrul elementelor de legătură	$\phi 3$ și $\phi 4$ mm
Tensiunea de alimentare a dulapului de comandă	48 Vcc
Curentul de sudare maxim	500 A
Timpul de sudare	0,1 ... 1,0 secunde
Cadența de sudare	4 suduri/minut
Gabaritul dulapului de comandă	240x440x300 mm
Gabaritul pistolului de sudare	170x 70x260 mm
Masa dulapului de comandă	circa 20,0 kg
Masa pistolului de sudare	circa 2,7 kg

Sursa utilizată a fost un redresor de tip RSA-500, fabricat la Intreprinderea Electrotehnica București.

5.4.2. Aspecte teoretice privind conlucrarea prin intermediul elementelor de legătură sudate

În cazul plăcilor compuse tablă cutată-beton se poate asigura conlucrarea între tablă și beton cu elemente de legătură ductile, care au o capacitate suficientă de deformare din lunecare, asigurând ipoteza unui comportament plastic perfect al conlucrării la forfecare [5.3], [5.24].

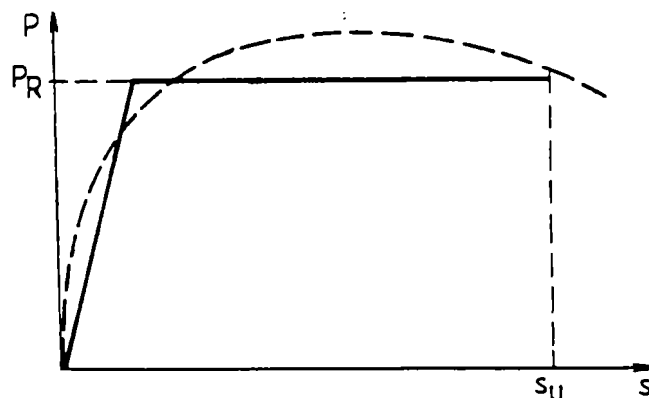


Fig. 5.19. Curba teoretică efort de forfecare – lunecare

Cutele tablei fiind orientate perpendicular pe grinzile de reazem, conlucrarea cu elemente de legătură sudate conduce la valori mari ale lunecărilor dintre tablă și beton. Pentru ca această creștere a ductilității să fie utilă, se va integra în curba efort de forfecare-lunecare (P-s) efectul unei ramuri descrescătoare, care creează un domeniu de lunecare important înainte de rupere (Fig. 5.19); acest aspect însă, depășind limitele dimensionării plastice, nu intră în sfera preocupărilor în cadrul prezentei lucrări.

Plăcile compuse tablă cutată-beton pot fi realizate cu ancorare, sau fără ancorare la capete. Prezentul studiu a abordat plăcile ancorate la capete cu *gujoane sudate* prin străpungerea tablei de grinzile de reazem. Pentru preluarea lunecărilor dintre tablă și beton, s-au sudat pe toată lungimea panourilor de tablă *conectori* realizați din cupoane de oțel beton îndoiți în formă de L.

Rezistența la lunecare longitudinală în cazul plăcilor compuse tablă cutată-beton se poate stabili pe baza teoriei conlucrării parțiale [5.3], conform căreia se determină valorile maxime ale forțelor ce solicită elementele de legătură la forfecare, respectiv ale celor ce produc zdrobirea betonului la contactul cu aceste elemente.

Rezistența de calcul a unui gujon cu cap, sudat prin străpungerea tablei și utilizat ca ancoraj de capăt, se admite ca fiind cea mai mică dintre următoarele două valori:

$$L^{su} = \min(L_{forfec}^{su}, L_{zdrobire}^{su}) \quad (5.10)$$

$$L_{forfec}^{su} = 0,8 \cdot R_{ot} \cdot \left(\frac{\pi \cdot d^2}{4} \right) \cdot \gamma_o \quad (\text{rupere la nivelul gujonului}) \quad (5.11)$$

$$L_{zdrobire}^{su} = 0,29 \cdot \alpha \cdot d^2 \cdot \sqrt{R_{ck}^{cil} \cdot E_{cm}} / \gamma_o \quad (\text{zdrobirea betonului}) \quad (5.12)$$

unde: d, h - diametrul, respectiv înălțimea gujonului;

R_{ot} - rezistența limită la tracțiune a oțelului gujonului ($\leq 450 \text{ N/mm}^2$);

R_{ck}^{cil} - rezistența caracteristică a betonului la compresiune (pe epruvete cilindrice);

E_{cm} - valoarea medie a modului de elasticitate secant al betonului corespunzător rezistenței R_{ck}^{cil} :

$$E_{cm} = 9,5 \cdot \sqrt[3]{R_{ck}^{cil} + 8} \quad [5.24]$$

$\alpha = 0,2 \cdot [(h/d) + 1]$, dacă $3 \leq h/d < 4$;

$\alpha = 1$, dacă $h/d > 4$;

γ_o - coeficient de siguranță egal cu 1,25 în proiectare (în cazul elementelor experimentale $\gamma_v = 1$).

În cazul gujoanelor de prindere (ancorajelor) a tablelor cu cutele perpendiculare pe grinzile de rezemare se aplică aceleași relații, afectând $P_{Rd}^{(1),(2)}$ cu un coeficient empiric de reducere k_t , avându-se în vedere înglobarea gujonului în beton:

$$k_t = \frac{0,7}{\sqrt{N_r}} \cdot \frac{b_o}{h_p} \cdot \left(\frac{h}{h_p} - 1 \right) \quad (5.13)$$

în care : N_r - numărul gujoanelor într-o nervură a tablei pe linia de intersecție cu grinda de rezemare (se consideră maximum două, chiar dacă sunt mai multe);
 b_o, h, h_p - vezi Fig. 5.20.

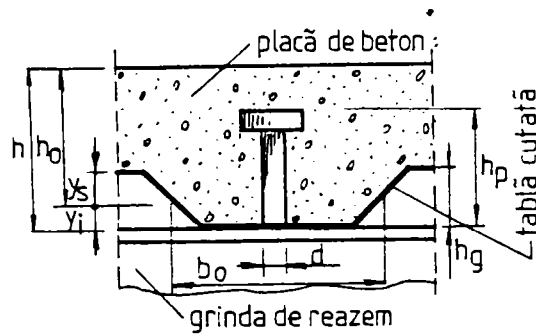


Fig. 5.20.
Caracteristici pentru
ca cu ul gujoanelor

Pentru gujoanele sudate prin străpungerea tablei (ancorajele de capăt la plăcile compuse tablă cutată-beton) se pune condiția:

$$k_t \leq 0,8, \text{ dacă } N_r \geq 2.$$

Verificarea presiunii pe gaură a unui gujon sudat prin străpungere [5.24] la contactul cu tabla se poate face cu relația:

$$L_{pg}^{guj} = k_\varphi \cdot \frac{d_s \cdot t \cdot R_{ok}}{\gamma_o} \quad (5.14)$$

unde: $k_\varphi = 1 + \frac{a}{d_s} \leq 3,0$ (5.15)

d_s - diametrul cordonului de sudură (se poate considera $1,1 \cdot d$);

a - distanța dintre axa gujonului până la marginea tablei cutate ($\leq 2 \cdot d_s$);

t - grosimea tablei;

R_{ok} - efortul unitar al tablei la curgere.

5.4.3. Studii și cercetări experimentale. Etapa I

5.4.3.1. Elemente experimentale

În prima etapă a cercetărilor s-a abordat problema plăcilor compuse cu conlucrare prin conectori realizate cu tablă neagră, utilizată în mod curent.

S-au calculat și confecționat trei plăci compuse tablă cutată-beton, care au fost încercate la încovoiere în regim static. Plăcile experimentale au prezentat următoarele caracteristici:

- S-a utilizat tablă neagră cutată tip (187,5 x 60 x 0,80) din oțel OB37 .
- Betonul s-a turnat în nervurile late ale tablei, realizând o grosime totală de 10 cm (4 cm deasupra cutelor).
- Conectorii realizați din cupoane de oțel beton $\phi 6$ îndoite în formă de L s-au sudat pe tablă, fie direct (cazul plăcii TB₁), fie cu șaibe intermediare între tablă și conectori, care au mărit local grosimea tablei suport (cazul plăcii TB₂). Placa TB₃ nu a fost prevăzută cu conectori în câmp.
- Plăcile au fost ancorate la capete cu gujoane cu cap $\phi 8$, repartizate în cutele tablei de-a lungul axei grinzilor de rezemare.
- În vederea preluării eforturilor din contracție, deasupra panourilor de tablă s-a prevăzut câte o plasă sudată de tip $\phi 4,5 \times 100 / \phi 4,5 \times 100$.

Imaginea de ansamblu a plăcii compuse este prezentată în Fig. 5.21.

5.4.3.2. Caracteristici fizico-mecanice ale materialelor

Asupra *tablelor cutate* s-au efectuat încercări la tracțiune în conformitate cu SR EN 10002/1-95 [5.25], determinându-se limitele de curgere R_o (σ_c) și de rupere R_t (σ_r) ale oțelului. În urma acestor încercări, au rezultat următoarele valori medii:

$$R_o = 234 \text{ N/mm}^2 ; R_t = 350 \text{ N/mm}^2, \text{ corespunzând unui oțel OL37.}$$

Betonul plăcilor a fost propus de clasă Bc 25 (B300); pe epruvetele recoltate la turnare s-au determinat (la data încercării plăcilor) rezistențele la compresiune pe cuburi (R_b), pe prisme (R_{pr}) [30] și modulul de elasticitate la compresiune (E_b) [5.26]. Valorile medii ale acestor caracteristici sunt cuprinse în Tabelul 5.12.

Tabelul 5.12

Placa experimentală	R_b [N/mm ²]	R_{pr} [N/mm ²]	E_b [N/mm ²]
1	2	3	4
TB ₁	30,3	27,6	28085
TB ₂	32,2	29,0	25357
TB ₃	32,4	28,4	27333

Pentru cele două tipuri de *elemente de legătură* ($\phi 6$ -câmp, $\phi 8$ -ancoraje de capăt) s-au determinat limita de curgere σ_c și de rupere σ_r , în conformitate cu STAS 438/1-89 [5.31], rezultând valorile medii cuprinse în Tabelul 5.13.

Diametrul epruvetelor [mm]	R_o [N/mm ²]	R_c [N/mm ²]
1	2	3
φ6	331	503
φ8	360	731

5.4.3.3. Incercarea elementelor

Cele trei elemente experimentale au fost încercate în condiții similare, fiind încărcate în regim static cu câte 4 forțe concentrate aplicate după cum urmează:

- 2 cicluri încărcare-descărcare până la o treaptă apropiată de valoarea încărcării teoretice de exploatare (stabilită la pct.5.3, pentru plăcile cu tabla amprentată);
- încărcarea până la rupere.

Pe tot parcursul încercărilor, atât în stadiul limită de exploatare, cât și în stadiul limită al capacității portante, s-au măsurat încărcări, deplasări (săgeți, lunecări) și deformații specifice [5.5]. Aparatura de măsurare a fost montată pe elemente conform schiței din Fig. 5.22.

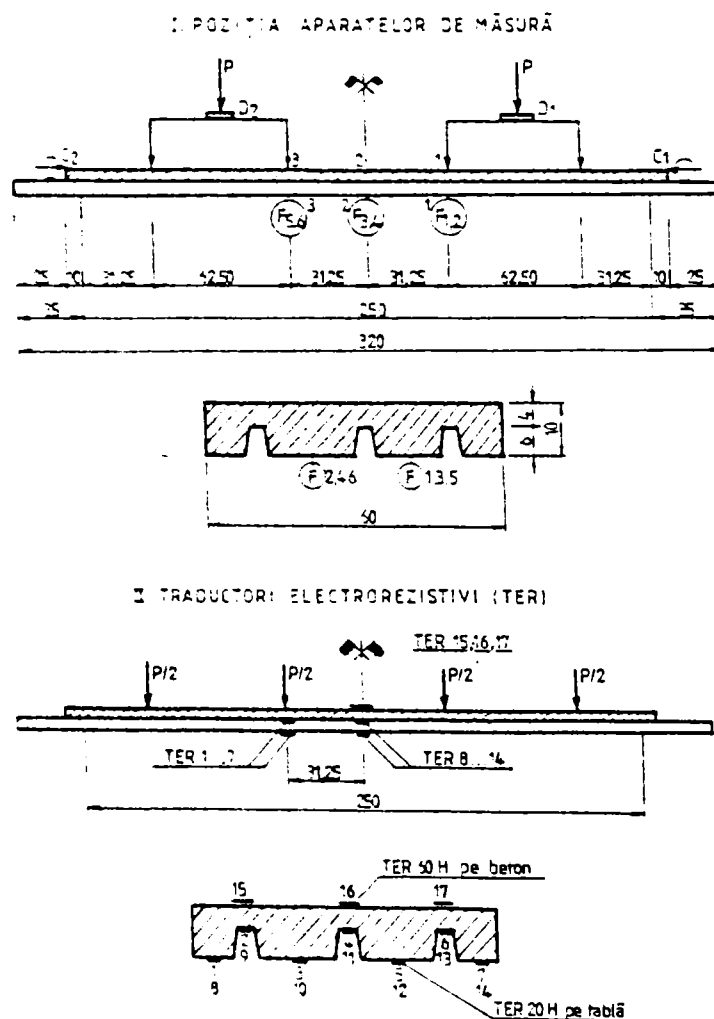


Fig. 5.22. Poziția aparatelor de măsură și a traductorilor electrorezistivi

5.4.3.4. Gradul de încastrare al elementelor experimentale

În scopul stabilirii stării de solicitare din diferitele secțiuni ale elementelor experimentale a fost necesară în primul rând cunoașterea schemei statice a fiecărui element. Prin fixarea (sudarea) tablelor de grinzile de rezemare prin intermediul gujoanelor cu cap, s-a realizat o încastrare parțială a elementelor la reazeme. Gradul acestei încastrări fiind necunoscut, stabilirea acestuia s-a făcut pe baza încărcării corespunzătoare apariției fisurii de la marginea reazemului.

Considerând rezemarea din Fig. 5.23 ca fiind încastrare perfectă, se calculează momentul M_f^i la marginea reazemului (secțiunea în care s-a produs fisurarea) corespunzător încărcării P_f^r la care a apărut prima fisură pe reazem:

$$M_f^i = M_f - \Delta M = \frac{q \cdot l^2}{12} - \frac{P_f^r}{2} \cdot \frac{c}{2} \quad (5.16)$$

în care: q - încărcarea uniform distribuită corespunzătoare forței P_f^r ;

l - deschiderea de calcul a elementului.

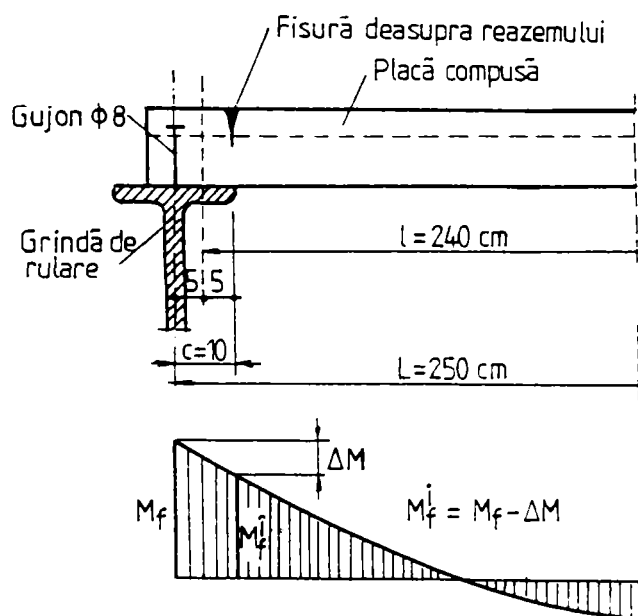


Fig. 5.23. Detaliu de rezemare a tablei cutate pe grinda de reazem

Totodată, se calculează momentul de fisurare M_f^s datorită eforturilor interioare:

$$M_f^s = 0,292 \cdot c_{pl} \cdot b \cdot h^2 \cdot R_t \quad (5.17)$$

unde: c_{pl} - coeficient ce ține seama de plasticizarea betonului întins în secțiunea de deasupra reazemului (pentru beton obișnuit și înălțimea secțiunii de 10 cm $c_{pl}=0,8$);

b - lățimea secțiunii de pe reazem (zona întinsă : 60 cm);

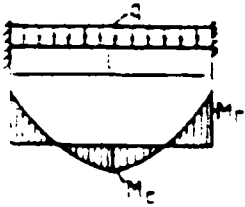
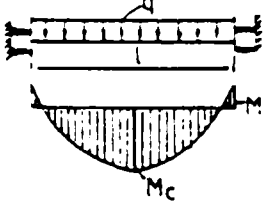
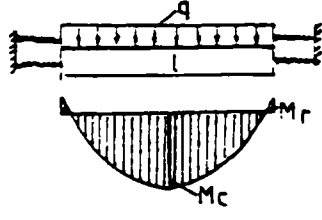
h - înălțimea secțiunii de pe reazem (avându-se în vedere discontinuitatea betonului în zona comprimată datorită cutelor tablei, se consideră $h = h_0$; Fig. 5.21);

R_t - rezistența betonului la întindere (conform EC 2 : $R_t = 0,3 \cdot (R_b)^{2/3}$ [N/mm²]).

Gradul de încastrare este exprimat prin raportul M_f^s / M_f^i .

Corespunzător gradului de încastrare stabilit, s-au obținut pentru plăcile experimentale, prin interpolare între gradul de încastrare 1,0 (încăstrare perfectă) și 0,25, relațiile pentru determinarea momentelor încovoietoare la treapta de fisurare în câmp M_c și în secțiunea de pe reazem M_r . (Tabelul 5.14).

Tabelul 5.14

Relații de calcul pentru momentele încovoietoare			
Grad de încastrare	1,00	0,32 (TB ₁ ; TB ₂) 0,39 (TB ₃)	0,25
Schema de încărcare - Diagrama de momente			
M_c	$\frac{q \cdot l^2}{24}$	$\frac{q \cdot l^2}{10,12}$ (TB ₁ ; TB ₂) $\frac{q \cdot l^2}{10,76}$ (TB ₃)	$\frac{q \cdot l^2}{9,6}$
M_r	$\frac{q \cdot l^2}{12}$	$\frac{q \cdot l^2}{38,0}$ (TB ₁ ; TB ₂) $\frac{q \cdot l^2}{31,17}$ (TB ₃)	$\frac{q \cdot l^2}{48}$

Momentele stabilite pe baza încercărilor experimentale se compară cu valorile calculate pe secțiunea transversală a elementelor, la aceeași treaptă (corespunzătoare fisurării elementelor în câmp):

$$M_{st} = 0,292 \cdot c_{pr} \cdot b \cdot h^2 \cdot R_t + A_s \cdot \sigma_s \cdot \left(h_0 - \frac{x}{3} \right) \quad (5.18)$$

în care: c_{pr} , b , h , R_t - conform rel. (5.17);

A_s - aria activă a armăturii (tablei);

σ_s - efortul unitar de întindere în armătură (tablă), apreciat ca și la betonul armat (28 N/mm² în centrul de greutate al armăturii);

x - înălțimea zonei comprimate (în conformitate cu P 134-93 [7], $x=4,3$ cm).

La elementele TB₁ și TB₂ s-a luat în considerare și aportul armăturii (tablei) prin cel de-al doilea termen al relației, fiind asigurată conlucrarea tablă-beton prin conectori. În cazul plăcii TB₃ (fără elemente de legătură în câmp), acest termen se neglijează.

5.4.3.5. Rezultatele încercărilor experimentale

Pentru elementele încercate au rezultat în câmp la treapta de fisurare valorile momentelor încovoietoare teoretice M_{cf}^{teor} (rel.5.18) și experimentale M_{cf}^{exp} (Tabelul 5.14). Aceste valori sunt cuprinse în Tabelul 5.15 (col. 3; 4).

Tabelul 5.15

Element experim.	Treapta de fisurare				Încărcare finală			
	P_f [kN]	M_c [kNm]		$M_{cf}^{teor}/$ M_{cf}^{exp}	P_u [kN]	M_c [kNm]		$M_{cu}^{teor}/$ M_{cu}^{exp}
		M_{cf}^{teor}	M_{cf}^{exp}			M_{cu}^{teor}	M_{cu}^{exp}	
1	2	3	4	5	6	7	8	9
TB ₁	25,50	4,85	5,99	1,23	71,35*	23,88	21,23	0,90
TB ₂	21,45	4,85	5,09	1,05	92,70	17,60	22,00	1,25
TB ₃	8,60	2,54	1,92	0,76	63,70	9,75	12,21	1,25

Notă: * Elementul nu a atins ruperea; în apropiere de încărcarea finală, a lucrat ca element simplu rezemat, datorită rotirii grinzilor de reazem;

P_f , P_u - Valorile treptelor caracteristice (fisurare, respectiv încărcare finală) înregistrate la presă.

Tot în Tabelul 5.15 sunt cuprinse valorile teoretice și experimentale ale momentelor corespunzătoare încărcării finale a elementelor încercate (col. 7 și 8), determinate după cum urmează:

$$M_{cu}^{teor} = N_b \cdot z = \sigma_b \cdot x_u \cdot b \cdot z \quad (5.19)$$

unde: M_{cu}^{teor} - momentul calculat pe secțiunea transversală, la încărcarea finală;

N_b - rezultanta eforturilor de compresiune în beton;

σ_b - valoarea medie a eforturilor unitare de compresiune în beton, stabilită în mod aproximativ (relația lui Navier) pe baza valorilor experimentale rezultate din tensometrie;

x_u - înălțimea zonei comprimate cu variație constantă a efortului unitar de compresiune în stadiul limită ultim;

z - brațul de pârghie al forțelor interioare ($h_0 - x_u/2$).

M_{cu}^{exp} - momentul încovoietor calculat cu încărcarea finală pentru schema statică din Tabelul 5.14 (mijloc); se menționează că, elementul TB₁ s-a considerat simplu rezemat la încărcarea finală, datorită rotirii grinzilor de rezemare, ca urmare a fixării necorespunzătoare a acestora de standul de încercare.

Urmărindu-se valorile rapoartelor $M_{cf}^{exp} / M_{cf}^{teor}$ (col.5) și $M_{cu}^{exp} / M_{cu}^{teor}$ (col.9), se confirmă în general ipotezele acceptate privind stabilirea gradului de încastrare și a caracteristicilor secțiunii compuse.

La elementul TB₃, datorită unor defecte apărute din turnarea betonului (segregări observate pe fețele laterale ale plăcii) fisurarea s-a produs cu mult sub valoarea teoretică. Acest fenomen nu a influențat valoarea încărcării finale, întrucât betonul din zona comprimată (fața superioară) a fost de calitate corespunzătoare.

Totodată, comparând încărcările finale ale elementelor TB₂ (cu conectori în câmp) și TB₃ (fără conectori în câmp), rezultă raportul $P_{U,TB2} / P_{U,TB3} = 1,45$, evidențiindu-se aportul elementelor de legătură din câmp asupra capacității portante a plăcilor compuse tablă cutată-beton. Conectorii influențează de asemenea și comportarea de ansamblu a plăcii privind fisurarea, evoluția deformațiilor și modul de cedare al elementelor.

Cele trei elemente au cedat în mod diferit, în funcție de caracteristicile fiecăruia, după cum urmează :

- La elementul TB₁, începând de la treapta $P=45,86$ kN s-au înregistrat zgomote provocate de cedarea câte unui conector din câmp. Datorită fixării insuficiente a grinzilor de reazem de standul de încercare, acestea s-au rotit la treptele superioare de încărcare (schema statică inițială de încastrare parțială la ambele capete s-a modificat). La acest element nu s-a putut evidenția ruperea.

- La elementul TB₂, a cedat betonul deasupra reazemului, comportarea elementului pe parcursul încercării fiind caracteristică schemei statice realizate.

- La elementul TB₃, au cedat gujoanele de ancorare de la unul din capete preluând în exclusivitate întreaga forță de lunecare.

În Anexa D (Fig. D.1, D.2, D.3) se prezintă imagini ale cedării celor trei elemente încercate.

5.4.4. Rezultatele cercetărilor experimentale I

5.4.4.1. Conlucrarea tablă cutată-beton la plăcile compuse

Conlucrarea dintre tablă și beton este asigurată prin elementele de legătură (din câmp și secțiunea de reazem) care preiau forța de lunecare ce ia naștere între cele două materiale. În vederea exploatării corespunzătoare a plăcilor compuse tablă cutată-beton, normativul P 134-93 [5.7] pune condiția:

$$M_C \leq M_B \quad (5.20)$$

în care: L - forță corespunzătoare lunecării maxime;
 L_{ul} - capacitatea portantă la lunecare a elementului.

Forța de lunecare maximă L este aproximativ egală cu rezultanta eforturilor de compresiune în beton N_b :

$$L \cong N_b = b \cdot x_u \cdot R_{pr} \quad (5.21)$$

unde: b - lățimea de calcul a plăcii compuse;
 x_u - definește înălțimea zonei comprimate:

$$x_u = \frac{A_o \cdot R_o}{b \cdot R_c} \leq 0.5 \cdot h_o \quad (5.22)$$

A_o - aria secțiunii transversale a tablei cutate (719 mm^2);

R_o - rezistența de curgere a tablei. (determinată anterior, în cadrul caracteristicilor fizico-mecanice ale materialelor);

R_{pr} - rezistența medie la compresiune determinată pe prisme (Tabelul 5.12);

h_o - înălțimea utilă a secțiunii transversale, definită ca distanța de la fibra cea mai comprimată de beton până la centrul de greutate al secțiunii tablei cutate;

Forța de lunecare corespunzătoare lunecării maxime L^{teor} (Tabelul 5.16, col.4) s-a determinat pe baza caracteristicilor reale ale secțiunii transversale a tablei cutate prezentate la pct.5.4.3.2 și Fig.5.21.

Capacitatea portantă corespunzătoare cedării prin lunecare L_{UL} a elementelor experimentale este determinată de capacitatea portantă a elementelor de legătură care preiau lunecările dintre tablă și beton la starea limită de rezistență. Forța de lunecare va fi preluată pe de o parte de elementele de legătură din câmp, iar pe de altă parte de gujoanele (ancorajele) de la capete.

La fiecare capăt de placă s-au prevăzut câte 10 gujoane cu cap ($\phi 8$), repartizate de-a lungul axei grinzilor de rezemare, în cutele tablei (Fig. 5.21). Capacitatea portantă a unui gujon, determinată pe baza relațiilor (5.10), (5.11), (5.12) și (5.13), a rezultat $L_{striv}^{guj} = 6,55 \text{ kN}$. Lunecarea ce poate fi preluată de cele 10 gujoane într-o secțiune de capăt va fi $L_{gujoane} = 65,5 \text{ kN}$. Forța de lunecare maximă la interfața tablă-beton, determinată cu rel. (5.21) a rezultat $L = 168,0 \text{ kN}$. Diferența $L - L_{gujoane} = 168,0 - 65,5 = 102,5 \text{ kN}$ va fi preluată, în cazul elementelor TB_1 și TB_2 de conectorii din câmp. Capacitatea portantă a unui asemenea conector ($\phi 6$) a rezultat, pe baza aceluiași relații, $L_{striv}^{guj} = 3,68 \text{ kN}$.

Pe baza acestei valori s-a stabilit numărul necesar al conectorilor din câmp:

$$n_c = 102,5 / 3,68 = 28 \text{ bucăți / jumătate din deschiderea plăcii.}$$

În cazul elementelor TB_1 și TB_2 s-au prevăzut însă câte 42 de elemente de legătură pe jumătate de deschidere, rezultate pe baza valorilor teoretice ale caracteristicilor fizico-mecanice ale materialelor.

Valorile capacității portante la lunecare L_{UL} determinate în contextul aspectelor prezentate sunt cuprinse în Tabelul 5.16, col.7.

Tabelul 5.16

Element experim.	Elemente de legătură		Forța de lunec.max.		$L^{exp}/$ L^{teor}	Cap.port.lunec.	$L^{exp}/$ L_{UL}^{teor}
	pe reazem	în câmp	L^{teor} [kN]	L^{exp} [kN]		L_{UL}^{teor} [kN]	
1	2	3	4	5	6	7	8
TB	10 ϕ 8	42 ϕ 6	168	279	1,66	220,0	1,27
TB	10 ϕ 8	42 ϕ 6	168	289	1,72	220,0	1,31
TB	10 ϕ 8	-	168	161	0,96	65,5	2,45

Pe de altă parte, s-au calculat forțele de lunecare maxime L^{exp} ca rezultante ale eforturilor unitare de compresiune din beton N_b^{exp} pe baza momentelor experimentale finale M_{CU}^{exp} ((Tabelul 5.15, col.8):

$$L^{exp} \cong N_b^{exp} = \frac{M_{CU}^{exp}}{z} \quad (5.23)$$

Valorile forțelor de lunecare maxime experimentale sunt date în Tabelul 5.16, col.5. Comparând valorile teoretice cu cele experimentale (col.6) rezultă o corespondență bună în cazul elementului TB₁ (fără conectori în câmp). La plăcile TB₁ și TB₂ (cu conectori pe toată deschiderea), sporul de capacitate portantă atrage după sine o creștere considerabilă a forței de lunecare la interfața tablă-beton. Forțele de lunecare maxime L^{exp} stabilite pe baza momentelor finale (col.5) depășesc substanțial, în special în cazul elementului TB₃ (col.8) valoarea capacității portante la lunecare L_{UL}^{teor} (col.7) determinată de elementele ce asigură conlucrarea tablă-beton. La acest element, la care lunecările sunt preluate exclusiv de gujoanele de ancorare din dreptul reazemelor fenomenul este explicabil pe baza modului diferit de apreciere a celor două mărimi:

- L_{UL}^{teor} reprezintă o forță de lunecare directă preluată de gujoanele de ancorare de la capetele elementului;
- L^{exp} trebuie privită ca o rezultantă dintr-o structură de tip arc cu tirant; forța orizontală din tirant corespunzând lunecării directe (L_{UL}^{teor}) se transmite spre reazem.

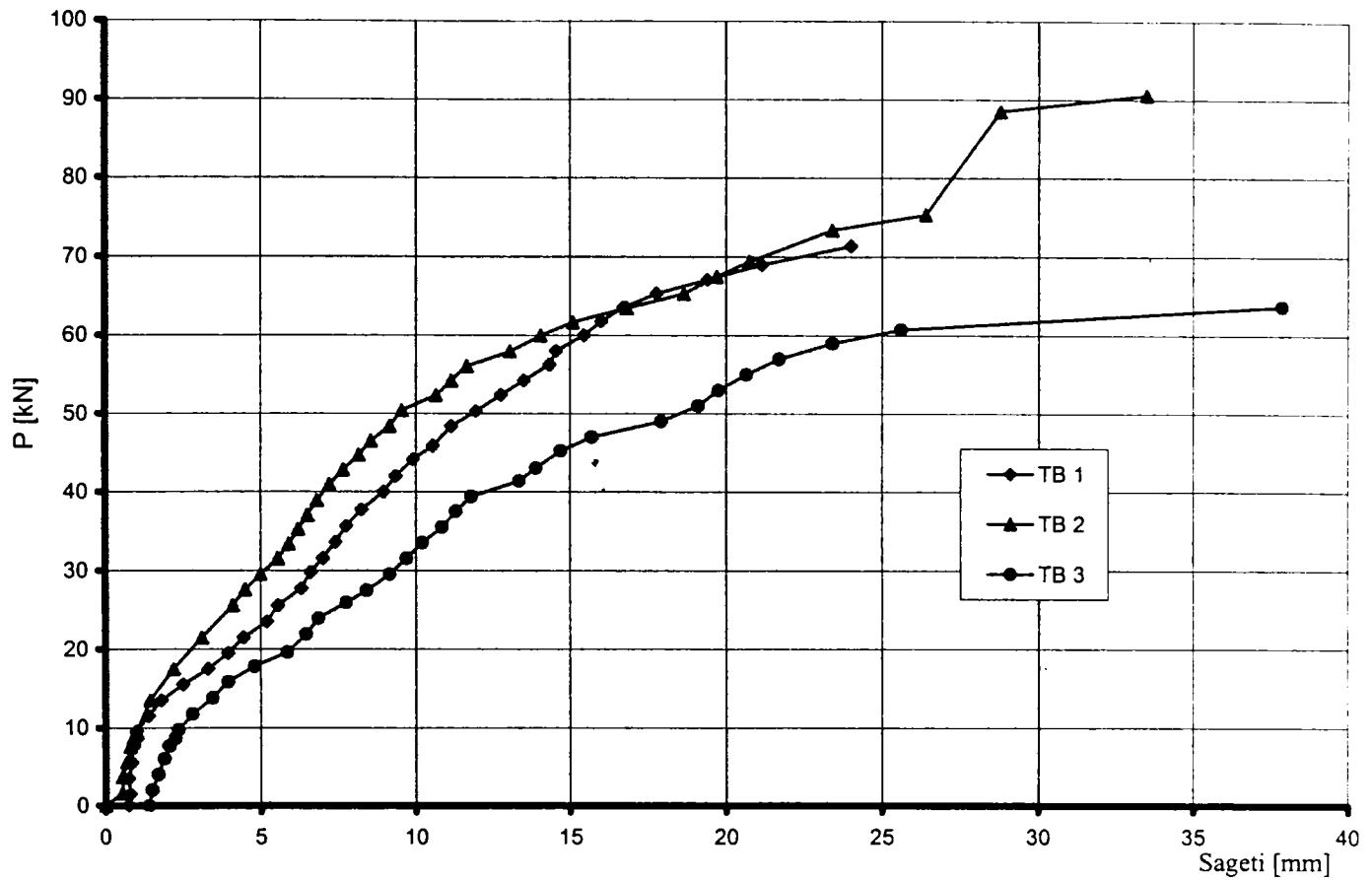


Fig. 5.24. Variația săgeților în funcție de încărcare până la cedarea elementelor

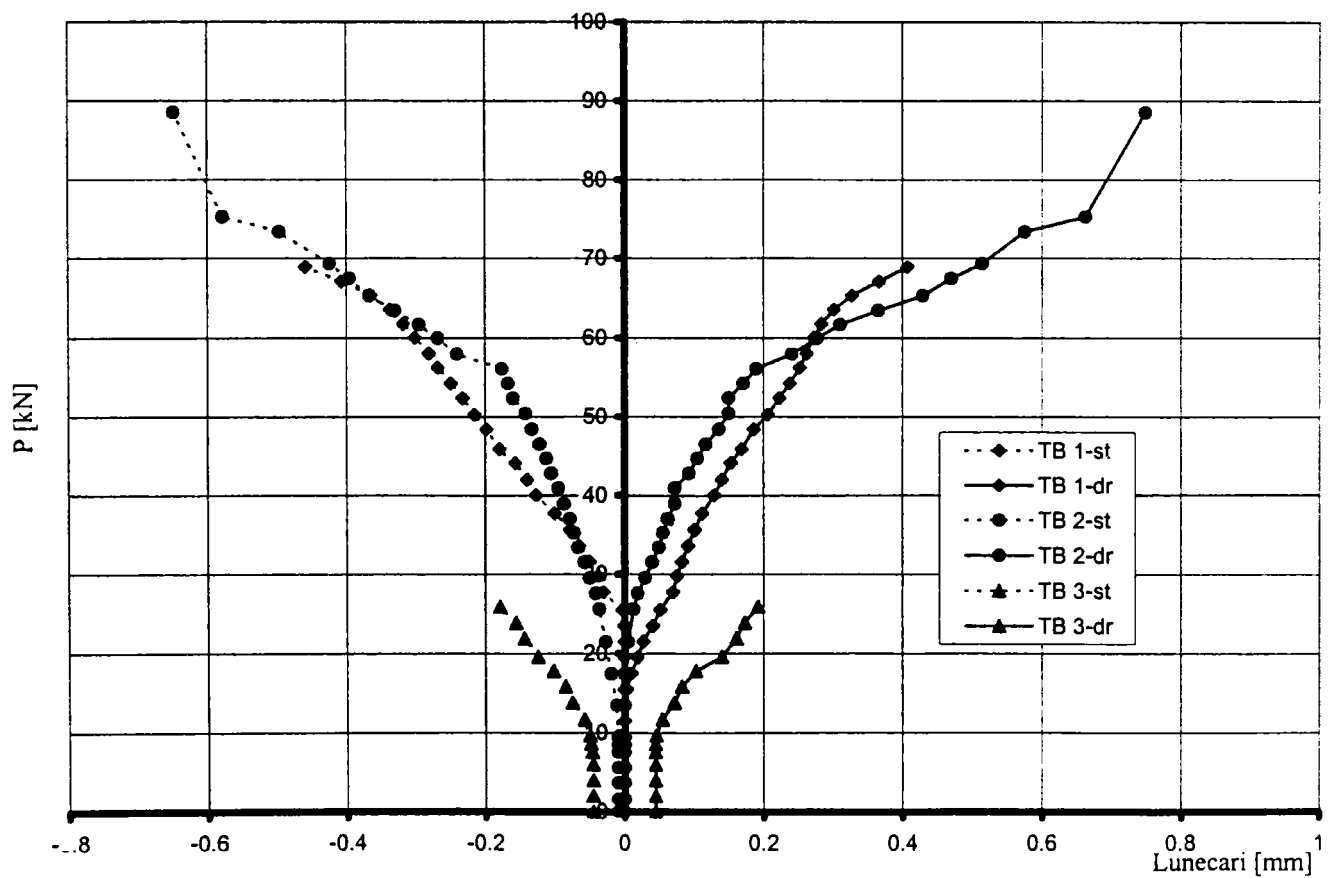


Fig. 5.25. Variația lunecărilor relative dintre tablă și beton

Fenomenul este mult mai atenuat în cazul elementelor TB_1 și TB_2 ca efect al conectorilor prevăzuți în câmp, care modifică schema simplificată de arc cu tirant considerată la elementul TB_3 .

5.4.4.2. Deplasări (săgeți, lunecări)

Caracteristica plăcilor compuse tablă cutată-beton este consumarea unei părți din săgeată în faza de turnare a betonului, când este activă numai tabla cutată. Valoarea acestei săgeți inițiale măsurate la mijlocul deschiderii a fost de 7 mm la fiecare element.

Variația săgeților elementelor experimentale la mijlocul deschiderii, în funcție de încărcare, este reprezentată în Fig. 5.24.

Diferențele între valorile săgeților la elementele TB_1 și TB_2 se datorează modificării schemei statice a TB_1 prin rotirea grinzilor de reazem (insuficient fixate de standul de încercare) pe parcursul încercării. La elementul TB_3 , la care practic nu s-a asigurat în câmp conlucrarea între tablă și beton, au rezultat valori mult mai mari ale săgeților față de TB_1 și TB_2 .

Lunecările relative dintre tablă și beton, măsurate la ambele capete ale elementelor, s-au reprezentat în Fig.5.25. Se constată că, până la fisurarea betonului (P_f - Tabelul 5.15), nu s-au înregistrat practic lunecări între tablă și beton. Peste această limită, lunecările au evoluat lent după o variație liniară, până în apropierea treptei corespunzătoare atingerii limitei de curgere în tablă (P_{oc} - Tabelul 5.17); la acest nivel însă, lunecările relative tablă-beton nu au depășit 0,2 mm, valoare până la care se poate considera conlucrare perfectă [5.1].

Tabelul 5.17

Element experimental	Tablă		Beton	
	P_{oc} [kN]	P_u/P_{oc}	$P_{R\text{ or}}$ [kN]	$P_u/P_{R\text{ or}}$
1	2	3	4	5
TB_1	27,72	2,57	42,00	1,83
TB_2	55,20	1,68	59,97	1,64
TB_3	43,00	1,48	-	-

5.4.4.3. Deformații specifice

Pe baza măsurătorilor tensometrice s-au stabilit încărcările P_{oc} corespunzătoare atingerii în tabla cutată a rezistenței de curgere (Tabelul 5.17, col.2). Totodată, s-au determinat

încărcările corespunzătoare atingerii în beton a rezistenței prismatice P_{Rpr} (Tabelul 5.17, col.4).

Comparând valorile P_{sc} , respectiv P_{Rpr} , cu valorile încărcărilor finale P_u date în Tabelul 5.15, rezultă că tabla cutată a atins limita de curgere, iar betonul, rezistența prismatică cu mult înainte de încărcarea finală (Tabelul 5.17, col. 3 și 5). La elementele TB_1 și TB_2 tabla a ajuns la curgere înainte ca în beton să se atingă R_{pr} ($P_{sc} < P_{Rpr}$), în timp ce placa TB_3 a cedat înainte de atingerea în beton a rezistenței prismatice.

Aspectele constatate pot fi atribuite modului complex de solicitare a elementelor compuse tablă-beton, elementele de legătură și ancorajele de capăt contribuind substanțial la majorarea capacității portante a acestor plăci.

5.4.5. Studii și cercetări experimentale. Etapa II

5.4.5.1. Cercetări preliminare pe epruvete

În cazul plăcilor compuse tablă cutată-beton, utilizându-se table de grosimi mici, siguranța în exploatare este influențată de pericolul de coroziune sub acțiunea agenților agresivi ai mediului înconjurător. Pentru a preveni acest pericol, se poate utiliza tablă cutată zincată, la care însă se va ține seama de particularitățile privind sudarea panourilor de tablă între ele, ca și a conectorilor pe tablă (pct. 5.4.1).

Pentru testarea conlucrării tablă zincată-beton prin intermediul conectorilor s-au efectuat cercetări preliminare pe 18 epruvete cu structura compusă, care s-au încercat la forfecare în regim static de solicitare.

Epruvetele s-au realizat din câte două cupoane de tablă zincată extrase din panouri cutate tip (200x60x1,00) mm, între care s-a turnat betonul. Pe fața interioară a tablelor (în interiorul cutei) s-au sudat elementele de legătură (Fig. 5.26). Încărcarea acționând centric asupra epruvetelor s-a repartizat uniform celor două secțiuni de forfecare situate la interfețele tablă-beton.

Epruvetele au fost încercate în laboratorul Filialei INCERC Timișoara, pe un stand confecționat în acest scop (Fig.5.27). La toate epruvetele s-au înregistrat forțele totale de rupere și deplasările relative dintre beton și tablă pe tot parcursul încercării. În funcție de numărul de conectori dintr-o secțiune de forfecare s-au stabilit forțele capabile ale unui conector.

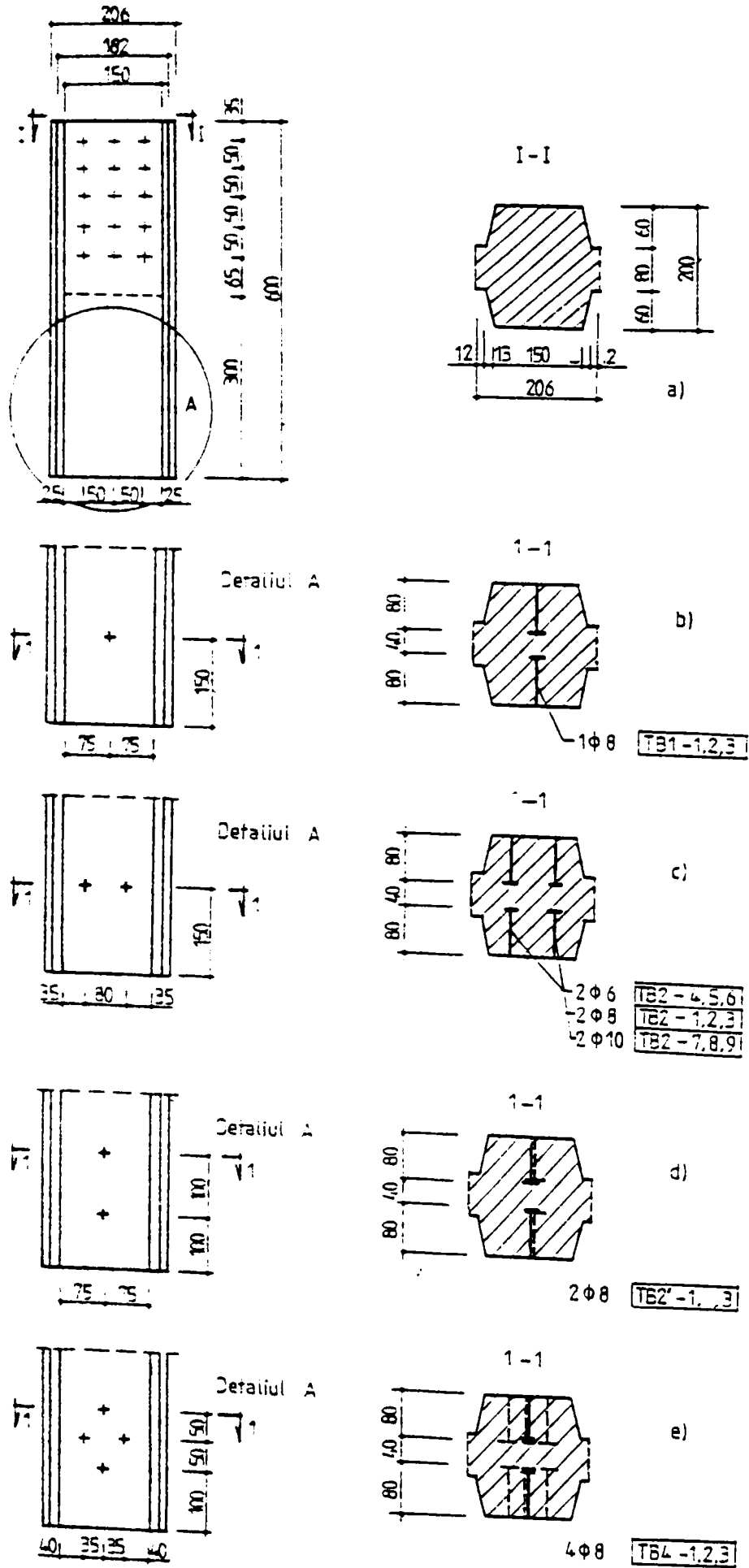


Fig. 5.26. Epruvetele compuse tablă cutată-beton solicitate la forfecare

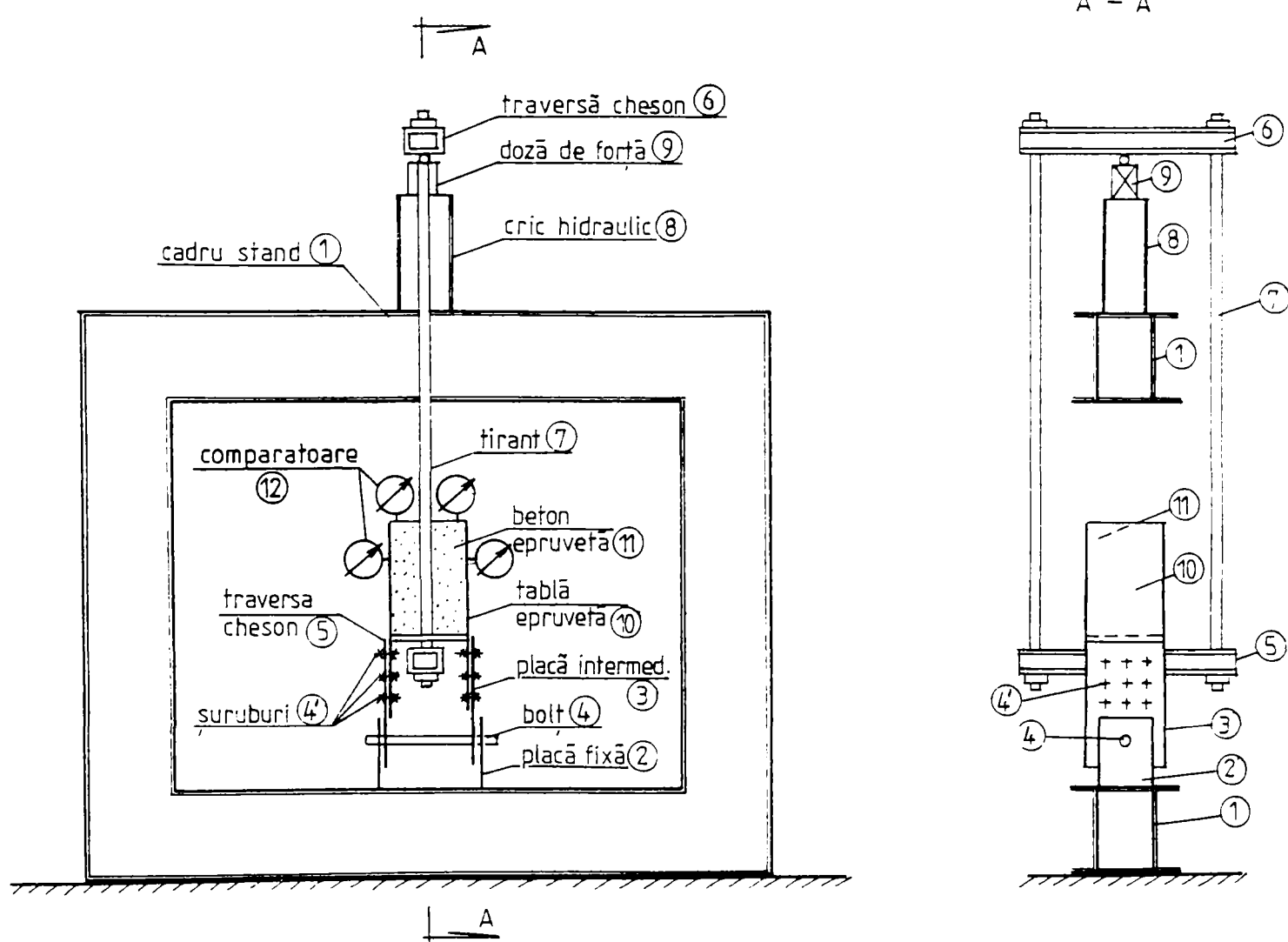
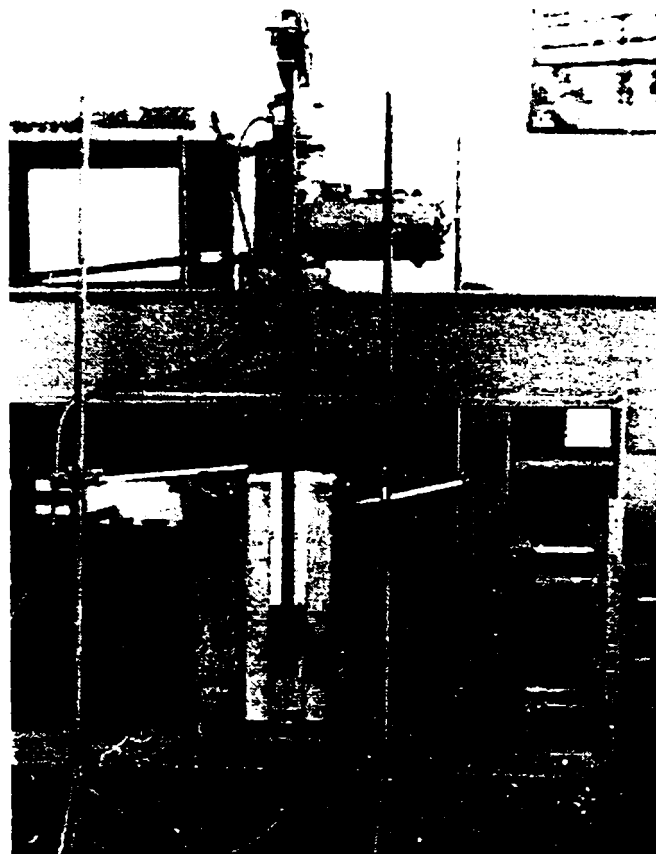


Fig. 5.27. Standul pentru încercarea epruvetelor la forfecare

Rezultatele încercărilor efectuate pe epruvete sunt prezentate în Tabelul 5.18.

Tabelul 5.18

Denum. epruv.	Nr. și ϕ conect. pe o supraf.	Forța de ced./epruv [kN]	Forța capabilă a unui conector [kN]		Modurile de cedare ale epruvetelor
			pe elem.	val. medie	
1	2	3	4	5	6
TB ₁ -1	1 ϕ 8	27,0	13,50	11,00	Smulgere conector prin debutonare; gaură ovală sau circulară=sect.conector
TB ₁ -2		20,0	10,00		
TB ₁ -3		19,0	9,50		
TB ₂ -1	2 ϕ 8	40,0	10,00	9,58	Smulg.conect.prin debuton. găuri circ.=sect.conector
TB ₂ -2		40,0	10,00		
TB ₂ -3		35,0	8,75		
TB ₃ -1	2 ϕ 8	30,0	7,50	11,25	Debuton.conect.1,gaură ovală despr.conect.2. gaură mică
TB ₃ -2		50,0	12,50		
TB ₃ -3		55,0	13,75		
TB ₄ -1	4 ϕ 8	85,0	10,63	8,88	Debuton.2con.; despr.2con.
TB ₄ -2		50,0*	7,14		
TB ₄ -3		40,0**	5 (10)		
TB ₅ -4	2 ϕ 6	21,0	5,25	6,25	Debuton.1con.; despr.1con.
TB ₅ -5		29,0	7,25		
TB ₅ -6		25,0	6,25		
TB ₆ -7	2 ϕ 10	29,0	7,25	8,50	Smulgere 2 conect.la încărc. mică; slăbire secțiune prin topire locală tablă la sudare
TB ₆ -8		43,0	10,75		
TB ₆ -9		30,0	7,50		

Observații : * Epruvetă cu 4 conectori pe o suprafață de forfecare și 3 pe cealaltă; un conector s-a desprins înainte de turnarea betonului, datorită sudurii slabe;
** Confecționare defectuoasă a epruvetei .

5.4.5.2. Considerații teoretice privind conlucrarea tablă-beton cu conectori

Pornind de la modurile concrete de cedare ale epruvetelor tablă zincată-beton, se prezintă unele considerații teoretice privind calculul capacității portante a conectorilor ce asigură conlucrarea tablă-beton la plăcile compuse. În acest scop se face asimilarea cu solicitarea elementelor de legătură de la planșeele predală .

Forța de forfecare T ce acționează asupra îmbinării s-a descompus în două componente (Fig. 5.28) și anume:

- o componentă orientată la 45° față de planul de forfecare, care acționează ca forță de compresiune în beton C_b și
- o componentă perpendiculară pe planul de forfecare, care acționează ca forță de întindere asupra conectorului I_c .

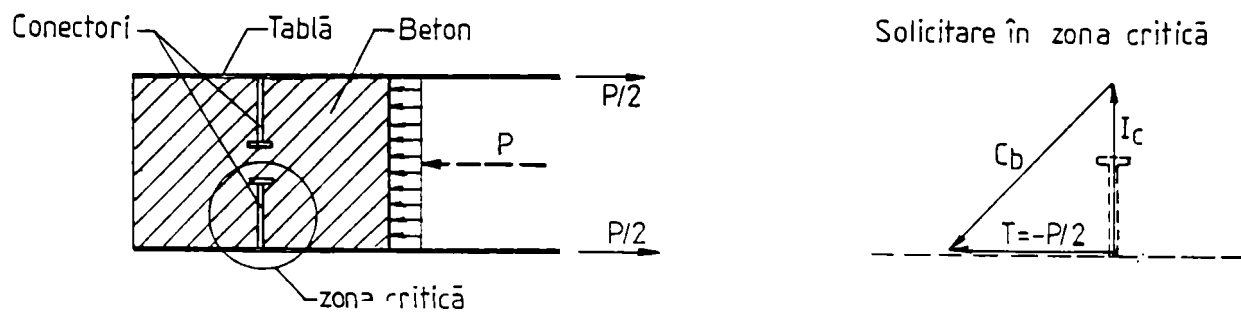


Fig. 5.28 Modul de solicitare al conectorilor

În cazul plăcilor compuse tablă cutată-beton, acțiunea componentei I_c asupra îmbinării este defavorabilă, datorită grosimii mici a tablelor. La epruvetele încercate, smulgerea conectorilor prin debutonare ilustrează tocmai acest aspect.

Componenta I_c de întindere a conectorului s-a calculat pe baza relației:

$$I_c = \tau \cdot A_f \quad (5.24)$$

în care : $\tau = 0,6 \cdot \sigma_r$ [N/mm²] - rezistența la forfecare a oțelului tablei (σ_r - rezistența de rupere la tracțiune a tablei);

$A_f = \pi \cdot d \cdot t$ [mm²] - secțiunea de forfecare a tablei în dreptul cordonului de sudură; d - diametrul cordonului de sudură (se poate considera $1,1\phi$; ϕ - diametrul conectorului); t - grosimea tablei.

Considerându-se conectorii $\phi 6$ și $\phi 8$ din cazul încercărilor preliminare (la $\phi 10$ sudura nu a fost de calitate acceptabilă), s-au obținut forțele de smulgere. Acestea s-au comparat cu valorile medii rezultate din încercarea epruvetelor (Tabelul 5.19).

Se constată rezerve de capacitate portantă față de valorile teoretice (col.7), explicabile datorită unor efecte secundare favorabile ce apar: frecarea dintre conector și beton, aderența dintre beton și tablă, etc.

Analogia cu planșeele predală este posibilă, rezultând o bună corespondență între valorile calculate ale forțelor capabile ale unui conector și cele obținute în urma încercării epruvetelor.

Aspectele rezultate pe baza cercetărilor preliminare privind conlucrarea tablă zincată-beton s-au verificat pe plăci compuse, urmărindu-se aspectele privind sudarea conectorilor pe tabla zincată, în vederea asigurării conlucrării cât mai bune între elementele componente ale plăcilor compuse.

Tabelul 5.19

Tipul epruvetei	ϕ conect. [mm]	A_r [mm ²]	ϕ [N/mm ²]	Forța cap.a unui conect.[kN]		P^{exper}/P^{teor}
				$P^{teor} = I_c$	$P^{exper} = P^{med}$	
1	2	3	4	5	6	7
TB	8	27,63	250,5	6,92	11,00	1,58
TB	8				9,58	1,38
TB	8				11,25	1,62
TB	8				8,88	1,28
TB	6	20,72		5,19	6,25	1,20
TB	10	34,54		8,65	8,50	0,98

5.4.5.3 Plăci experimentale compuse tablă cutată zincată -beton

În vederea studierii comportării plăcilor compuse tablă cutată zincată-beton s-au calculat și confecționat 2 fâșii de placă identice având forma și alcătuirea prezentată în Fig. 5.29.a și b

Elementele experimentale s-au confecționat în hala Filialei INCERC Timișoara, pe locul de încercare, astfel fiind posibilă fixarea tablelor de grinzile de reazem ca în situația reală.

Asupra *tablei zincate* ce intră în alcătuirea elementelor experimentale s-au efectuat, încercări la tracțiune în conformitate cu SR EN10002/1-95 [5.25], determinându-se limitele de curgere R_s (σ_s) și de rupere R_t (σ_t) ale oțelului și alungirea la rupere A_r ale acesteia:

$$R_s = 321 \text{ N/mm}^2; \quad R_t = 383 \text{ N/mm}^2; \quad A_r = 13 \%$$

Pentru *betonul* Bc25 (B300) ce intră în alcătuirea elementelor experimentale s-au determinat, la data încercării plăcilor, rezistențele la compresiune pe cuburi (R_b), pe prisme (R_{pr}) [5.30] și modulul de elasticitate la compresiune (E_b) [5.26]. Valorile medii ale acestor caracteristici sunt cuprinse în Tabelul 5.20.

Tabelul 5.20

Elementul experimental	R_b [N/mm ²]	R_{pr} [N/mm ²]	E_b [N/mm ²]	ρ_b^{med} [kg/m ³]
1	2	3	4	5
TZB-1	27,8	23,3	28421	2286
TZB-2	30,0	23,8	30093	2330

Pentru cele două tipuri de *elemente de legătură* ($\phi 6$ – câmp; $\phi 8$ - ancoraje la capete) s-au determinat limitele de curgere σ_c și de rupere σ_r , în conformitate cu STAS 438/1-89 [5.31], rezultând valorile medii cuprinse în Tabelul 5.21.

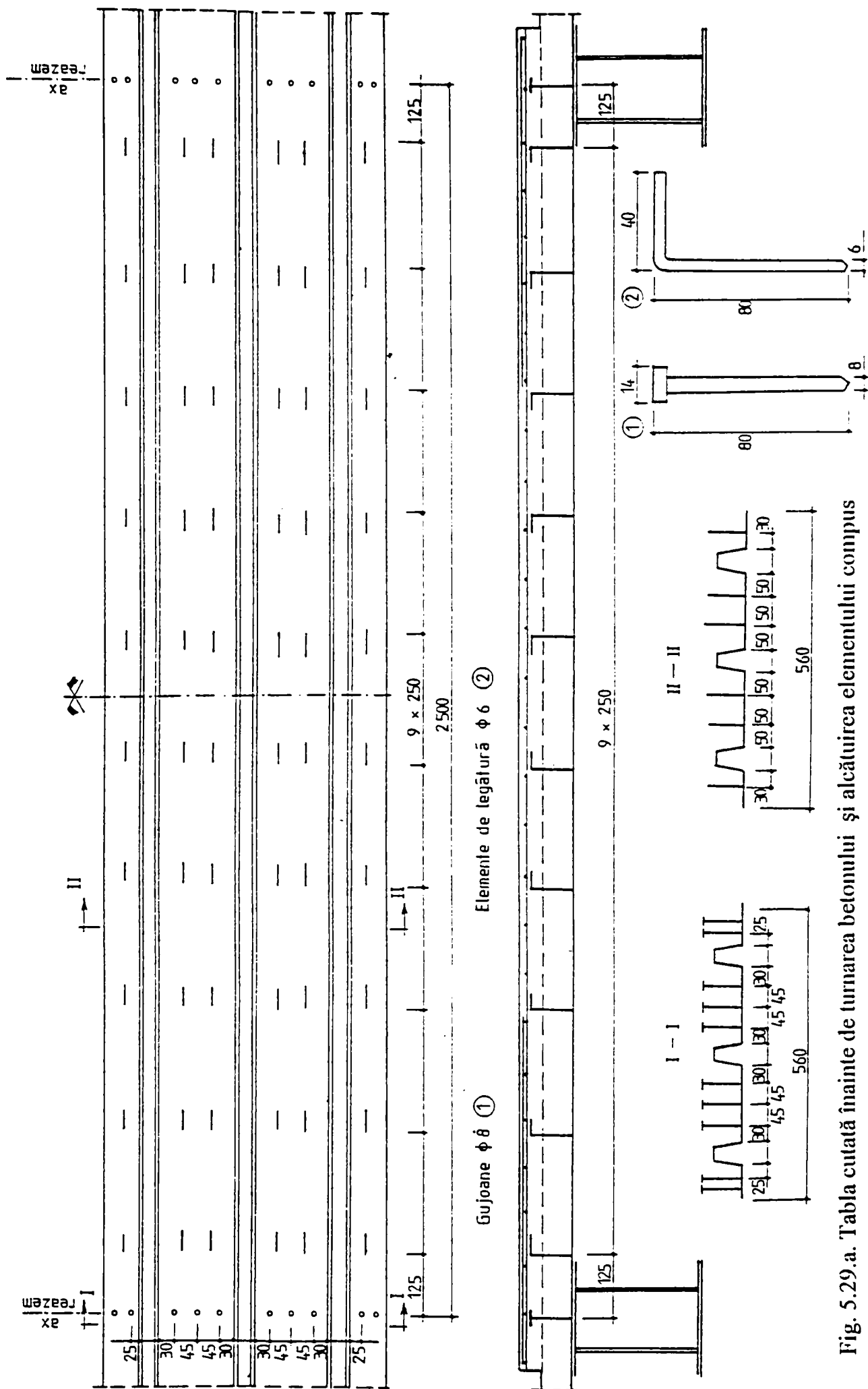
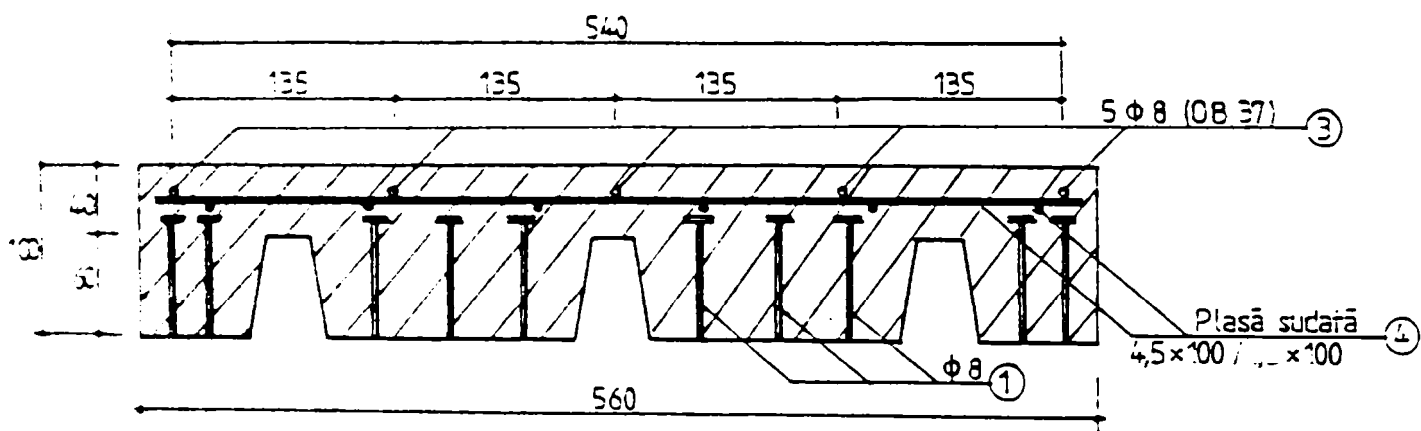
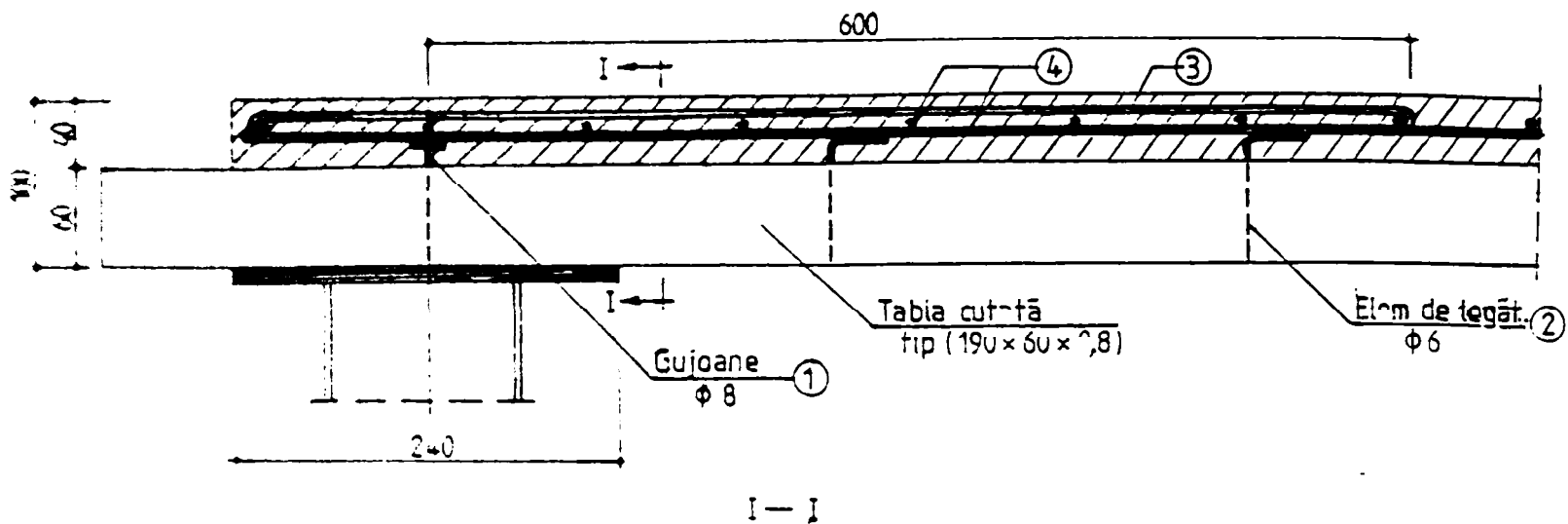


Fig. 5.29.a. Tabla cutată înainte de turnarea betonului și alcătuirea elementului compus



Așezarea armăturii în zona de rezemare

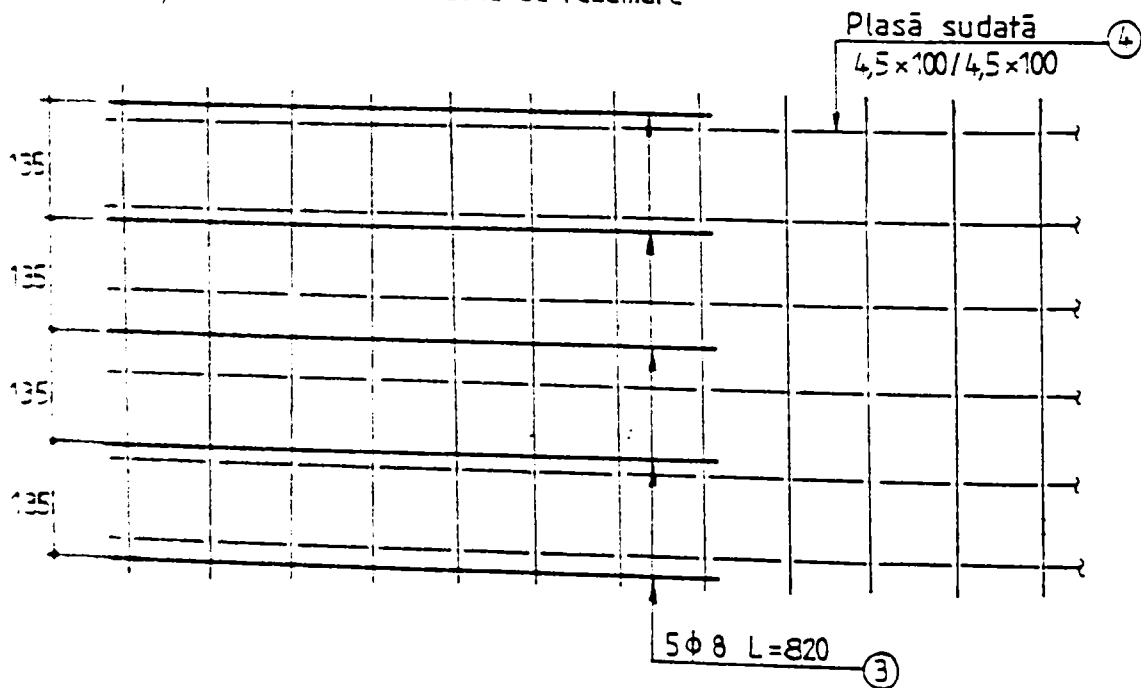


Fig. 5.29.b. Detaliu zonei de rezemare a elementelor compuse TZB₁ și TZB₂

Tabelul 5.21

Elementul de legătură	R_o [N/mm ²]	R_t [N/mm ²]	A_r [%]
1	2	3	4
φ6	372	408	27
φ8	305	421	37

Deasupra reazemelor, *armarea* s-a realizat cu bare φ8 pentru care s-au determinat limitele de curgere σ_c și de rupere σ_r precum și alungirea la rupere A_r , obținându-se următoarele valori medii:

$$R_o = 232,0 \text{ N/mm}^2; R_t = 353 \text{ N/mm}^2; A_r = 29 \text{ \%}.$$

5.4.5.4. Calculul elementelor experimentale

Elementele experimentale s-au calculat în conformitate cu normativul P134-93 [5.7], utilizându-se valorile determinate (pct.5.4.5.3) ale caracteristicilor fizico-mecanice ale materialelor componente. În acest context, calculul plăcilor experimentale a cuprins două etape distincte:

- Verificarea tablei cutate în faza de turnare a betonului, situație în care tabla are rol de cofraj;
- Calculul plăcii compuse, situație de după întărirea betonului și atingerea rezistenței corespunzătoare clasei, când încărcările sunt preluate de elementul compus.

În cele ce urmează se prezintă, în detaliu, calculul preliminar al elementelor experimentale în conformitate cu normativul P 134-93, în vederea stabilirii încărcărilor caracteristice pentru încercare.

Calculul tablei în faza de execuție (rol de cofraj)

În această etapă s-a considerat că asupra tablei acționează:

- greutatea proprie a tablei cutate (sporită cu 0,30 kg/m² datorită zincării) g_t ;
- greutatea betonului turnat deasupra g_b .

În vederea stabilirii încărcărilor, în prima etapă s-au determinat caracteristicile geometrice ale fâșiilor de tablă cutată și anume:

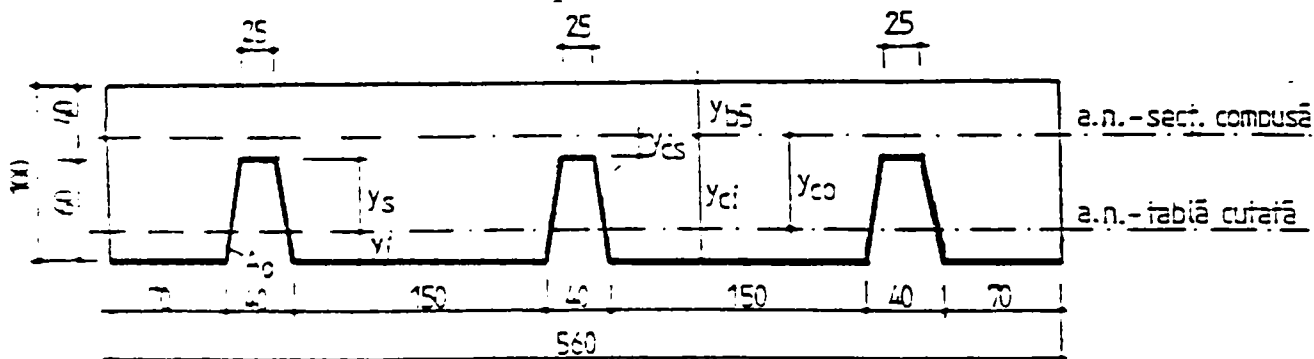
- secțiunea transversală A_o ;
- poziția centrului de greutate al secțiunii y_i , y_s ;
- momentul de inerție al secțiunii transversale I_o ;

Caracteristicile stabilite pentru tabla tip (190x60x0,8)mm sunt prezentate în Fig.5.30.

Tablă cutată - fază de execuție
$y_i = 18.16 \text{ mm}$; $y_s = 41.40 \text{ mm}$; $A_o = 736 \text{ mm}^2$; $I_o = 99.8 \times 10^4 \text{ mm}^4$

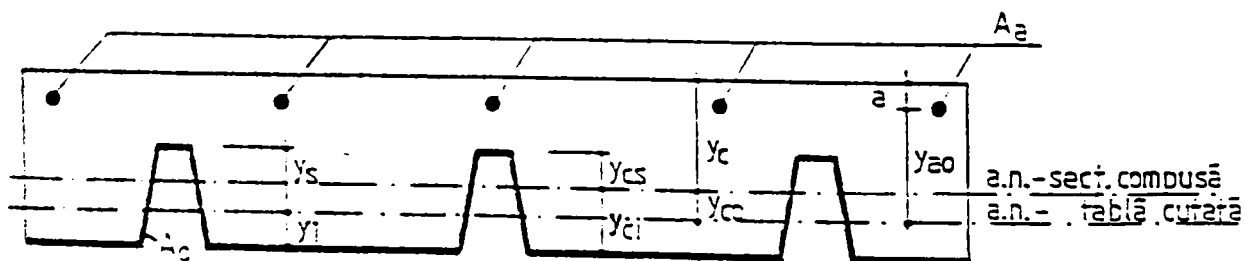
Secțiunea compusă - exploatare

a). Zonă de moment încovoietor pozitiv



TZB - 1	TZB - 2
$y_{bs} = 31.22 \text{ mm}$; $y_{co} = 50.18 \text{ mm}$;	$y_{bs} = 31.22 \text{ mm}$; $y_{co} = 50.80 \text{ mm}$;
$y_{ci} = 68.78 \text{ mm}$; $y_{cs} = 8.78 \text{ mm}$;	$y_{ci} = 69.40 \text{ mm}$; $y_{cs} = 9.40 \text{ mm}$;
$I_c = 361.98 \times 10^4 \text{ mm}^4$; $n_e = 7.39$	$I_c = 366.14 \times 10^4 \text{ mm}^4$; $n_e = 7.00$

b). Zonă de moment încovoietor negativ



TZB - 1	TZB - 2
$y_c = 65.78 \text{ mm}$; $y_{co} = 15.62 \text{ mm}$; $y_{ci} = 34.22 \text{ mm}$;	$y_{cs} = 25.78 \text{ mm}$;
$y_{ao} = 61.40 \text{ mm}$; $a = 20.00 \text{ mm}$;	$I_{ao} = 118.9 \times 10^4 \text{ mm}^4$;

Fig. 5.30. Caracteristici geometrice ale tablei cutate și ale elementelor compuse

Ca schemă statică în această fază, se consideră încastrare elastică la capete, prin fixarea tablei de grinzile de reazem, având gradul 0,32 din încastrarea perfectă (pct. 5.4.3.4).

Momentele încovoietoare pe reazeme, respectiv în câmp, corespunzătoare schemei statice considerate rezultă :

$$M_{r0} = -\frac{g_l l^2}{38}; \quad (5.25.a)$$

$$M_{c0} = \frac{g_l l^2}{10,12}; \quad (5.25.b)$$

Starea de eforturi în această fază de solicitare se determină în domeniul elastic.

Eforturile unitare normale corespunzătoare fibrei întinse (inferioare) σ_{oi} , respectiv comprimate (superioare) σ_{os} ale tablei cutate sunt:

$$\sigma_{oi} = \frac{M_{c0} \cdot y_i}{I_0}; \quad (5.26.a)$$

$$\sigma_{os} = -\frac{M_{c0} \cdot y_s}{I_0}. \quad (5.26.b)$$

Încărcările, momentele încovoietoare și eforturile unitare normale determinate pentru faza de execuție a elementelor experimentale sunt prezentate în Tabelul 5.22.

Tabelul 5.22

Elementul experim.	g_t [kg/m]	g_b [kg/m]	M_{r0} [N·m]	M_{c0} [N·m]	σ_{oi} [N/mm ²]	σ_{os} [N/mm ²]
1	2	3	4	5	6	7
TZB - 1	6,06	114,3	198,0	743,6	13,86	-30,80
TZB - 2	6,06	116,5	201,6	756,9	14,10	-31,40

Săgeata tablei cutate sub greutatea betonului proaspăt va respecta condiția:

$$f_{0,max} \leq \frac{l}{180} = 13,9mm$$

Calculul plăcii compuse la starea limită de exploatare

Calculul se face în domeniul elastic, aplicându-se regulile rezistenței materialelor pentru o secțiune transversală echivalentă ideală de oțel.

Pentru determinarea secțiunii de calcul și a stării de eforturi se admit următoarele ipoteze:

- ipoteza secțiunilor plane a lui Bernoulli;
- legea la Hooke pentru oțelul tablei și betonul comprimat;
- betonul întins fisurat, scos din lucru;

- conlucrarea totală tablă cutată-beton.

Secțiunea transversală de calcul în câmp este alcătuită din betonul din zona comprimată și secțiunea tablei cutate. Pe reazeme, se consideră secțiunea metalică alcătuită din tabla cutată și armătura de rezistență.

În prealabil, s-au determinat caracteristicile geometrice ale secțiunilor de calcul [7] corespunzătoare momentelor încovoietoare pozitive, respectiv negative, după cum urmează.

- a) Zona de moment încovoietor pozitiv (Fig.5.30.a)

- poziția axei neutre:

$$y_{bn} + \frac{2n_c}{b} \cdot A_0 \cdot y_{bn} - \frac{2n_c}{b} A_0 (h - y_t) = 0 \quad (5.27.a)$$

- momentul de inerție:

$$I_c = I_0 + A_0 \cdot y_{co}^2 + \frac{b \cdot y_{bn}^3}{3n_c} \quad (5.27.b)$$

- b). Zona de moment încovoietor negativ (Fig.5.30.b)

- poziția axei neutre:

$$y_c = \frac{A_0}{A_0 + A_a} \cdot y_{a0} + a \quad (5.28.a)$$

- momentul de inerție:

$$I_w = I_0 + A_0 \cdot y_{co}^2 + A_a (y_c - a)^2 \quad (5.28.b)$$

Pentru determinarea stării de eforturi unitare la starea limită de exploatare normativul P134-93 admite principiul suprapunerii efectelor însumându-se eforturile unitare, respectiv săgețile corespunzătoare tablei cutate în faza de execuție, cu cele preluate de secțiunea compusă, provenind din încărcările de exploatare.

Pornind de la această ipoteză s-a stabilit încărcarea de exploatare a elementelor experimentale, considerându-se că la exploatare, în fibra cea mai întinsă a tablei cutate se atinge un efort unitar normal egal cu $0,8R_o$, ($R_o=321\text{N/mm}^2$ limita de curgere a oțelului tablei, stabilită experimental pct.5.4.5.3).

În consecință, pentru *secțiunea de moment maxim (câmp)*, rezultă :

- Efortul unitar normal în fibra extremă inferioară a tablei:

$$\sigma_{conf} = \sigma_{oi} + \sigma_{oi}^E = 0,8 \cdot \sigma_c \quad (5.29)$$

unde: σ_{conf} - efortul unitar normal total în fibra extremă inferioară de oțel la treapta de exploatare;

σ_{oi} - efortul unitar normal în fibra extremă inferioară de oțel, în faza de execuție, determinat la pct.3.4.1;

σ_{coi}^E - efortul unitar normal în fibra extremă inferioară de oțel a elementului compus, la treapta de exploatare:

$$\sigma_{coi}^E = \frac{M_c^E \cdot y_{ci}}{I_c} = 0,8 \cdot \sigma_c - \sigma_{oi} \quad (5.30.a)$$

Pe baza relației de mai sus, rezultă valoarea momentului încovoietor la mijlocul deschiderii M_c^E din încărcările de exploatare:

$$M_c^E = \frac{(0,8 \cdot \sigma_c - \sigma_{oi}) \cdot I_c}{y_{ci}} = 1280 \cdot 10^4 \text{ N.mm} \quad (5.30.b)$$

După cum s-a mai menționat, în cazul plăcilor compuse similare realizate cu tablă neagră încercate anterior [5.13], a rezultat prin fixarea tablei pe grinzile de reazem o încastrare elastică a elementelor compuse de 0,32 din încastrarea perfectă. Acest grad de încastrare s-a acceptat și în cazul elementelor TZB-1 și TZB-2, rezultând momentul încovoietor corespunzător din câmp, respectiv forța de exploatare:

$$M_c^E = \frac{q^E l^2}{10,12}; \quad q^E = \frac{10,12 \cdot M_c^E}{l^2} = 20,7 \text{ N/mm}; \quad P^E = 51,75 \text{ kN.}$$

- Efortul unitar normal în fibra extremă superioară a tablei se calculează corespunzător încărcării de exploatare stabilite:

$$\sigma_{cosup}^E = \frac{M_c^E \cdot y_{cs}}{I_c} \quad (5.31)$$

- Efortul unitar normal în fibra extremă superioară de beton pentru aceeași încărcare se determină cu relația :

$$\sigma_{cb\max}^E = -\frac{M_c^E \cdot y_{bs}}{n_e \cdot I_c} \quad (5.32)$$

În secțiunea de reazem valoarea momentului încovoietor din încărcarea de exploatare stabilită mai sus se calculează astfel:

$$M_r^E = \frac{q^E l^2}{38}$$

Eforturile unitare normale pe înălțimea secțiunii din zona reazemului se determină cu caracteristicile geometrice din Fig. 5.30 [5.7], astfel:

- În fibra extremă inferioară a tablei cutate:

$$\sigma_{\text{coinf}}^E = \frac{M_r^E \cdot y_{ci}}{I_{a0}} \quad (5.33)$$

- În fibra extremă superioară a tablei cutate:

$$\sigma_{\text{cosup}}^E = \frac{M_r^E \cdot y_{cs}}{I_{a0}}; \quad (5.34)$$

- În armătura prevăzută deasupra reazemului:

$$\sigma_a^E = \frac{M^E (y_c - a)}{I_{a0}} \quad (5.35)$$

Valorile stabilite în contextul celor prezentate pentru elementele experimentale, la treapta teoretică de exploatare, ($P = 51,75 \text{ kN}$), pe baza caracteristicilor geometrice reale (Fig. 5.30), sunt cuprinse în Tabelul 5.23.

Tabelul 5.23

Element experim.	Efortul unitar normal [N / mm ²] în zona de :					
	Moment încovoietor pozitiv			Moment încovoietor negativ		
	σ_{coinf}^c (rel. 5.30)	σ_{cosup}^c (rel. 5.31)	σ_{cbmax}^c (rel. 5.32)	σ_{coinf}^r (rel. 5.33)	σ_{cosup}^r (rel. 5.34)	σ_a (rel. 5.35)
1	2	3	4	5	6	7
TZB - 1	242	30,99	-14,91	-97,40	73,81	131,00
TZB - 2	242	32,81	-15,26			

Calculul plăcii compuse la starea limită de rezistență.

Pentru elementele experimentale studiate, s-a considerat că elementele de legătura de tip conector realizează o conlucrare corespunzătoare între tabla cutată și beton. Admițându-se o comportare plastică, sunt posibile rotiri suficient de mari pentru dezvoltarea unor articulații plastice la rupere.

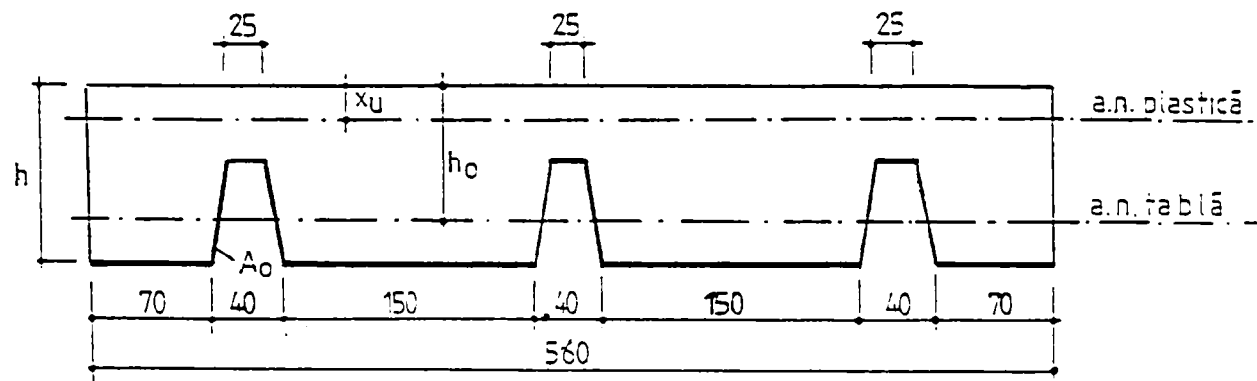
În Fig.5.31 se dau secțiunile transversale de calcul pentru zonele de moment încovoietor pozitiv, respectiv negativ, alcătuite întocmai ca și la starea limită de exploatare.

La starea limită de rezistență se determină pe de o parte capacitatea portantă la încovoiere, iar pe de altă parte cea la alunecare, după cum urmează.

Capacitatea portantă la încovoiere pentru secțiunea din câmp (Fig. 5.31. a) se determină astfel:

Starea limită ultimă

a). Zonă de moment încovoietor pozitiv



TZB - 1

TZB - 2

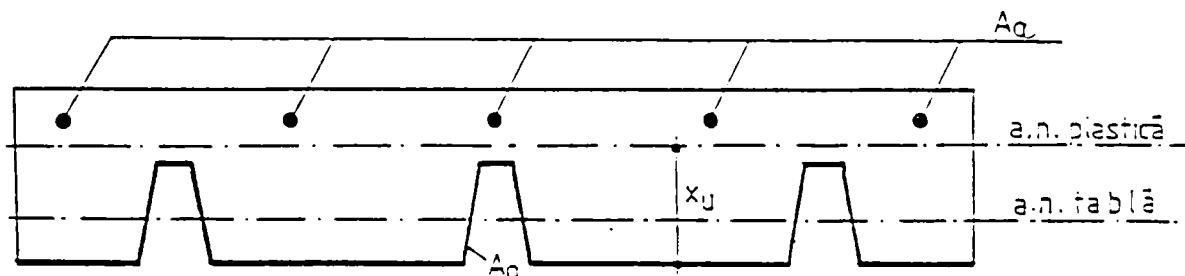
$$h_0 = 81,4 \text{ mm};$$

$$x_u = 18,10 \text{ mm} < 0,5 h_0$$

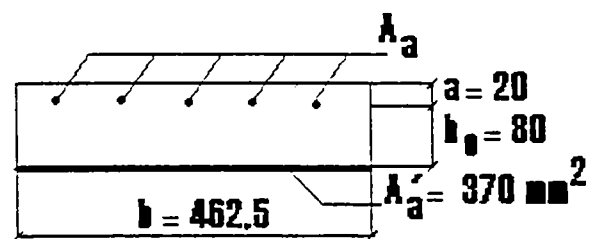
$$h_0 = 81,4 \text{ mm};$$

$$x_u = 17,72 \text{ mm} < 0,5 h_0$$

b). Zonă de moment încovoietor negativ



c) Secțiune de reazem schematizată pentru determinarea armăturilor necesare:



Notă: - pentru lățimea b s-au considerat doar nervurile late ale tablei și cele marginale;

- pentru A_a s-au considerat doar lățimile de tablă în contact cu reazemul

Fig. 5.31. Caracteristicile secțiunilor de calcul ale elementelor compuse

$$M_{cu} = A_0 \cdot \sigma_c (h_0 - 0,5 \cdot x_u) = 17,00 \cdot 10^6 \text{ N} \cdot \text{mm} , \quad (5.36)$$

unde: $x_u = \frac{A_s \cdot \sigma_s}{b \cdot R_{pr}} \leq 0,5 \cdot h_0$; înălțimea zonei comprimate ;

$h_0 = h - y_1 = 81,4 \text{ mm}$ (înălțimea utilă a secțiunii transversale);

Corespunzător gradului de încastrare considerat (0,32) forța de rupere este:

$$M_{ru} = \frac{q^R J^2}{10,12}; \quad q^R = \frac{10,12 \cdot M_{cu}}{l^2} \cong 27,7 \text{ N/mm}; \quad P^R = 6900 \text{ daN}$$

Pentru secțiunea de pe reazem momentul încovoietor aferent momentului din câmp

M_{ru} rezultă:

$$M_{ru} = -\frac{q^R J^2}{38} = -4,55 \cdot 10^6 \text{ N} \cdot \text{mm}$$

Pentru preluarea acestui moment încovoietor au rezultat necesare 5 ϕ 8, considerându-se o secțiune transversală schematizată (Fig.5.31.c).

Capacitatea portantă la lunecare se determină pe baza lunecării maxime la interfața tablă-beton apreciată simplificat [5.7] ca fiind rezultanta eforturilor de compresiune din beton, astfel:

$$L_{max} \cong N_b = b \cdot x_u \cdot R_{pr} = 242 \text{ kN} \quad (5.37)$$

în care: R_{pr} – rezistența la compresiune a betonului determinată pe prisme (pentru antecalcul s-a considerat, pentru beton Bc 25, $R_{pr} = 0,8 R_b = 24 \text{ N/mm}^2$).

Forța de lunecare este preluată pe de o parte de elementele de legătură din câmp, iar pe de altă parte de gujoanele cu cap sudate prin străpungerea tablei de grinzile de rezemare.

• In conformitate cu considerațiile teoretice prezentate la pct.5.4.3.2, se calculează componenta I_c de întindere a unui *conector ϕ 6 din câmp*:

$$I_c = \tau \times A_r = 0,6 \times R_{ot} \times \pi \times 1,1 \phi = 4,76 \text{ kN} \quad (5.38)$$

unde: R_{ot} - rezistența la rupere la tracțiune a tablei (pct. 5.4.5.3).

• Capacitatea portantă a *ancorajelor de capăt (gujoanele ϕ 8)* se determină pe baza metodologiei conlucrării parțiale prezentată la pct. 5.4.2 [5.3]. In contextul rezultatelor obținute în urma încercărilor efectuate asupra plăcilor compuse realizate cu tablă neagră [5.13], [5.12], se consideră că cele 10 bolțuri cu cap prevăzute la fiecare capăt de element asigură preluarea unei forțe de lunecare $P = 65,5 \text{ kN}$.

Diferența dintre lunecarea maximă și cea preluată de ancorajele de capăt ($L - P = 176,4$ kN) revine conectorilor din câmp.

Numărul necesar al acestora pentru preluarea forței de lunecare ce le revine rezultă :

$$n_c = 176,5/4,76 = 37 \text{ buc / jumătate de element.}$$

Tinându-se seama de schema statică reală a elementelor experimentale (încastate parțial la capete), desigur că ar rezulta un număr mai mic de elemente de legătură, motiv pentru care, la elementele experimentale, s-au prevăzut în câmp câte 30 de conectori pe jumătate de placă.

5.4.6. Comportarea elementelor experimentale realizate cu tablă zincată

Elementele experimentale tablă cutată zincată - beton s-au încercat în condiții similare cu cele încercate anterior (pct.5.4.3.3), măsurătorile pe parcursul încercărilor efectuându-se cu aparatura prezentată în Fig. 5.32.

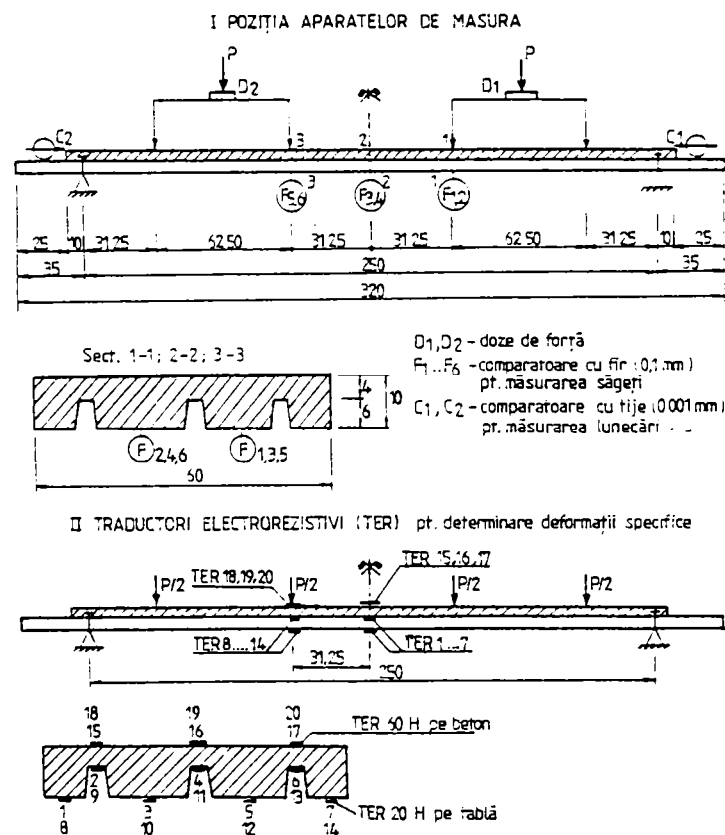


Fig. 5.32. Poziția aparatelor de măsură și a traductorilor electrorezistivi

Se menționează că, în faza de execuție s-au măsurat săgeata tablei cutate și deformațiile specifice ale acesteia sub greutatea betonului proaspăt, urmând ca aceste valori să fie suprapuse peste cele rezultate din încărcarea elementului compus.

Pe parcursul încercării elementelor s-au urmărit încărcări caracteristice, săgeți, deformații specifice, precum și comportarea conlucrării asigurate prin conectorii sudați pe tablă.

5.4.6.1. Încărcări caracteristice

Încărcările caracteristice urmărite în timpul încercărilor au fost :

- treapta corespunzătoare nivelului maxim al încărcării în cadrul ciclului încărcare-descărcare efectuat în prima etapă;
- treapta de fisurare (câmp, reazem);
- treapta corespunzătoare încărcării finale.

Nivelul maxim al încărcării în cadrul ciclului încărcare – descărcare s-a diferit la cele două elemente încercate, după cum urmează.

Elementul TZB-1 s-a încărcat în prima etapă sub nivelul forței teoretice de exploatare ($P^E = 51,75 \text{ kN}$), datorită valorilor mari ale săgeților măsurate. Încărcarea s-a limitat la $P = 38,10 \text{ kN}$, corespunzătoare unei săgeți $f = 16,25 \text{ mm}$, apropiată de săgeata admisă $f_a = 16,66 \text{ mm}$.

Elementul TZB-2 s-a încărcat în cadrul ciclului încărcare – descărcare până la $P = 46,6 \text{ kN}$, care reprezintă o treaptă sub nivelul forței teoretice de exploatare.

La ambele elemente, după depășirea încărcării corespunzătoare exploatării conform celor menționate mai sus, a început cedarea aderenței dintre tablă și beton (neglijată în calcul), conlucrarea fiind asigurată în continuare exclusiv prin conectorii sudați în cutele tablei. Concomitent au apărut și primele fisuri în zona centrală a plăcii de beton. Încărcările corespunzătoare fisurării plăcii în câmp P_{fis}^c sunt cuprinse în Tabelul 5.24. (col. 4).

Tabelul 5.24

Element experim.	Exploatare		Fisurare		Încărcare finală		$\frac{P^u_{exder}}{P^R_{teor}}$	$\frac{P^u_{exder}}{P^E_{teor}}$
	P^E_{teor}	Nivel max. ciclu î.- d.	P^c_{fis}	P^r_{fis}	P^R_{teor}	$P^u_{exder.}$		
	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]		
1	2	3	4	5	6	7	8	9
TZB - 1	51,75	38,10	40,85	91,10	69,00	102,26	1,48	1,97
TZB - 2		50,56	58,55	74,15		93,70	1,35	1,81

În zonele de rezemare ale plăcilor, fisurile au apărut mult după cele din câmp la încărcările P_{fis}^r (Tabelul 5.24, col.5), secțiunile de reazem fiind armate pentru preluarea momentelor negative corespunzătoare gradului de încastrare 0,32.

Urmărind comparativ aceste încărcări, se constată că la TZB-1 fisura din zona de rezemare a apărut la o încărcare mult mai mare față de TZB-2. Fenomenul este explicabil prin reducerea gradului de încastrare elastică la elementul TZB-1, ca urmare a sudurii necorespunzătoare a unora dintre conectorii de fixare a tablei de grinzile de rezemare (fapt constatat și în timpul procesului de sudare).

Încărcarea finală a elementelor \dot{P}_{exper}^u (Tabelul 5.24, col 7) corespunde ieșirii din lucru a acestora și anume :

- la elementul TZB-1 (prin deformarea excesivă), încărcarea nu a putut continua peste valoarea P_{exper}^u ; la atingerea acestei încărcări s-au produs zgomote ce ar putea corespunde desprinderii unor conectori în zona de reazem;
- la elementul TZB-2, încărcarea ultimă P_{exper}^u corespunde (conform zgomotului înregistrat) cedării unui conector ϕ 8 de pe reazem.

Urmărind valorile rapoartelor P_{exper}^u / P_{teor}^R (col. 8) se constată rezerve considerabile de capacitate portantă în cazul elementelor încercate.

Coeficienții de siguranță exprimați prin rapoartele P_{exper}^u / P_{teor}^E sunt cuprinși în Tabelul 5.24 (col. 9).

Imaginile elementelor după încercare și detalii sunt prezentate în Anexa E (Fig. E.1 și E.2).

5.4.6.2. Săgeți

Caracteristica plăcilor compuse tablă cutată – beton este consumarea unei părți din săgeată în faza de turnare a betonului, când este activă numai tabla cutată. Săgețile înregistrate la mijlocul deschiderii au avut valorile date în Tabelul 5.25 (col. 2). Se constată că, săgețile tablelor cutate sub greutatea betonului proaspăt respectă condiția impusă de normativul P 134-93 [5.7]:

$$f_{o,max} \leq \frac{l}{180} = 13,88 \text{ mm} \quad (5.39)$$

La starea limită de deformații, săgeata rezultantă a elementelor compuse trebuie să îndeplinească condiția:

$$f_{\max}^E = f_o + f_c^E \leq \frac{l}{150} = 16,66 \text{ mm} \quad (5.40)$$

unde: f_o - săgeata inițială definită mai sus;
 f_c^E - săgeata plăcii compuse sub efectul încărcărilor de exploatare;
 l - deschiderea elementului.

Valorile săgeților corespunzătoare încărcării teoretice de exploatare ($P^E = 51,75 \text{ kN}$) sunt date în Tabelul 5.25 (col. 3), iar cele însumate, în (col. 4).

Tabelul 5.25

Elementul experimental	f_o [mm]	f_c^E [mm]	f_{\max}^E [mm]
1	2	3	4
TZB - 1	7,0	17,55	24,55
TZB - 2	6,0	6,62	12,62

În cazul elementului TZB-1 se observă că săgeata rezultantă la exploatare depășește cu mult valoarea admisă, starea limită de deformații fiind hotărâtoare la stabilirea încărcării de exploatare. Astfel încărcarea de exploatare corespunzătoare unei săgeți apropiate de săgeata admisă va fi $P_1^E = 38,10 \text{ kN}$ (Tabelul 5.24), având săgeata aferentă :

$$f_{\max}^E = 7,0 \text{ mm} + 9,75 \text{ mm} = 16,75 \text{ mm} \approx f_a$$

Pe de altă parte se remarcă faptul că, la treapta teoretică de exploatare, valoarea săgeții elementului TZB-1 este de două ori mai mare decât cea a elementului TZB-2. Cele două plăci fiind realizate în condiții similare și din materiale cu calități apropiate, deformabilitatea mai mare a elementului TZB-1 se explică prin realizarea unei încastrări elastice mai slabe la capete. Evoluția săgeților pe parcursul încercării elementelor s-a reprezentat prin diagrame $P-f$ în Fig. 5.33. Din alura acestora se constată o comportare practic elastică a elementelor până la exploatare; totodată este vizibilă treapta la care încep să apară lunecări relative între tablă și beton, prin aplatizarea a curbelor.

5.4.6.3. Deplasări relative dintre tablă și beton

În timpul încercării elementelor s-au urmărit deplasările relative dintre tabla cutată și beton, valorile măsurate reprezentându-se în diagramele $P-\Delta l$ din Fig. 5.34. Rezultă că, până la exploatare, nu s-au înregistrat lunecări. Inceperea bruscă a lunecărilor deasupra treptei de exploatare coincide cu cedarea aderenței dintre tablă și beton, după care lunecările evoluează cu valori mici până la cedarea elementelor. Până în momentul ruperii nu a cedat nici un conector din câmp; după rupere, degajându-se betonul din zonele reazemelor, s-a constatat desprinderea de tablă a câte unui găjon și îndoirea celorlalți.

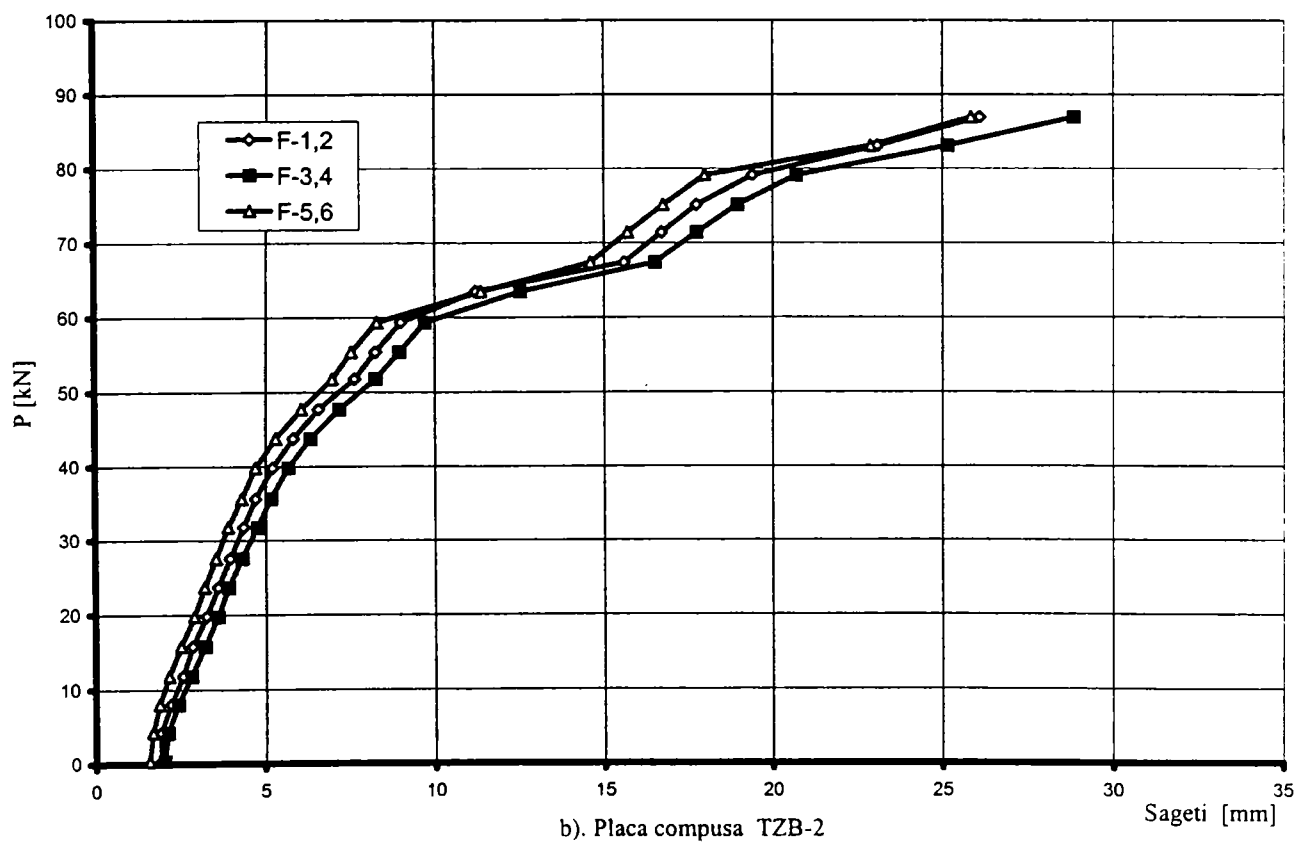
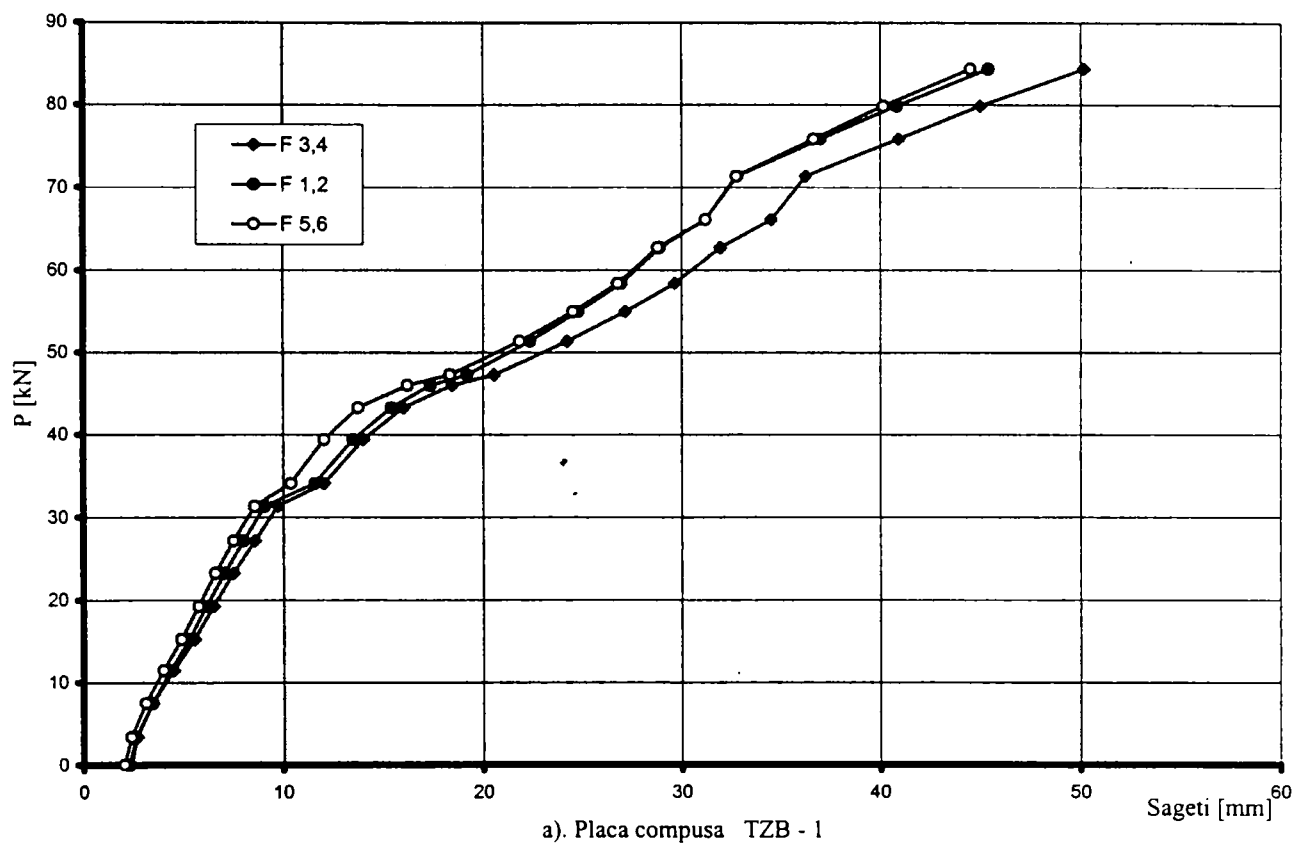


Fig. 5.33. Variația săgeților în funcție de încărcare

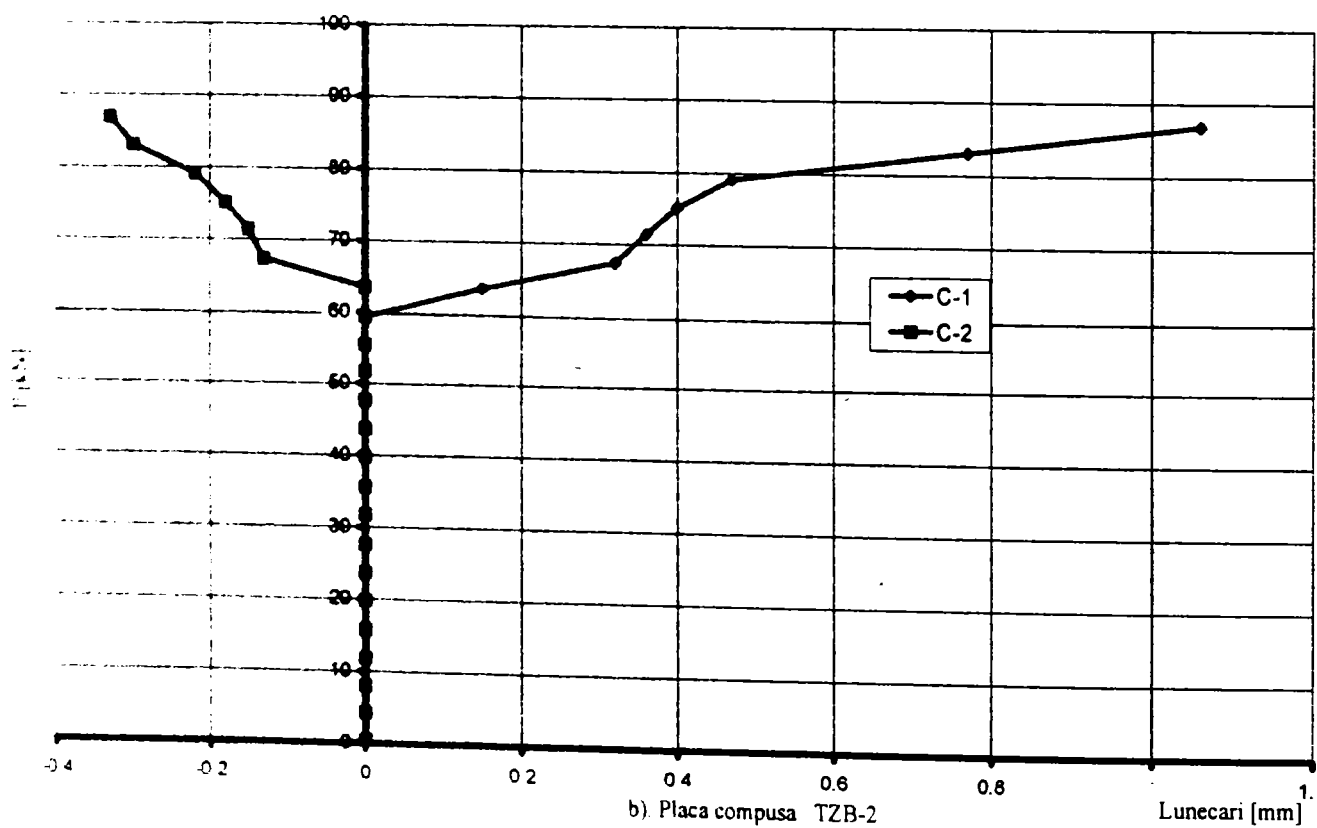
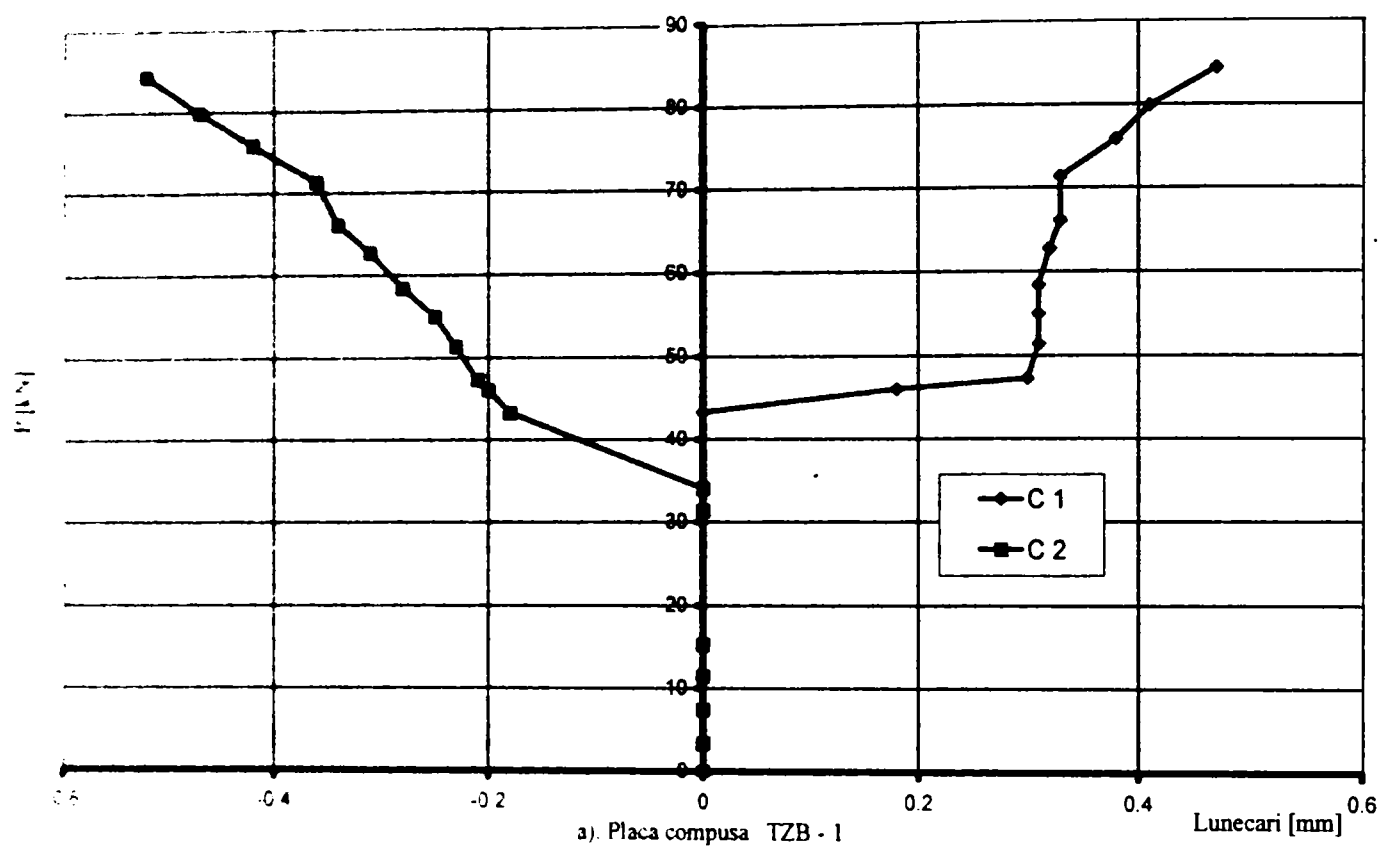


Fig. 5.34. Variația lunecărilor între tablă și beton

5.4.6.4. Deformații specifice

Deformațiile specifice s-au determinat pe baza măsurătorilor tensometrice. Valorile medii ale eforturilor unitare normale aferente acestor deformații specifice s-au reprezentat în diagramele din Fig. 5.35.

În Tabelul 5.26 se prezintă comparativ valorile eforturilor unitare normale calculate, respectiv cele rezultate din tensometrie, corespunzătoare treptelor de exploatare.

Tabelul 5.26

Etapa de solicitare	Efortul unitar normal	TZB-1 ($P^E=38,10$ kN)		TZB-2 ($P^E=50,56$ kN)	
		Teoretic	Experim.	Teoretic	Experim.
1	2	3	4	5	6
Execuție: tablă = cofraj	σ_{oi}	13,12	22,92	13,34	22,92
	σ_{os}	-29,20	-45,10	-29,70	-45,15
Exploatare: elementul compus + încărc. exterioare	$\sigma_{co,inf}^E$	147,00	126,00	223,00	153,55
	$\sigma_{co,sup}^E$	18,77	43,70	30,22	42,80
	$\sigma_{cb,max}^E$	-9,03	-9,26	-12,90	-7,72
Suprapunerea efectelor la exploatare	$\sigma_{co,inf}^{tot} = \sigma_{oi} + \sigma_{co,inf}^E$	160,12	148,92	236,34	176,45
	$\sigma_{co,sup}^{tot} = \sigma_{os} + \sigma_{co,sup}^E$	-10,43	-1,40	0,52	-2,35
	$\sigma_{cb,max}^{tot} = \sigma_{cb,max}^E$	-9,03	-9,26	-12,90	-7,72

Eforturile unitare normale s-au determinat pe de o parte pentru faza de execuție în care tabla are rol de cofraj, iar pe de altă parte pentru încărcările exterioare; în final s-a procedat la suprapunerea efectelor, obținându-se eforturile rezultante în tablă și beton. Se constată o bună corespondență în cazul eforturilor din fibra inferioară de oțel ($\sigma_{co,inf}^{tot}$) și din cea comprimată de beton ($\sigma_{cb,max}^{tot}$), ceea ce dovedește că gradul de încastrare de 0,32 din încastrarea perfectă, stabilit pentru plăcile compuse la care tabla este ancorată de grinzile de reazem este conform cu realitatea.

Pe de altă parte, în cazul elementului TZB-2, comparând valorile $\sigma_{co,inf}^{tot}$ stabilite din măsurătorile tensometrice cu $0,8 \sigma_c = 256,8 \text{ N/mm}^2$ (cât s-a considerat că se atinge în fibra extremă inferioară a tablei cutate la exploatare) rezultă un raport $0,8 \sigma_c / \sigma_{co,inf}^{tot} \cong 1,45$; la elementul TZB-1 încărcarea de exploatare fiind determinată de starea limită de deformație, eforturile unitare normale la această treaptă au valori mici.

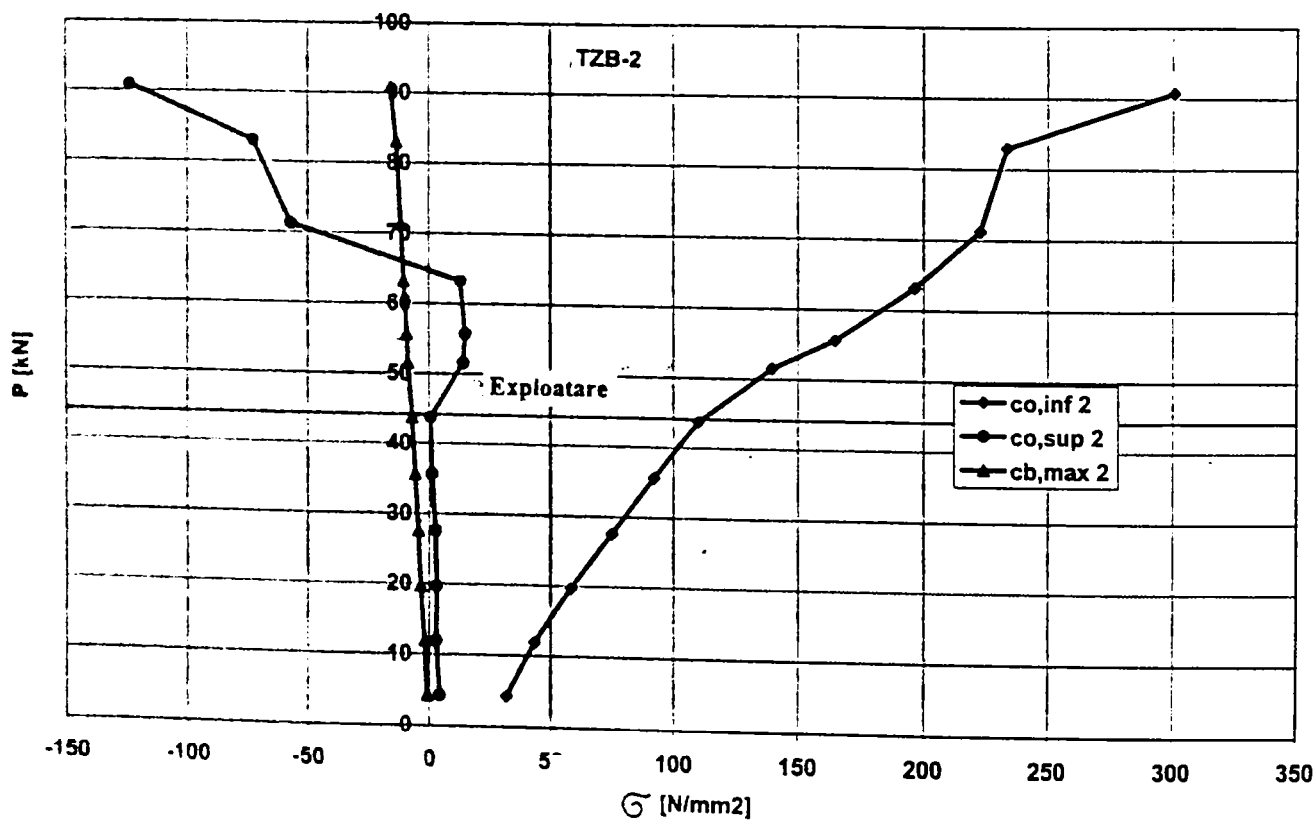
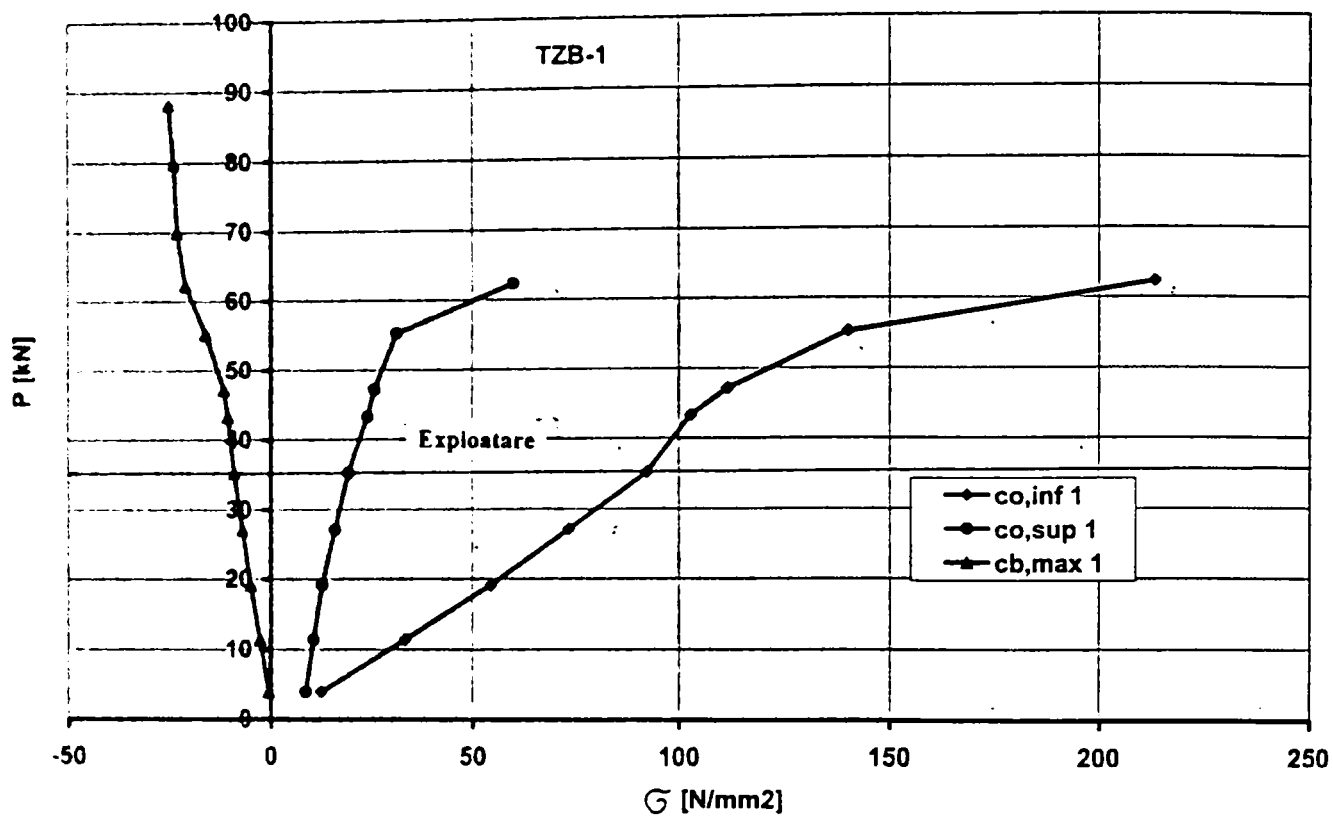


Fig. 5.35. Variația eforturilor unitare normale rezultate pe baza măsurătorilor tensometrice

5.4.7. Concluzii privind conlucrarea prin conectori

Pe baza cercetărilor efectuate asupra plăcilor compuse tablă cutată-beton cu conlucrare asigurată prin conectori sudați pe tablă, s-au desprins unele aspecte semnificative:

- Plăcile compuse tablă cutată-beton sunt eficiente doar dacă tabla cutată, ce îndeplinește și rol de armătură a plăcii, are grosime mică. În aceste condiții însă, în cazul neglijării unei întrețineri periodice prin vopsire a tablei, pericolul coroziunii acesteia poate influența negativ siguranța în exploatare. Impedimentul poate fi înlăturat prin înlocuirea tablei negre cu tablă zincată. În acest sens cercetările experimentale s-au orientat asupra plăcilor compuse cu conlucrarea asigurată prin conectori.

- În cazul plăcilor compuse la care conlucrarea dintre tabla cutată și betonul turnat deasupra se asigură cu elemente de legătură ductile sudate în cutele tablei de-a lungul plăcii, trebuie stabilit în prealabil cel mai adecvat regim de sudare, în funcție de tabla utilizată (neagră sau zincată) și de raportul dintre diametrul elementelor de legătură și grosimea tablei suport. În cadrul cercetărilor experimentale efectuate s-au întâmpinat unele dificultăți la stabilirea regimului adecvat de sudare a conectorilor pe tabla zincată, care au fost depășite; totodată sudarea conectorilor pe tabla de 0,8 mm grosime a ridicat probleme de străpungere, procedându-se la mărirea (dublarea) locală a grosimii tablei prin șaibe de 0,8 mm grosime.

- Prin fixarea tablelor de grinzi de reazem cu gujoane, s-a realizat o încastrare parțială a plăcilor la reazem. Gradul acestei încastrări s-a stabilit pentru fiecare element, ca raport între momentul de fisurare interior calculat în secțiunea de reazem și momentul determinat în aceeași secțiune de încărcare corespunzătoare apariției fisurii pe reazem, rezultând de cca 1/3 din gradul de încastrare perfectă. Corespunzător acestui grad de încastrare, s-au stabilit relațiile de calcul pentru momentele din câmp și din secțiunea de reazem. Luarea în considerare a acestui grad de încastrare la calculul plăcilor compuse tablă cutată-beton fixate de grinzi de reazem reprezintă o contribuție personală a autorului prezentei lucrări. Eforturile unitare normale obținute pe baza măsurărilor tensometrice s-au comparat cu valorile teoretice ale acestora, confirmând justetea schemei statice adoptate.

- Problema de bază la plăcile compuse tablă cutată-beton este conlucrarea dintre cele două materiale. În acest sens normativul (P134-93), elaborat de autor în cadrul unui contract de colaborare cu Facultatea de construcții Timișoara, cuprinde prevederi doar pentru cazul conlucrării prin amprente. Utilizarea conectorilor ca elemente de legătură a impus elaborarea

unui model de calcul a capacității portante a acestui sistem de conlucrare. Prin prevederea conectorilor în câmp pe toată lungimea elementelor, s-a obținut un spor al încărcării finale de 45% față de elementul fără conectori în câmp; totodată nu s-au înregistrat lunecări relative între tablă și beton decât după depășirea încărcării de exploatare, acestea având valori mici până la rupere.

- Calculul capacității portante a conectorilor ce asigură conlucrarea tablă-beton la plăcile compuse se poate face prin asimilarea cu solicitarea elementelor de legătură de la planșeele predală. Forța de forfecare ce acționează asupra îmbinării se descompune în două componente și anume:

- o componentă orientată la 45° față de planul de forfecare, care acționează ca forță de compresiune în beton ;

- o componentă perpendiculară pe planul de forfecare, care acționează ca forță de întindere asupra conectorului , luată în considerare la calculul acestuia.

Această analogie, pe baza căreia s-a stabilit procedeul de calcul al conectorilor, reprezintă de asemenea o contribuție personală a autorului.

- Pentru gujoanele cu care se asigură ancorarea tablei de grinzile de rezemare, îndeplinind în același timp și rol de ancoraj de capăt pentru placa compusă, s-a adoptat teoria conlucrării parțiale [5.3], conform căreia se determină valorile maxime ale forțelor ce solicită gujoanele la forfecare, respectiv ale celor ce produc zdrobirea betonului la contactul cu acestea. Rezultatele obținute pe baza acestei metodologii de calcul au fost comparabile cu cele obținute experimental pe plăcile încercate [5.8].

- Urmărindu-se comportarea elementelor pe parcursul încercării prin diagramele încărcare-săgeată, a rezultat în general o comportare practic elastică până după depășirea încărcării de exploatare. Valorile lunecărilor relative între tablă și beton la acest nivel al încărcării se situează sub 0,2 mm, valoarea limită până la care se poate considera conlucrarea perfectă (axa neutră unică).

- S-a arătat mai sus că, utilizarea tablei cutate zincate elimină pericolul degradării prin coroziune a tablelor, care ar afecta în sens negativ siguranța în exploatare a plăcii compuse. Deoarece însă tablele subțiri (negre s-au zincate) au rezistență redusă la acțiunea incendiilor, se impune acordarea unei atenții sporite protejării acestora prin vopsire cu pelicule antifoc.

6. CONCLUZII SI CONTRIBUTII

Abordarea cercetărilor în domeniul elementelor compuse s-a aliniat la preocupările permanente în acest sens ale specialiștilor din domeniul construcțiilor din întreaga lume. Utilizarea unor combinații de materiale cu caracteristici fizico – mecanice diferite este justificată prin posibilitatea utilizării raționale și eficiente a acestor materiale, obținându-se astfel elemente compuse cu performanțe deosebite.

În cadrul prezentei teze de doctorat s-au studiat 3 tipuri diferite de elemente compuse, reprezentând în general soluții constructive noi pe plan național, după cum urmează.

- Grinzile lamelate încleiate din scânduri de lungimi reduse (1,5-2,0m) armate în diferite variante: cu bare din poliesteri armați cu fibră de sticlă (PAS), cu țesătură din fibră de sticlă (roving) și cu benzi din tablă subțire de oțel.

- Elemente pentru planșee compuse lemn – beton realizate din grinzi de lemn ce conlucrează prin diferite mijloace cu placa de beton turnată deasupra: conectori cu dibluri de beton și șuruburi pentru lemn înclinate la 45° fixate alternant în cruciș de-a lungul suprafeței de contact.

- Plăci compuse tablă cutată – beton realizate cu tablă cutată indigenă, la care s-au testat conlucrarea prin amprente practicate în pereții cutelor tablei și prin conectori sudați în cute pe întreaga deschidere a elementului.

Prin studiile și cercetările experimentale efectuate s-au conturat unele aspecte semnificative și contribuții personale ale autorului demne de remarcat, acestea fiind sintetizate în cele ce urmează.

6.1. Elemente din lemn lamelat încleiate armate

- Utilizarea scândurilor de lungimi reduse la realizarea unor grinzi lamelate încleiate prezintă avantajul reintroducerii în circuitul economic a “scurtăturilor” ce pot fi utilizate încă sub formă de cherestea.

- Discontinuitățile lamelelor în secțiunile de îmbinare a scândurilor afectează capacitatea portantă a elementelor. Acest impediment poate fi înlăturat prin armarea grinzilor

cu bare sau țesătură din fibră de sticlă (lipite pe suprafața de lemn cu rășină poliesterică), sau cu benzi de oțel (aplicate fie prin batere în cuie, fie prin lipire cu rășină Alorex 106).

- Cea mai eficientă variantă de armare cu fibră de sticlă a rezultat cea prin aplicarea unui strat de țesătură roving de 800 g/m^2 pe fața întinsă a grinzilor, obținându-se un spor al capacității portante de cel puțin 50% față de elementele identice nearmate. Această performanță însă fiind însoțită de depășirea considerabilă a săgeții admise, se recomandă confecționarea grinzilor de lemn cu o contrasăgeată inițială aproximativ egală cu săgeata admisă. În acest mod realizându-se orizontalitatea grinzii la exploatare.

- În cazul armării grinzilor lamelate încleiate din lemn cu benzi din tablă de oțel (aceasta fiind mai ușor de achiziționat decât fibra de sticlă) performanța privind sporul de capacitate portantă este mai redusă. Studiile și cercetările experimentale au demonstrat că soluția este adecvată și recomandată pentru reabilitarea unor grinzi degradate din lemn.

- Pornind de la distribuția eforturilor unitare normale pe secțiunea transversală a unui element încovoiat din lemn și prin analogie cu comportarea betonului simplu (la care se plasticizează zona întinsă) autorul a dezvoltat un model de calcul original pentru capacitatea portantă a grinzilor lamelate încleiate armate cu țesătură de fibră de sticlă, care ia în considerare plasticizarea lemnului în zona comprimată. Acesta ține seama totodată de întreruperile lamelelor în secțiunile de îmbinare ale scândurilor scurte și de deformabilitatea îmbinărilor dintre lamele. Modelul de calcul propus a fost verificat pe 61 de grinzi experimentale, obținându-se rezultate foarte bune.

- Pentru grinzi armate cu benzi din tablă de oțel s-a elaborat o metodologie de calcul bazată pe comportarea elastică a materialelor, pe ipoteza lui Bernoulli și pe conlucrarea perfectă dintre banda de oțel și suprafața de lemn. Capacitatea portantă astfel determinată ține seama de procentul de armare și de coeficientul de echivalență al lemnului. Ipotezele au fost confirmate prin aplicarea metodologiei la 22 de elemente experimentale.

- Soluțiile de armare studiate pot fi aplicate atât în cazul unor elemente de construcții noi, obținându-se în aceste cazuri economii substanțiale de material lemnos, dar și pentru reabilitarea unor elemente degradate din lemn.

- Cercetările s-au valorificat prin publicarea a 3 articole în reviste de specialitate sau volumele unor manifestări științifice. Ținându-se seama de faptul că normele de calcul din

țara noastră nu cuprind reglementări privind aplicarea grinzilor lamelate încleiate și armate în diferite variante, rezultatele obținute pe baza cercetărilor ar putea fi incluse în Codul de proiectare a construcțiilor din lemn (NP 005 - 96).

6.2. Planșee compuse lemn – beton

- Planșeele compuse lemn-beton reprezintă o soluție constructivă ce poate fi aplicată la construcții noi (clădiri, poduri), dar și o variantă eficientă și recomandabilă de reabilitare a unor planșee vechi din lemn. Soluția este aplicată pe scară largă pe plan mondial, prezentul studiu, unicul efectuat până în prezent în România, urmărind să inițieze și în țara noastră interesul pentru alegerea acestei variante.

- Problema principală ce intervine la planșeele compuse lemn – beton este conlucrarea dintre cele două materiale cu caracteristici fizico – mecanice foarte diferite. Fenomenele de contracție și curgere lentă, acționând în mod diferit în cazul lemnului și betonului, în funcție de condițiile de mediu la care sunt expuse cele două materiale, se impune atât calculul în faza inițială, cât și după consumarea deformațiilor aferente acestor solicitări. În prezenta lucrare s-a abordat prima etapă a cercetării, referindu-se doar la faza inițială, efectul încărcărilor de durată urmând a fi studiat în continuare.

- Din studiul bibliografic s-a constatat că soluțiile de asigurare a conlucrării dintre grinzile de lemn și placa de beton pot fi multiple, în cadrul cercetărilor efectuate fiind adoptate două variante:

- cupoane de oțel PC 52 și dibluri de beton obținute prin pătrunderea acestuia în alveole practicate în prealabil în grinda de lemn și

- șuruburi pentru lemn fixate înclinate la 45° , alternant în cruciș.

Variantele de conlucrare studiate au dat rezultate foarte foarte bune conlucrarea grinzilor de lemn cu placa de beton fiind asigurată până la rupere.

- În țara noastră nedispunându-se de reglementări tehnice pentru calculul și alcătuirea planșeelelor compuse lemn-beton, s-a apelat, în vederea abordării cercetărilor în acest domeniu, la studii efectuate pe plan internațional. Metodologia de calcul s-a adoptat după normele DIN 1052, conform cărora secțiunea compusă lemn-beton se transformă într-o secțiune

echivalentă de lemn cu caracteristici ideale. Ipotezele adoptate au fost confirmate de valorile obținute în urma cercetărilor experimentale efectuate pe 6 elemente compuse.

- La toate elementele fibra întinsă de lemn a cedat înainte de atingerea valorii maxime a încărcării. Eforturile unitare normale corespunzătoare cedării fibrei de lemn, calculate conform DIN 1052, au evidențiat comportarea diferită a sistemelor de conlucrare adoptate, astfel: șuruburile înclinate au realizat o legătură mai rigidă, față de conectori, diminuând valorile eforturilor de întindere din placa de beton și ale celor de compresiune din grinda de lemn, la interfața acestora. Totodată, deplasările relative dintre lemn și beton măsurate pe parcursul încercării grinzilor au evidențiat disproporția dintre modurile de comportare ale celor două sisteme de conlucrare testate: în cazul conectorilor cu dibluri de beton au rezultat deplasări de cca 5 ori mai mari decât la conlucrarea prin șuruburi înclinate.

- Ținând seama de constatările de mai sus, se consideră că încărcarea de exploatare trebuie stabilită diferențiat, în funcție de sistemul de conlucrare adoptat:

- în cazul asigurării conlucrării prin conectori și dibluri de beton, hotărâtoare este starea limită de deformații, considerându-se ca încărcare de exploatare cea corespunzătoare atingerii săgeții admise;

- în cazul conlucrării prin șuruburi înclinate, încărcarea de exploatare rezultă pe baza forței de cedare a fibrei de lemn (coeficient de siguranță = 2,5).

- Pe baza cercetărilor efectuate până în prezent asupra planșeelor compuse lemn – beton se recomandă ca soluție de conlucrare șuruburile pentru lemn înclinate la 45° , fixate alternant în cruciș. Fiind posibilă utilizarea unor șuruburi zincate, este asigurată și conservarea în timp a legăturii dintre grinda de lemn și placa de beton.

- Problema planșeelor compuse lemn – beton rămâne deschisă, urmând a se continua cercetările asupra comportării în timp a acelorași tipuri de elemente.

6.3. Plăci compuse tablă cutată – beton

- Plăcile compuse tablă cutată – beton reprezintă o soluție constructivă avantajoasă, avându-se în vedere modul de lucru al elementelor componente în faza de execuție și de exploatare. Astfel, tabla cutată reprezintă în timpul execuției platformă de lucru și cofraj, iar

în exploatare îndeplinește rolul de armătură de rezistență. Placa compusă formează o șaibă rigidă favorabilă preluării încărcărilor orizontale.

- Plăcile compuse sunt eficiente dacă tabla cutată, ce îndeplinește și rol de armătură a plăcii, are grosime mică (0,8...1,5 mm). În aceste condiții însă, trebuie asigurată întreținerea periodică prin vopsire a tablei pentru a preîntâmpina coroziunea acesteia, care ar influența negativ siguranța în exploatare a plăcii compuse. În același context, la realizarea plăcilor compuse pot fi utilizate table cutate zincate, care înlătură impedimentul întreținerii prin vopsire.

Deoarece însă tablele subțiri (negre sau zincate) au rezistență redusă la acțiunea incendiilor, se impune acordarea unei atenții sporite protejării acestora prin vopsire cu pelicule antifoc.

- Geometria și grosimea tablei se vor alege în așa fel încât să se elimine necesitatea sprijinirii intermediare provizorii în faza de execuție, aceasta perturbând starea de eforturi în această etapă.

- Tablele cutate trapezoidale fabricate în țara noastră nu sunt adecvate pentru realizarea plăcilor compuse oțel-beton, datorită suprafeței netede a cutelor, neputând asigura conlucrarea necesară cu betonul turnat deasupra. Din acest motiv se impune îmbunătățirea caracteristicilor acestor table prin prevederea unor mijloace de conlucrare în pereții cutelor.

În lucrare s-au prezentat două variante de conlucrare studiate și anume:

- prin amprente circulare (convexe sau concave) practicate în pereții înclinați ai cutelor tablei;

- prin conectori sudați în cutele tablei pe toată lungimea elementului.

- Realizarea amprentelor pe tabla cutată este posibilă și pe cale manuală (procedeu adoptat în cazul elementelor experimentale), dar pentru producția de serie s-ar impune necesitatea adaptării liniilor tehnologice ale producătorilor de tablă, prin intercalarea pe parcursul procesului de îndoire a tablelor a operației de amprentare.

- În cazul plăcilor compuse la care conlucrarea dintre tabla cutată și betonul turnat deasupra se asigură cu elemente de legătură ductile (conectori) sudate în cutele tablei de-a lungul plăcii, se recomandă aplicarea procedurii de sudare cu arc electric, pentru care trebuie stabilit în prealabil cel mai adecvat regim de sudare. În acest sens se va ține seama de faptul

ca grosimea minimă a tablei să fie de 1,00 mm, iar raportul dintre grosimea tablei și diametrul conectorilor să nu scadă sub $1/5$.

- Prin studierea comparativă a elementelor compuse cu tabla neamprentată față de cele cu tabla amprentată a rezultat clar efectul pozitiv al amprentelor asupra capacității portante a elementelor compuse. Rapoartele între forțele de rupere ale celor două tipuri de elemente având valori cuprinse între 2,3-3,1, la elementele cu amprente concave și între 3,2-5,0, la elementele cu amprente convexe.

- Între cele două tipuri de amprente testate, a rezultat eficiența sporită a amprentelor convexe. În cazul amprentelor concave, forțele de alunecare la suprafața de contact dintre beton și tablă solicită la forfecare betonul din amprente și aderența dintre tablă și beton. La amprentele convexe, intervin trei ipoteze de cedare a conlucrării sub efectul forțelor de alunecare și anume: strivirea betonului la contactul acestuia cu amprentele proeminente, forfecarea betonului pe suprafața aferentă cuprinsă între amprentele situate pe aceeași linie și forfecarea amprentelor din pereții tablei.

- Calculul plăcilor compuse tablă cutată - beton trebuie să asigure o comportare corespunzătoare a acestora la toate stările limită ce rezultă din tehnologia de execuție, exploatarea normală și cedarea lor. În faza de execuție, verificările stărilor de eforturi și deformații se fac luându-se în considerare numai tabla cutată. Sub încărcările de exploatare, eforturile unitare și săgețile se determină pentru elementul compus cu conlucrare perfectă; încercările experimentale au confirmat, prin absența alunecărilor la această treaptă, ipoteza adoptată. Modul de rupere al elementelor experimentale a dovedit că stabilirea capacității portante din alunecare devine cel puțin tot atât de importantă ca și din încovoiere; forțele de alunecare calculate au corespuns valorilor rezultate pe baza încercărilor experimentale efectuate pe 12 plăci compuse.

- La elementele cu conlucrare prin conectori, tablele cutate s-au fixat de grinzile de reazem cu gujoane realizându-se o încastrare parțială a plăcilor la reazem. Gradul acestei încastrări a rezultat de cca $1/3$ din gradul de încastrare perfectă, fiind stabilit pentru fiecare element ca raport între momentul de fisurare interior calculat în secțiunea de reazem și momentul determinat în aceeași secțiune de încărcare corespunzătoare apariției fisurii pe reazem. Corespunzător acestui grad de încastrare, s-au stabilit relațiile de calcul pentru

momentele din câmp și din secțiunea de reazem. Eforturile unitare normale obținute pe baza măsurătorilor tensometrice au confirmat justetea schemei statice adoptate.

Luarea în considerare a acestui grad de încastrare la calculul plăcilor compuse tablă cutată-beton fixate de grinzile de rezemare reprezintă o contribuție personală a autorului prezentei lucrări.

- Utilizarea conectorilor ca elemente de legătură a impus elaborarea unui model de calcul a capacității portante a acestui sistem de conlucrare. Prin prevederea conectorilor în câmp pe toată lungimea elementelor, s-a obținut un spor al încărcării finale de 45% față de elementul fără conectori în câmp; totodată nu s-au înregistrat lunecări relative între tablă și beton decât după depășirea încărcării de exploatare, acestea având valori mici până la rupere.

- Calculul capacității portante a conectorilor ce asigură conlucrarea tablă-beton la plăcile compuse se poate face prin asimilarea cu solicitarea elementelor de legătură de la planșeele predală. Forța de forfecare ce acționează asupra îmbinării se descompune în două componente și anume:

- o componentă orientată la 45° față de planul de forfecare, care acționează ca forță de compresiune în beton ;

- o componentă perpendiculară pe planul de forfecare, care acționează ca forță de întindere asupra conectorului , luată în considerare la calculul acestuia.

Această analogie, pe baza căreia s-a stabilit procedeul de calcul al conectorilor, reprezintă de asemenea o contribuție personală a autorului verificată pe 5 plăci experimentale.

- Pentru gujoanele cu care se asigură ancorarea tablei de grinzile de rezemare, îndeplinind în același timp și rol de ancoraj de capăt pentru placa compusă, se poate adopta teoria conlucrării parțiale; conform acesteia, se determină valorile maxime ale forțelor ce solicită gujoanele la forfecare, respectiv ale celor ce produc zdrobirea betonului la contactul cu acestea, hotărâtoare fiind cea mai mică valoare obținută.

- Valorile lunecărilor relative între tablă și beton la nivelul încărcării de exploatare se situează sub 0,2 mm, valoarea limită până la care se poate considera conlucrarea perfectă (axa neutră unică), ceea ce dovedește comportarea practic elastică a elementelor până la acest nivel.

- Cercetările în domeniul plăcilor compuse tablă cutată – beton cu conlucrare prin amprente s-au finalizat de către autor prin elaborarea normativului P 134-93 “Instrucțiuni

tehnice pentru calculul și alcătuirea plăcilor compuse tablă cutată – beton”, în colaborare cu Departamentul C.C.I.A. al Facultății de construcții din Timișoara. Totodată, pe tema plăcilor compuse tablă cutată – beton s-au publicat **4 articole** în reviste de specialitate sau volume la conferințe.

*
* *

Concluziile cercetărilor efectuate asupra elementelor compuse prezentate cât și contribuțiile personale ale autorului privind calculul și alcătuirea acestora pot fi luate în considerare la revizuirea normelor de proiectare existente în domeniu (NP 005–96 [3.13]; P 134-93 [5.7]), respectiv la elaborarea unor reglementări tehnice privind planșeele compuse lemn-beton.

BIBLIOGRAFIE

Capitolul 2

- 2.1. **Avram C., Bota V.** – Structuri compuse oțel–beton și beton precomprimat–beton armat; Editura Tehnică București, 1975.
- 2.2. **Baus R., Schleich I.B.** – Prédétermination de la résistance au feu des constructions mixtes; Annales de l'I.T.B.T.P., Série: Technique Générale de la Construction, nr.457, 1987.
- 2.3. **Bob C.** – Materiale și elemente compozite pentru construcții. Simpozion: Zilele Academice Timișene, ediția a IV-a; Timișoara, 1995.
- 2.4. **Bob Liana** – Studiu privind materialele plastice armate cu fibre de sticlă utilizabile pentru armarea grinzilor încleiate din lemn și încercări de armare a acestor grinzi. Contract nr.2161/1983, INCERC.
- 2.5. **Diebold F.** – Bauphysik der Holz-Beton-Verbunddecken. "Schweizer Ingenieur und Architekt", Nr.37, 8.September 1994.
- 2.6. **Duncan M.** – Concepts of Composite Constructions – Mutatis Mutandis. International Conference : Composite Construction – Conventional and Innovative; Innsbruck, Austria, 1997.
- 2.7. **Frick F.** – Erhaltung und Verbesserung bestehender Bausubstanz. "Schweizer Ingenieur und Architekt", Nr.37, 8.September 1994.
- 2.8. **Göddemeyer L.** – Holz-Beton-Verbunddecke aus der Sicht der Architekten. "Schweizer Ingenieur und Architekt", Nr.37, 8.September 1994.
- 2.9. **Godycki, Pawlica, Kleszczewski** – Verbunddecke aus Holzrippen und Betonplatte. Bauingenieur 59 (1984).
- 2.10. **Jutila A., Mäkipuro R., Salokangas L.** – Testing a Wood–Concrete Composite Bridge. "Structural Engineering International", Nr.4/1997.
- 2.11. **Küng R.** – Leichtbeton im Verbund mit Holz- eine Sanierungsmethode zur Verstärkung alter Holzdecken. "Zement und Beton", Heft 1/1988.
- 2.12. **van der Linden Ir.M.L.R.** – Timber Concrete Composite Floor Systems-a Calculation Model. University of Technology Delft, Chair Timber structures, 25.4.95.1/HC-11,1995.
- 2.13. **van der Linden Ir.M.L.R.** – Monte Carlo Simulation of Timber – Concrete Composite Beam Tests. University of Technology Delft, Chair Timber structures, 25.4.96.3/HC – 12, 1996.

- 2.14. **van der Linden Ir.M.L.R.** – Sharing of Timber Concrete Composite Floor Systems. University of Technology Delft, Chair Timber structures, 4.97.2/DZ-7,1997.
- 2.15. **Mazzolani M., Mandara A.** – Methods and Technologies for the Refurbishment of Constructions. Report of Seminar, Tempus Projekt 1994.
- 2.16. **Meierhofer U.** – Untersuchungen und Entwicklungen zum Mechanischen Verbund von Holz und Beton. “Schweizer Ingenieur und Architekt”, Nr.37, 8.September 1994.
- 2.17. **Twild, Kruppa I.** – Enquête sur le role des structures en acier dans les incendies de bâtiments industriels; Construction métallique, nr.1, 1988.
- 2.18. **Usuki S., Komatsu K.** – Two Timber Road Bridges. “Structural Engineering International”, Nr.1/1998.
- 2.19. **Wieland H.** – Anwendung von Holz-Beton-Verbund im Hochbau. “Schweizer Ingenieur und Architekt”, Nr.37, 8.September 1994.
- 2.20. **Eurocode 4** - Conception et dimensionnement des structures mixtes acier – béton – Partie 1-1: Règles générales et règles pour les bâtiments. Document finalisé no.94, présenté pour entérinement par la CNC MIX.
- 2.21. **P134-93-** Instrucțiuni tehnice pentru calculul și alcătuirea plăcilor compuse tablă cutată-beton.
- 2.22. **NP 005-96** – Cod pentru calculul și alcătuirea elementelor de construcții din lemn.
- 2.23. * * * -Planchers HI-BOND couvracier. Agrément C.S.T.B. Nr.3617, Brevet Nr. 1.346.013, Franța 1968.
- 2.24. * * * -Plăci compuse tablă cutată-beton tip COM-FLOR. Prospect.
- 2.25. * * * - HOLORIB – Verbunddecke, (Deutschland) GmbH, Bauaufsichtliche Zulassung, 1996.

Capitolul 3

- 3.1. **Avram C., Făcăoaru I., Filimon I., Mîrșu O., Terteia I.** – Rezistențele și deformațiile betonului. Editura Tehnică București, 1971.
- 3.2. **Bob C.** – Verificarea calității, siguranței și durabilității construcțiilor. Editura Facla, Timișoara, 1989.
- 3.3. **Bob Liana, Dănețiu Gh.** - Testarea conlucrării lemnului cu fibra de sticlă în grinzile lamelare. Simpozion “Soluții noi, eficiente în proiectarea și execuția structurilor”, INCERC Timișoara, mai 1986.
- 3.4. **Bob Liana, Dănețiu Gh.** - Das Biegeverhalten von mit glasfasern bewehrten Holzbalken. Al IV-lea Simpozion național de tensometrie, Brașov, septembrie 1986.

- 3.5. **Bob Liana, Dănețiu Gh.** - Aspecte tehnico-economice privind grinzi lamelare din lemn armate cu fibră de sticlă. Simpozion "Soluții noi, eficiente în proiectarea și execuția structurilor", ICCPDC Timișoara, mai 1986.
- 3.6. **Bob Liana, Dănețiu Gh.** – Metodă topometrică pentru determinarea rotirilor secțiunilor elementelor experimentale. Al V-lea Simpozion de tensometrie", Galați, 1989.
- 3.7. **Bob Liana, Dănețiu Gh.** - Forschungsergebnisse über mit Glasfasern bewehrte Bretterbalken. IABSE Symposium, Brussels, septembre 1990.
- 3.8. **Bob Liana** – Grinzi lamelate încleiate din lemn armate cu benzi de oțel. Zilele Academice Timișene, ediția a IV-a; Simpozion "Materiale și elemente compozite pentru construcții", Timișoara, 1995.
- 3.9. **Bob Liana, Florea V.** – Cercetări experimentale privind comportarea unor grinzi lamelate încleiate din lemn armate cu benzi de oțel. Revista "Construcții" nr. 1/1998.
- 3.10. **Karlsen G.G., Bolșakov V.V., Kagan M.H., Sventițki G.V.** – Construcții de lemn. Editura de Stat pentru Arhitectură și Construcții, 1955.
- 3.11. **Marusceac D.** - Construcții moderne din lemn. Editura Tehnică București, 1985.
- 3.12. **Eurocode 5:** "Bemessung und Konstruktion von Holzbauteilen – allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau".
- 3.13. **NP 005 – 96** - Cod pentru calculul și alcătuirea construcțiilor din lemn.
- 3.14. **STAS 86/1 – 87** - Lemn. Incercare la compresiune paralel cu fibrele
- 3.15. **STAS 86/2 – 87** - Lemn. Determinarea modulului de elasticitate la compresiune
- 3.16. **STAS 200 – 87** – Incercarea la tracțiune a oțelului
- 3.17. **STAS 336/1 – 88** – Lemn. Determinarea rezistenței la rupere la tracțiune paralel cu fibrele
- 3.18. **STAS 337/1 – 88** – Lemn. Incercarea la încovoiere statică
- 3.19. **SR EN 10002/1-95** – Incercarea la tracțiune a materialelor metalice
- 3.20. * * * Studiu informativ privind elementele lamelare și alte materiale pe bază de lemn cu și fără armătură din fibre (fire) de sticlă destinate construcțiilor. Contract nr.56/1983 ICCPDC Timișoara-ICPIL București.
- 3.21. * * * Studiu privind materialele plastice armate cu fibre de sticlă utilizabile pentru armarea grinzilor încleiate din lemn și încercări de armare a acestor grinzi. Contract nr.2161/1983 INCERC – ICCPDC Timișoara.
- 3.22. * * * Studiu privind posibilitatea de realizare a unor grinzi de lemn încleiate, armate cu fibră de sticlă și experimentări grinzi. Contract nr.932/1983 INCERC Timișoara; colaboratori: ICPIL București, INCERC București.

- 3.23. * * * Elemente de construcții din lemn cu diferite tipuri de armături (insertii din fibră de sticlă sau poliesteri, metal, etc). Experimentări etapa a I-a .Contract nr. 965/1984, INCERC Timișoara
- 3.24. * * * Studii teoretice și experimentale. Adezivi și materiale de protecție a lemnului. Contract nr.1514/1991, INCERC Timișoara; colaborator ICPIIL București.
- 3.25. * * * Soluții constructive de elemente și structuri din lemn lamelat încleiat armat. Experimentări pentru elemente armate cu benzi de oțel. Contract nr. 6264/1993, INCERC Timișoara – IPCT București.
- 3.26. * * * Lemn armat cu benzi de oțel aplicate prin lipire. Experimentări de laborator I. Contract nr. 838/1995, poz.A.199, INCERC Timișoara.
- 3.27. * * * Lemn armat cu benzi de oțel aplicate prin lipire. Experimentări de laborator II. Contract nr.9/1996, poz.A.143, INCERC Timișoara.

Capitolul 4

- 4.1. **Blass, H.J., Schlager Marina** - Trag- und Verformungsverhalten von Holz-Beton Verbundkonstruktionen. Teil 1. "Bauen mit Holz", 5/1996.
- 4.2. **Bob Liana** (responsabil fază) - Soluții noi de proiectare privind structurile compuse, studiul imperfecțiunilor structurilor metalice și tehnologii eficiente de construcții. Studii teoretice privind structuri compuse oțel-beton și lemn-beton. Contract INCERC Timișoara nr.9/1996, faza B.36.1, 1996.
- 4.3. **Bob Liana** (responsabil fază) - Soluții noi de proiectare privind structurile compuse, studiul imperfecțiunilor structurilor metalice și tehnologii eficiente de construcții. Cercetări de laborator privind conlucrarea lemn-beton. Contract INCERC Timișoara nr.9/1996, faza A.115.2, 1997.
- 4.4. **Bob Liana** (responsabil fază) - Soluții noi de proiectare privind structurile compuse, studiul imperfecțiunilor structurilor metalice și tehnologii eficiente de construcții. Cercetări experimentale privind comportarea planșeelor compuse lemn-beton. Contract INCERC Timișoara nr.9/1996, faza A.127.1, 1998.
- 4.5. **Godycki T., Pawlica I., Kleszczewski I.** – Verbunddecke aus Holzrippen und Betonplatte. Bauingenieur 59 (1984).
- 4.6. **Küng, R.** - Verbunddecke Holz-Leichtbeton. Theoretische und experimentelle Untersuchung der Verbundkonstruktion aus Holz und Leichtbeton mit Holzschrauben als Verbundmittel. Teil I-Bericht F1108, Graz, 1987.
- 4.7. **Küng, R.** -Leichtbeton im Verbund mit Holz–eine Sanierungsmethode zur Verstärkung alter Holzdecken. "Zement und Beton", Heft 1, 1988.

- 4.8. **Marusceac, D.** - Construcții moderne din lemn. Editura Tehnică București, 1997.
- 4.9. **Meierhofer U.** – Untersuchungen und Entwicklungen zum Mechanischen Verbund von Holz und Beton. “Schweizer Ingenieur und Architekt”, Nr.37, 8.September 1994.
- 4.10. **Natterer I., Hoefft M.** – Holz-Beton-Verbunddecken mit Hilti-Verbundankern. Primarschule Triesenberg (Liechtenstein), 1987.
- 4.11. **Pischl R.** - Die praktische Berechnung zusammengesetzter hölzerner Biegeträger mittels Abminderungsfaktoren. “Bauingenieur”, Heft 11, 1969.
- 4.12. **Scheiflinger, G.** – Deckenkonstruktionen aus Holz und Holzwerkstoffen. Diplom-arbeit, Graz, 1995.
- 4.13. **Thomi M., Waibel H.** - Entwicklung und Fertigung von Verbundelementen Fortbildungskurs 1994, “Holzbau” der EMPA.
- 4.14. **Usuki, S. , Komatsu, K.** - Two Timber Road Bridges. “Structural Engineering International”, Vol.8, No.1, 1998.
- 4.15. **Wieland H.** – Anwendung von Holz-Beton-Verbund im Hochbau. “Schweizer Ingenieur und Architekt”, Nr.37, 8.September 1994.
- 4.16. **DIN 1052**, Teil 1 u. 2, “Holzbauwerke”.
- 4.17. **Eurocode 5**: “Bemessung und Konstruktion von Holzbauteilen – allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau”.
- 4.18. **Eurocode 2**: -Design of Concrete Structures. Part 1: General Rules and Rules for Buildings.
- 4.19. **STAS 10107/0-90** - Calculul și alcătuirea elementelor structurale din oțel, beton armat și beton precomprimat.
- 4.20. **NP 005-96** - Cod pentru calculul și alcătuirea elementelor de construcție din lemn.
- 4.21. **NP 019-97** - Ghid pentru calculul la stări limită a elementelor structurale din lemn.
- 4.22. **STAS 86/1-87** - Lemn. Incercare la compresiune paralel cu fibrele
- 4.23. **STAS 86/2-87** - Determinarea modulului de elasticitate la compresiune paralel cu fibrele.
- 4.24. **STAS 337/1-88** - Incercare la încovoiere statică.
- 4.25. **SR EN 10002-1:1994** - Incercarea la tracțiune a materialelor metalice
- 4.26. * * * - EMPA Bericht 115/30: Holz-Beton-Verbundkonstruktionen 1993.

Capitolul 5

- 5.1. **Avram C., Bota C.** – Structuri compuse oțel-beton și beton precomprimat-beton armat. Editura Tehnică București, 1975.
- 5.2. **Avram C., Făcăoaru I., Filimon I., Mirșu O., Terteza I.** – Concrete Strength and Strains. Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam 1981.
- 5.3. **Aribert J.M.** – Connecteurs et notions de calcul de la connexion. Stage de perfectionnement CTICM, nov.1992.
- 5.4. **Aziz Abdalah A.** – Contribuții la calculul și alcătuirea planșelor cu structura mixtă. Teză de doctorat, Institutul Politehnic Cluj-Napoca, 1988.
- 5.5. **Bob C.** – Incercarea construcțiilor. Institutul politehnic “Traian Vuia” Timișoara, 1981.
- 5.6. **Bob Liana, Bota V., Tudor Agneta, Săbăreanu Eugenia** - Considerații asupra plăcilor compuse tablă cutată-beton. A XIV-a Conferință de betoane, Cluj-Napoca 1988.
- 5.7. **Bob Liana, Tudor Agneta** - P 134-93 - Instrucțiuni tehnice pentru calculul și alcătuirea plăcilor compuse tablă cutată-beton.
- 5.8. **Bob Liana** – Unele considerații teoretice și experimentale privind comportarea plăcilor compuse tablă cutată-beton. Zilele academice timișene, ediția a V-a; Simpozion: “Materiale, elemente și structuri compozite / compuse pentru construcții”; Timișoara, 1997.
- 5.9. **Bob Liana** (responsabil contract) - Studiul plăcilor compuse tablă cutată-beton. Studiu de fundamentare. Contract INCERC – Filiala Timișoara nr.1508/1990, faza 1; colaborator: Facultatea de construcții Timișoara.
- 5.10. **Bob Liana** (responsabil contract) - Studiul plăcilor compuse tablă cutată-beton. Conlucrarea tablă cutată - beton. Contract INCERC – Filiala Timișoara nr.1508/1990, faza 3; colaborator : Facultatea de construcții Timișoara.
- 5.11. **Bob Liana** (responsabil contract) - Studiul plăcilor compuse tablă cutată-beton. Comportarea sub încărcări statice a elementelor simplu rezemate sprijinite și continue. Contract INCERC – Filiala Timișoara nr.1508/1990, faza 5; colaborator : Facultatea de construcții Timișoara.
- 5.12. **Bob Liana** (responsabil fază) - Aplicarea tehnologiei de sudare a gujoanelor la elemente de construcții compuse oțel-beton. Contract INCERC – Filiala Timișoara nr.9/1996, faza A.139.2/1996; colaborator : Facultatea de mecanică Timișoara.
- 5.13. **Bob Liana** (responsabil fază) - Studiu de sinteză privind utilizarea bolțurilor sudate la realizarea elementelor compuse oțel-beton. Contract INCERC – Filiala Timișoara nr.9/1996, faza A.117/1997; colaborator : Facultatea de mecanică Timișoara.
- 5.14. **Bob Liana** (responsabil fază) - Cercetări de laborator privind conlucrarea tablă zincată - beton prin intermediul bolțurilor. Contract INCERC – Filiala Timișoara nr.9/1996, faza A.115.1/1997; colaborator : Facultatea de mecanică Timișoara.

- 5.15. **Bob Liana** (responsabil fază) - Cercetări experimentale asupra comportării plăcilor compuse tablă cutată zincată – beton cu conlucrare prin conectori. Contract INCERC – Filiala Timișoara nr.9/1996, faza A.127.3/1998; colaborator : Facultatea de mecanică Timișoara.
- 5.16. **Dumitrescu D., ș.a.** – Indrumător pentru proiectarea și calculul construcțiilor din beton, beton armat și beton precomprimat; Editura Tehnică București, 1978.
- 5.17. **Fogarassy P.** – Măsurile tehnologice pentru evitarea străpungerii la sudarea bolțurilor. Timișoara, 1995.
- 5.18. **Gajanan M. Sabnis, Ph.D.P.E.** – Handbook of Composite Construction Engineering. Van Nostrand Reinhold Company.
- 5.19. **Gliță Gh., Burcă M.** – Studiu comparativ privind sudarea bolțurilor cu arcul electric manual și automat. Timișoara, 1995.
- 5.20. **Jungbluth O.** – Bemessung von Stahlprofilblech-Verbundplatten. Studienhilfen. Stahlbau IV, TH Darmstadt.
- 5.21. **Landolfo R., Mazzolani F.M.** – Criteri di calcolo per elementi strutturali in TRP 200; Giornate italiane della costruzione in acciaio; Isola di Capri, ottobre 1989.
- 5.22. **Mazzolani F.M., Landolfo R.** – Il comportamento strutturale delle lamiere grecate di terza generazione. Institute di Tecnica delle Costruzioni della Facolta di Ingeneria dell'Universita di Napoli; Estrato da Acciaio nr.2,1988.
- 5.23. **Mazzolani F.M., Landolfo R.** – Indegine sperimentale su lamiere grecate tipo TRF 200; Acciaio, ian.1989.
- 5.24. **Eurocode 4** - Conception et dimensionnement des structures mixtes en acier-beton. Partie 1-1: Règles générales et règles pour les bâtiments. Version français 1994.
- 5.25. **SR EN 10002-1:95** - Incercarea la tracțiune a materialelor metalice
- 5.26. **STAS 5585-71** - Modulul de elasticitate static la compresiune al betonului.
- 5.27. **STAS 500/2-80** - Oțeluri carbon pentru construcții.
- 5.28. **STAS 5976/2-85** - Incercări mecanice ale îmbinărilor sudate cu bolțuri.
- 5.29. **STAS 200/87** - Incercarea la tracțiune a oțelului.
- 5.30. **STAS 1275-88** - Determinarea rezistențelor mecanice ale betonului.
- 5.31. **STAS 438/1-89** - Armături din oțel-beton.
- 5.32. **STAS 10107/0-90** - Calculul și alcătuirea elementelor structurale din beton, beton armat și beton precomprimat.

- 5.33. * * * - Recommandations internationales CEB-FIP 1970 pour le calcul et l'exécution des ouvrages en béton. Bulletin d'information CEB nr.84/1972.
- 5.34. * * * - Catalog de produse al întreprinderii "Laminorul de tablă" Galați.
- 5.35. * * * - Panouri ușoare autoportante izolante pentru acoperiș și pereți (ROMPAN)-Buzău; Prospect.
- 5.36. * * * - Planchers HI-BOND couvracier. Agrément C.S.T.B. Nr. 3617, Brevet Nr.1.346.013, Franța 1968.

ANEXA A

Grinzi lamelate din lemn armate în diferite variante



Fig. A.1 Grindă dreaptă nearmată.

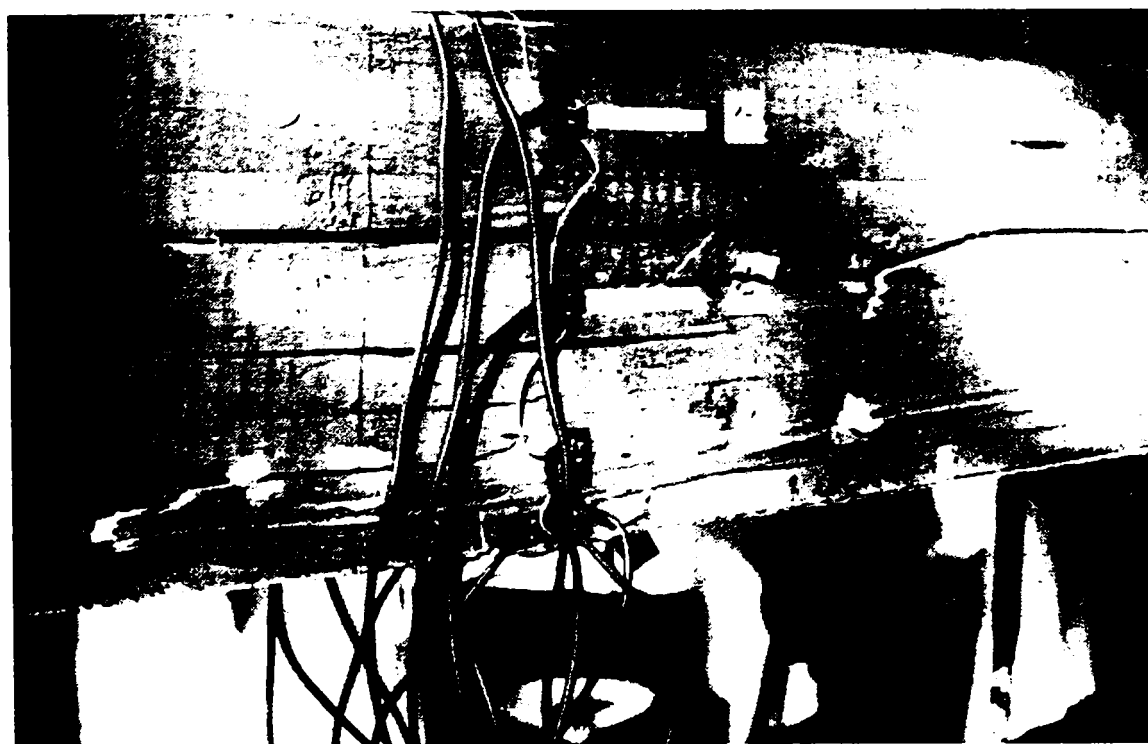


Fig. A.2 Grindă dreaptă armată cu roving

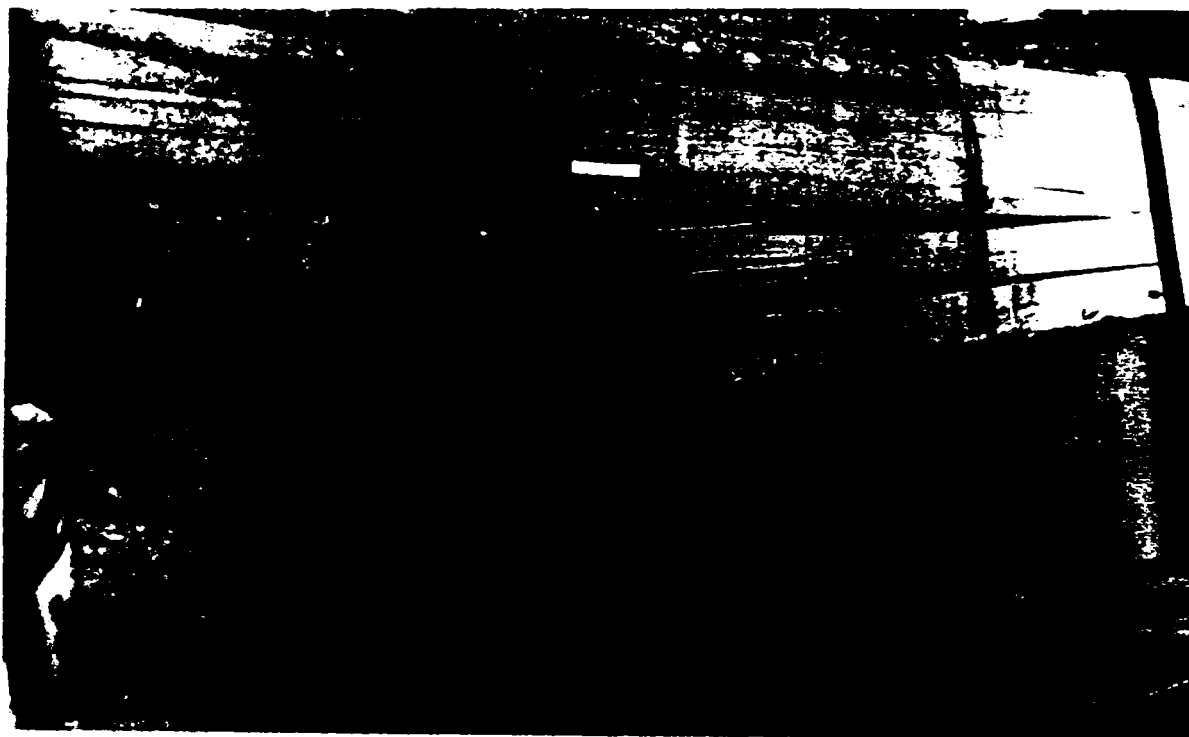


Fig.A.3 Grindă cu contrasăgeată inițială armată cu roving

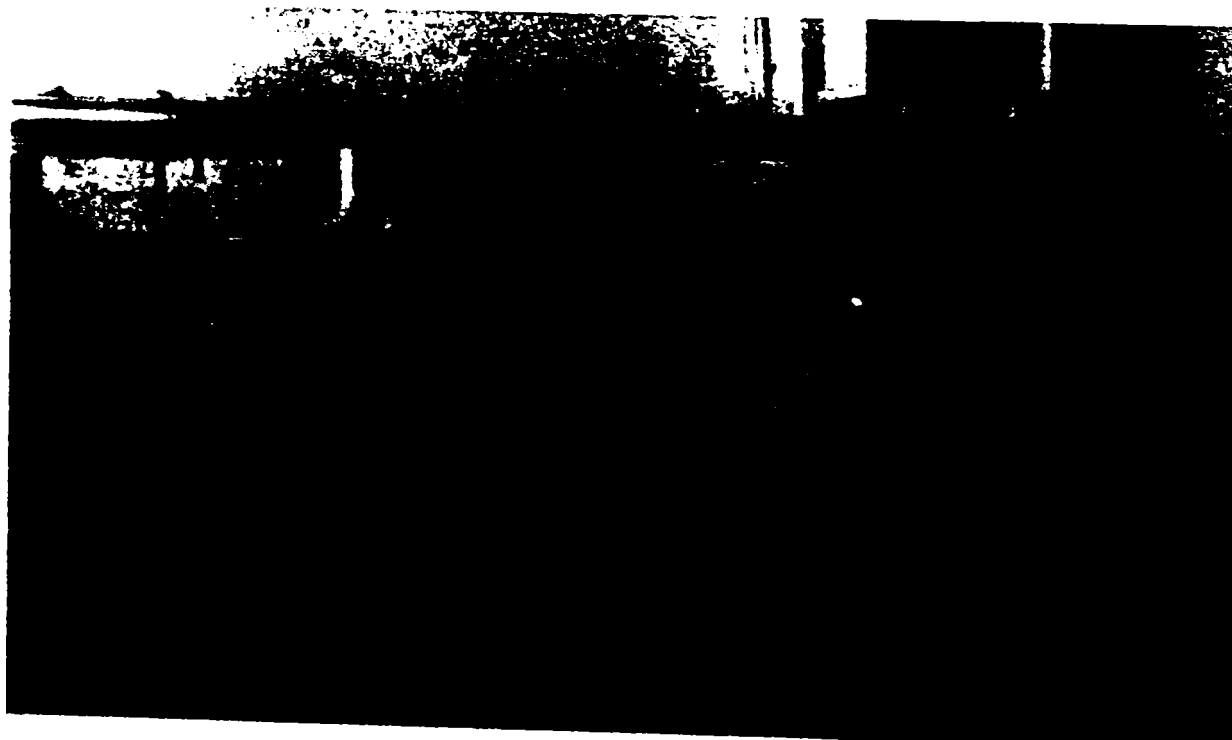


Fig.A.4 Grindă cu lamele verticale armată cu roving pe fața întinsă



Fig. A.5. Grindă de lemn ($l=4,00\text{m}$) armată cu tablă pe fața întinsă



Fig. A.6. Grindă de lemn ($l=4,00\text{m}$) armată cu tablă între lamelele periferice întinse

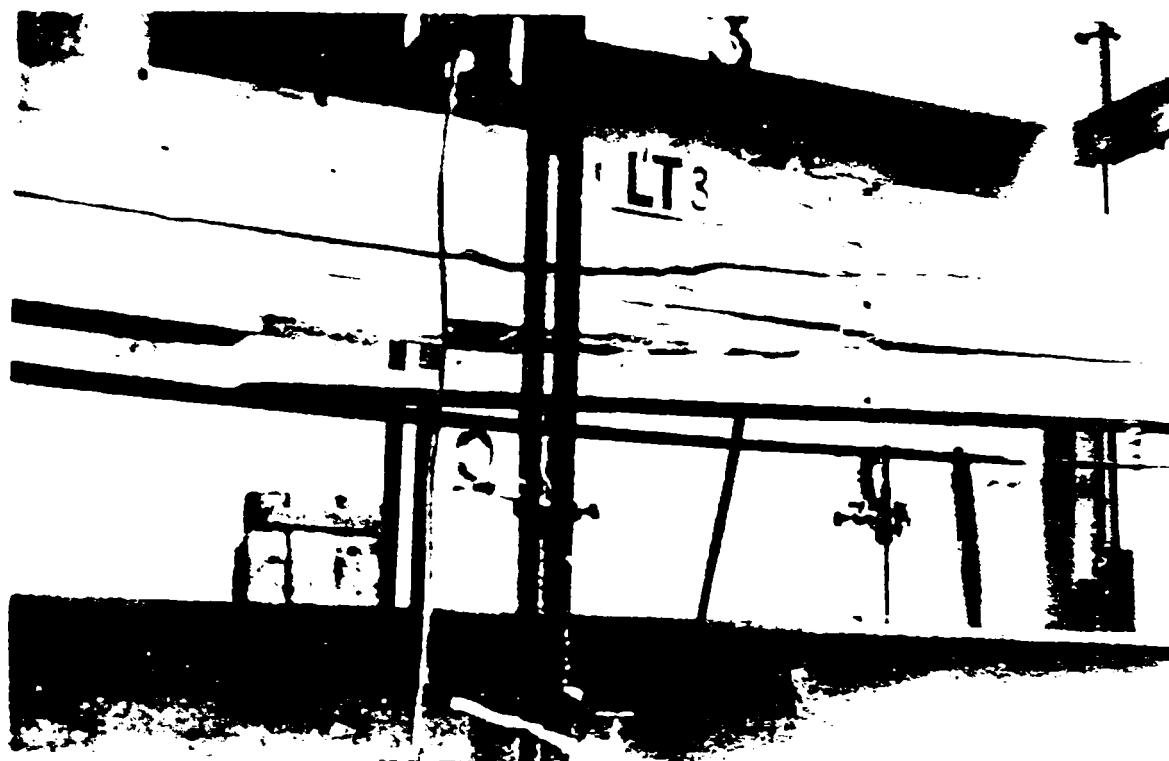


Fig. A.7. Grindă de lemn ($l=6,00\text{m}$) armată cu tablă pe fața întinsă

ANEXA B

- **Epruvete compuse lemn-beton cu diferite moduri de conlucrare**
- **Plăci compuse lemn-beton**

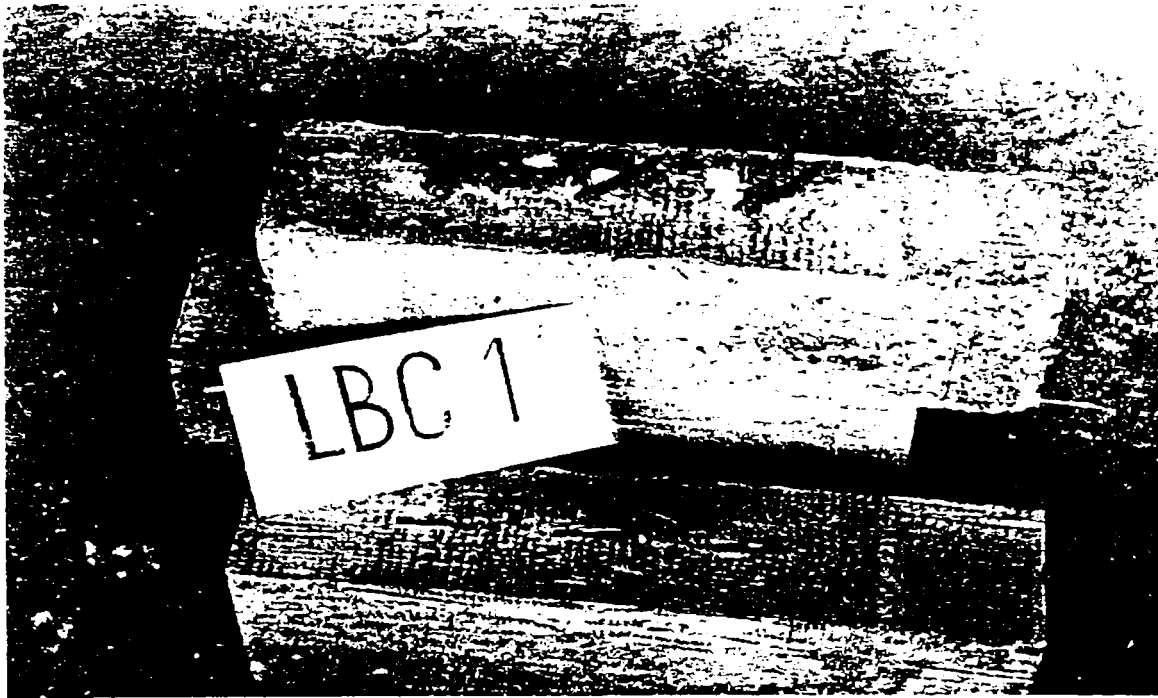


Fig. B.1. Epruvetă fără alveole, cu conlucrare prin conectori

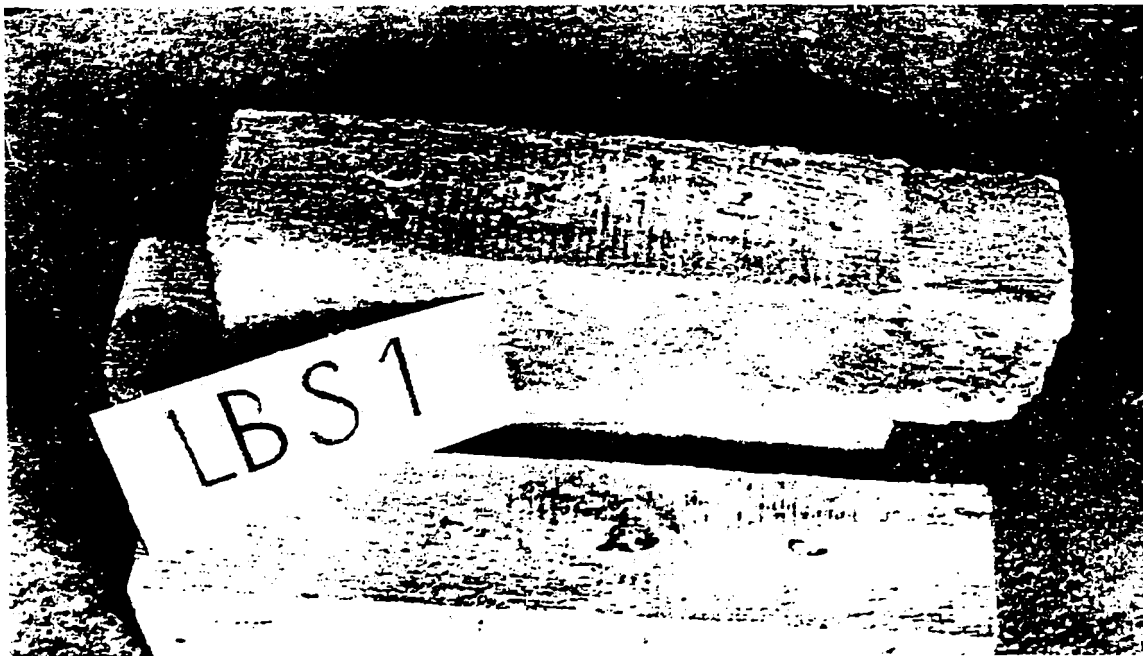


Fig. B.2. Epruvetă fără alveole, cu conlucrare prin șuruburi



Fig. B.3. Epruvetă cu alveole și conlucrare prin conectori

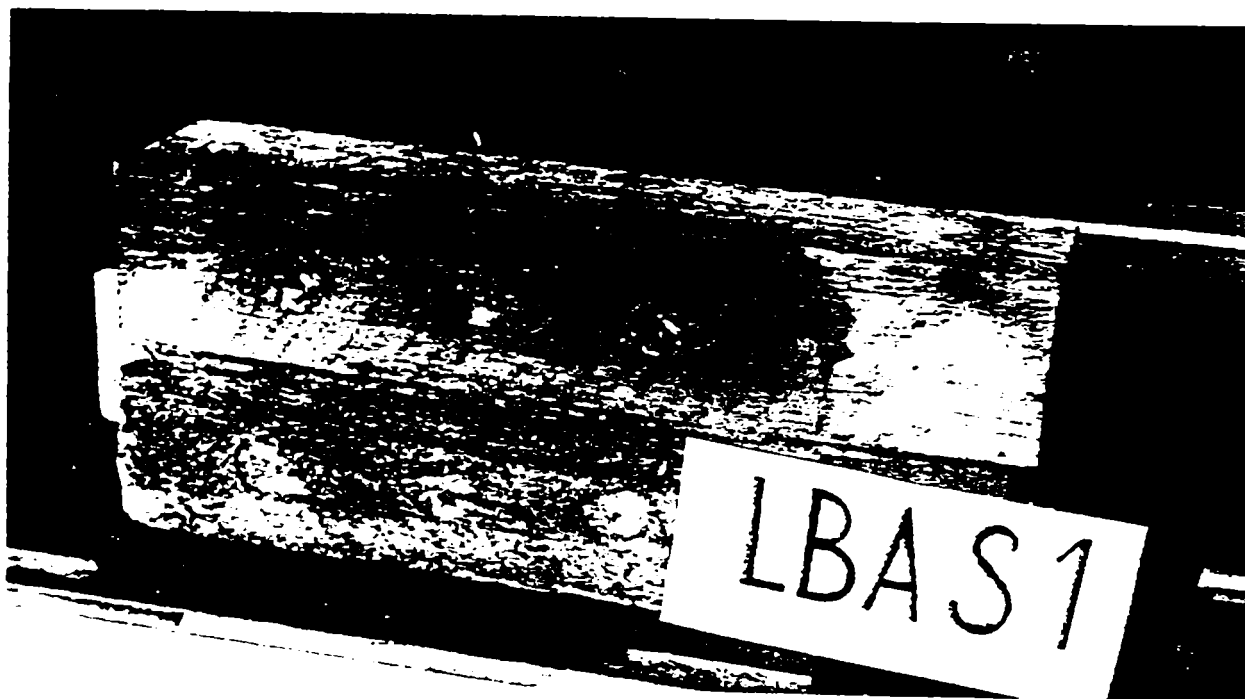


Fig. B 4. Epruvetă cu alveole și conlucrare prin șuruburi

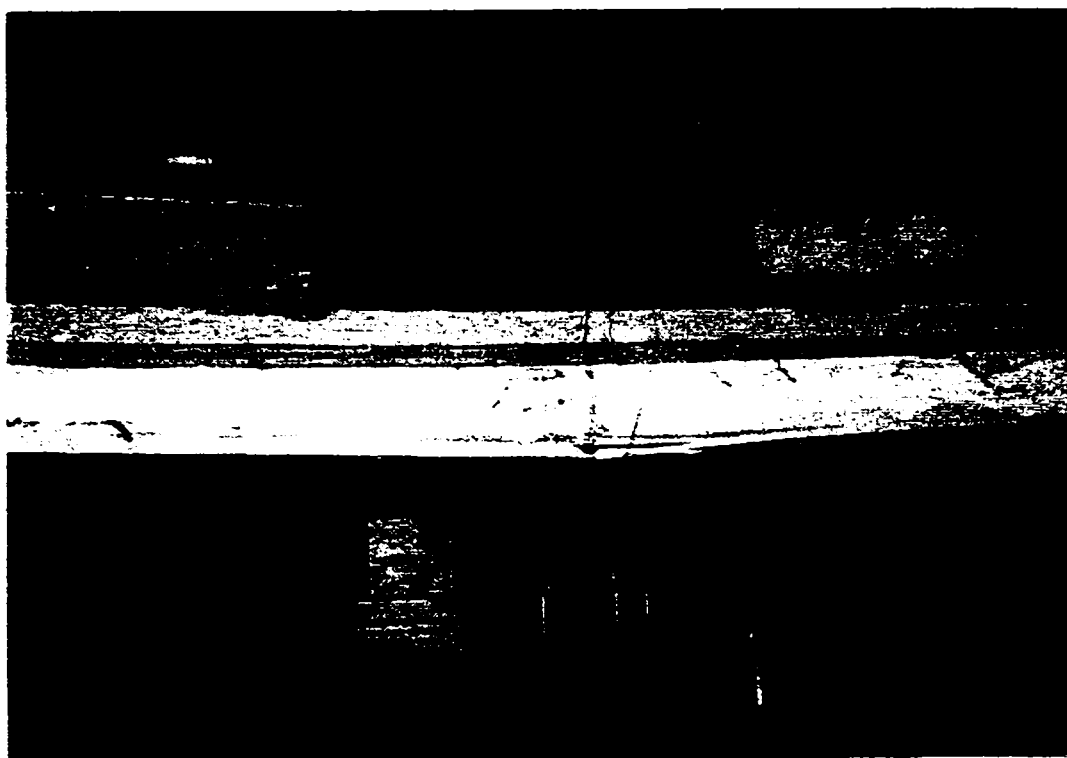


Fig.B.5. Element compus lemn-beton cu conlucrare prin conectori și dibluri de beton

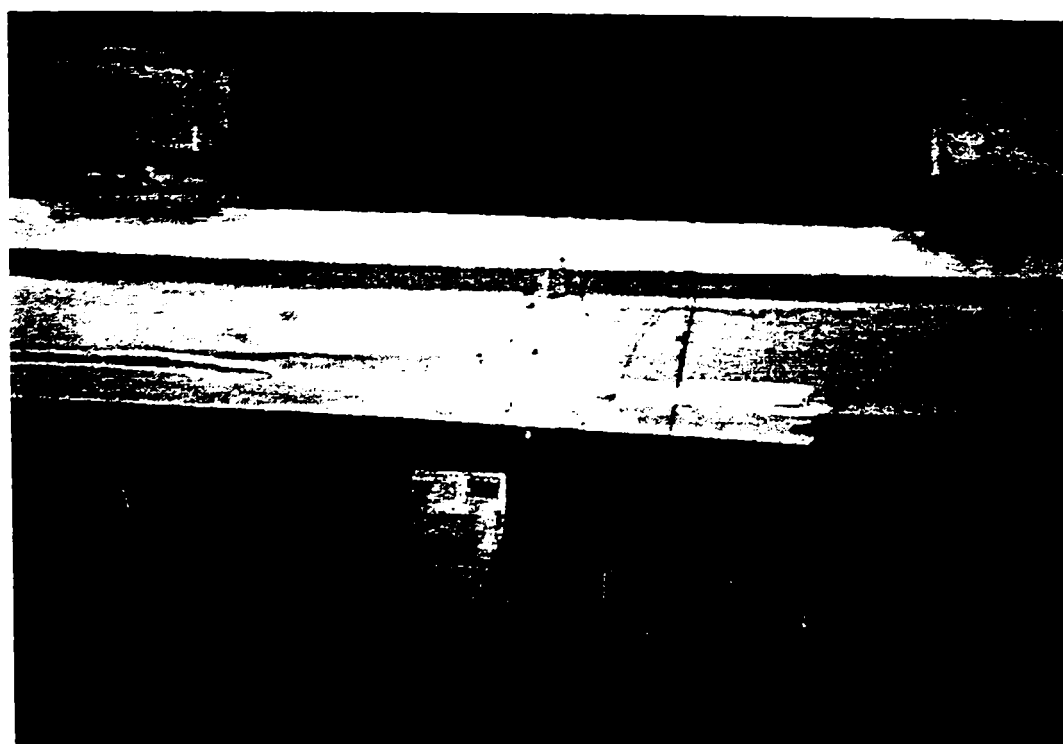


Fig. B.6. Element compus lemn-beton cu conlucrare prin șuruburi înclinate

ANEXA C

Plăci compuse tablă cutată neagră-beton cu conlucrare prin amprente

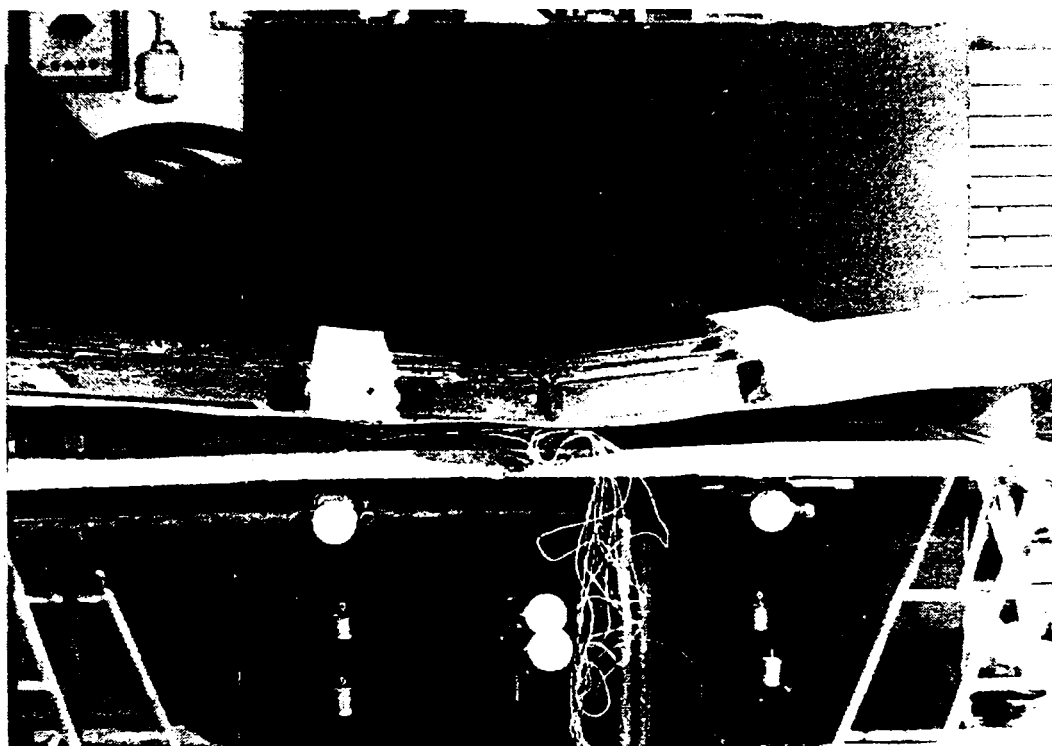


Fig.C.1. Elementul de tablă nebetonat



Fig.C.2. Element tablă-beton cu tabla neamprentată



Fig. C.3. Placă compusă tablă cutată-beton cu amprente concave



Fig. C.4. Placa compusă tablă cutată –beton continuă

ANEXA D

Plăci compuse tablă cutată neagră-beton cu conlucrare prin conectori

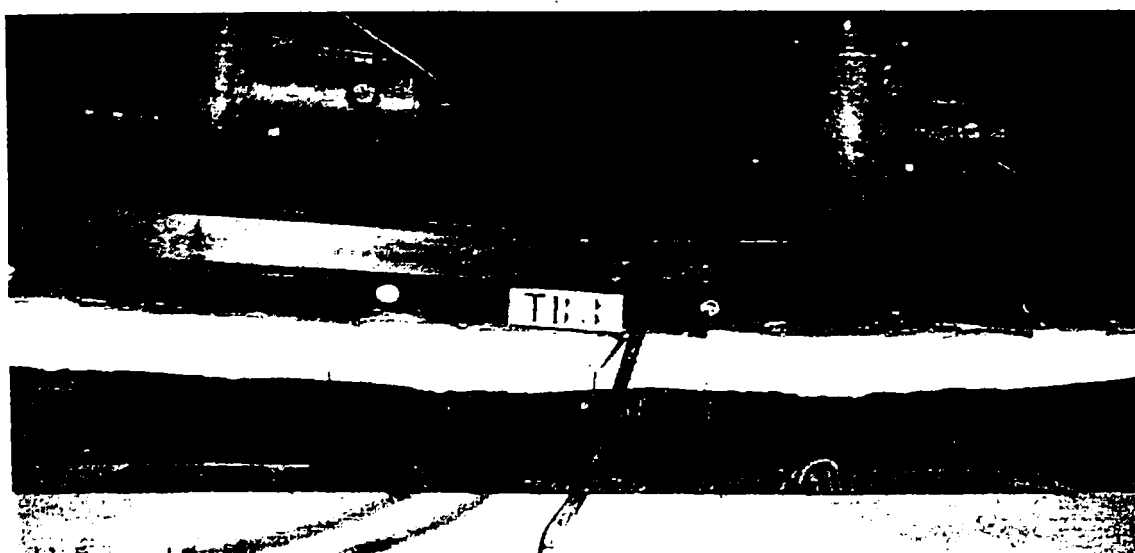


Fig. D.1, D.2, D.3. Elementele tablă cutată-beton realizate cu tablă neagră

ANEXA E

Plăci compuse tablă cutată zincată-beton cu conlucrare prin conectori

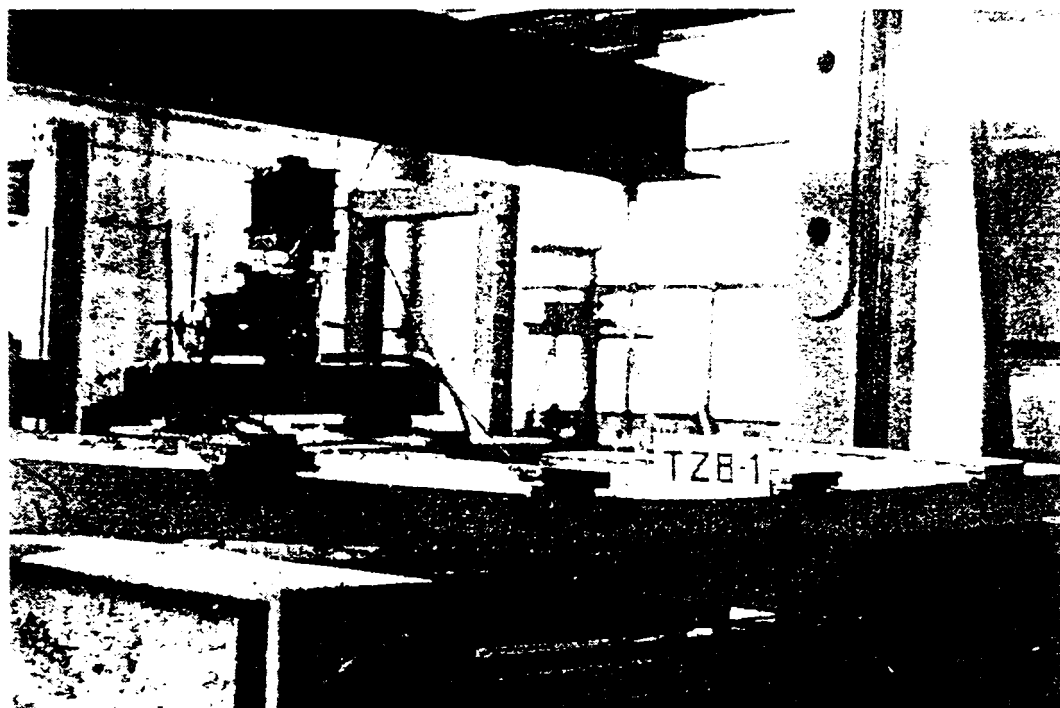


Fig. E.1. Cedarea elementului TZB-1



Fig. E.2. Cedarea elementului TZB-2