

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA
FACULTATEA DE MECANICĂ

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA
BIBLIOTECA CENTRALĂ

Nr. Inv. 624.121

Dulap 181 Lit. C

DUMBRĂVĂ

ing. DORU DUMBRĂVĂ

corectat la 03.12.2007

~~11115~~

TEZĂ DE DOCTORAT

CONTRIBUȚII LA ESTIMAREA ANALITICĂ
A PRECIZIEI DE EXECUȚIE
A STRUCTURILOR METALICE SUDATE

Conducător științific
Prof. dr. ing. VOICU SAFTA

- 1998 -

Motto:

*"Desăvârșind calitățile
cullivăm și defectele"*

GOETHE

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMISOARA

333 / 101
131

INTRODUCERE

Procesul de sudare supune materialul de bază al astructurilor sudate la importante acțiuni termice, mecanice și chimice. Ca urmare, în zonele afectate se produc modificări ale compoziției chimice, ale structurii și ale proprietăților mecanice, modificări ce influențează atât capacitatea portantă a ansamblurilor, cât și precizia lor dimensională.

În cursul oricărui proces de sudare prin topire se produce încălzirea unor zone din metalul de bază la temperaturi ce depășesc temperatura critică de anulare a limitei de curgere. Cu alte cuvinte materialul își pierde local proprietățile de elasticitate. În afară de deformațiile plastice ce apar astfel se mai produc și deformații plastice datorate tensiunilor interne care se dezvoltă în diferite momente ale încălzirii și răcirii. Ca rezultat zona deformațiilor plastice de proveniență termică este lărgită pe cale pur mecanică.

Apariția deformațiilor plastice se găsește în strânsă legătură cu formarea stării de tensiuni remanente interior echilibrate în volumul structurii metalice sudate.

Între deformațiile și tensiunile remanente produse la sudare există o relație de reciprocitate ce poate fi exprimată plastic astfel: energia neconsumată prin deformări plastice se transformă în tensiuni remanente. De aici o consecință general acceptată: împiedicarea deformațiilor provoacă tensiuni remanente mari.

Tot general acceptat este și faptul că mărimea forțelor care produc deformațiile și tensiunile remanente depinde în primul rând de cantitatea de căldură transmisă elementelor prin sudare [2], [3], [5], [6], [7], [9], [10], [11], [12]. Din această cauză problema tehnologică principală care apare în procesul de fabricație este reducerea la minimum posibil a energiei termice active necesară pentru realizarea unei îmbinări și a unei structurii sudate [1].

O a doua problemă de mare importanță practică și care este cel mai dificil de rezolvat constă în dirijarea transformării acestei energii în deformații și tensiuni, într-un raport optim pentru ansamblul care urmează să fie sudat.

În ceea ce privește precizia de execuție a structurilor sudate, aceasta poate fi afectată negativ de o serie de cauze inițiale, cum sunt precizia insuficientă a pieselor brute și abaterile admise la execuția unei serii de operații de fabricație. Dar, în condiții normale de lucru, influența hotărâtoare asupra preciziei structurilor sudate o au deformațiile remanente și deformațiile secundare la sudare. Acestea din urmă sunt provocate de diferite operații tehnologice ce pot fi executate după sudare și care afectează echilibrul tensiunilor remanente rezultat în urma sudării.

Prima grupă de cauze impune, în mod evident, mărirea preciziei reperelor importante și a operațiilor de asamblare, adică o execuție îngrijită. Caracteristic este aici faptul că din dorința micșorării consumului de manoperă se reduce concomitent și precizia confecționării semifabricatelor. Se realizează astfel o economie aparentă deoarece, în mod sistematic, costurile finale cresc net în urma aplicării corecțiilor necesare la asamblare [4], [8]. Dacă, și mai grav, aceste corecții sunt amânate după realizarea operației de sudare este pusă sub semnul întrebării nu numai eficiența economică ci și posibilitatea asigurării preciziei de execuție impuse prin normalivele în vigoare.

În ceea ce privește precizia operațiilor de asamblare caracteristică ar trebui să fie, de data aceasta, preocuparea pentru luarea în considerare a deformațiilor remanente previzibile la sudare. Cu alte cuvinte, asamblarea unei structurii sudate trebuie realizată cu derogare de la dimensiunile nominale din proiectul de execuție, și anume cât mai exact cu mărimea cu care structura se deformează la sudare - deziderat greu de alins chiar și în cazul structurilor cu o soluție constructivă relativ simplă.

Dintre metodele tradiționale cu pondere în asigurarea preciziei structurilor sudate pot fi amintite următoarele:

- mărirea grosimii componentelor în scopul creșterii rigidității lor;
- mărirea adaosurilor de debitare;
- diverse măsuri constructiv-tehnologice de contracarare/remediere a deformațiilor, de la predeformarea componentelor până la aplicarea de tratamente termice locale.

Consumul de mână de lucru calificată pentru aplicarea acestor metode este considerat excesiv datorită ponderii și gradului lor de dificultate.

În condițiile în care consumul de energie cu tehnologiile actuale de producere a structurilor sudate este considerat ca fiind mare, numai tehnologiile de remediere a abaterilor de formă a acestora

prin tratamente termice locale și generale pot depăși ușor, prin consumul de energie, toate celelalte operații de fabricație.

Din punct de vedere tehnico-economic nu mai pot fi neglijate nici consumurile suplimentare implicate de supradimensionările la care se recurge în faza de proiectare, sau adaosurile de debitare exagerate, uzilate în faza de fabricație.

În pofida existenței unei teorii generale a tensiunilor și deformațiilor remanente la sudare, care ar permite să se estimeze cel puțin sensul și ordinul de mărime al deformațiilor, în producție acestea se apreciază prea frecvent pe baza unor considerente pur speculative. Principalele motive ale acestei situații le considerăm a fi următoarele:

- în general - recunoașterea;
- în particular - neîncrederea în estimările analitice.

Cauzele principale ce determină neîncrederea în calculele specializate pot fi următoarele:

- metodele de calcul oferite de literatura de specialitate nu pot fi aplicate cu un succes facil nici măcar în cazul structurilor cu un nivel redus de complexitate;

- chiar în situații relativ simple rezultă frecvent erori mari, pentru simplul motiv că nu se iau în considerare, cel puțin, imprecizia semifabricatelor și a preasamblării și nici abaterile parametrilor tehnologici de la valorile stabilite prin tehnologiile de sudare omologate.

Deformațiile remanente la sudare, alături de cele generate cât și cele locale, nu pot fi evitate, ele constituind o urmare naturală a însuși procesului de sudare. Pentru minimizarea lor, ca și a deformațiilor secundare de altfel, sunt necesare măsuri speciale a căror eficiență este de dorit să fie cât mai bine confirmată prin calcule specifice.

Desigur, o atenție deosebită trebuie acordată acelor deformații care denaturează în măsura cea mai mare forma și dimensiunile diferitelor elemente și/sau sunt cel mai greu de contracarat/remediate. Astfel, contracțiile transversale, deși aparent mici, dacă sunt neglijate pot avea consecințe disproporțional de mari, ce pot ajunge până la rebutarea unor structuri de mare complexitate.

Există și situații când deformațiile locale (ciupercare, voalare, etc.) pot deveni inacceptabile și uneori greu de remediate.

În lucrarea de față sunt tratate însă prioritar deformațiile remanente generate la sudare, cu accent asupra celor de contracție transversală și încovoiere, care în fabricația a numeroase grupe de structuri de rezistență au un impact deosebit asupra preciziei de execuție.

Deși relativ bogată în a semnală preocupări privind determinarea experimentală a deformațiilor remanente la sudare, literatura de specialitate nu pune încă la dispoziția inginerului specialist instrumentele necesare unei estimări analitice de precizie a acestora.

Edificatoare în acest sens poate fi considerată cartea lui A. NEUMANN [7] - Deformații și tensiuni la sudare (trad.), care prezintă în rezumat, la nivelul anului 1978, un număr de 72 cercetări experimentale de referință în domeniul deformațiilor remanente la sudare, dar fără a propune un model de calcul generalizat al acestora.

Singurul reper de referință în sistematizarea unei teorii generale a deformațiilor și chiar a tensiunilor remanente la sudare rămâne și astăzi lucrarea pe această temă a lui N.O. OKERBLOM din anul 1948 [9].

Prin modesta sa experiență personală în producție, apoi în cercetare și învățământ, autorul acestei lucrări și-a propus, la început de nevoie, să aprofundeze cu posibilitățile ce i-au stat la îndemână, această tematică în sensul interpretării, sistematizării și dezvoltării metodei de estimare analitică a deformațiilor remanente generate la sudarea structurilor metalice de rezistență.

Teza de doctorat este structurală în 6 capitole, cuprinzând 145 pagini, 103 figuri, 58 tabele și 129 referințe bibliografice.

Deși orice întreprindere cum este lucrarea de față poartă o singură semnătură, aceasta nu putea fi realizată fără un ajutor substanțial.

Autorul ține să mulțumească în special conducătorului științific, Prof.dr.ing. VOICU SAFTA care a încurajat și condus această lucrare.

Pe această cale autorul mulțumește de asemenea colectivului Catedrei de Utilaj și Tehnologia Sudării de la Facultatea de Mecanică a Universității "Politehnica" Timișoara, conducerii acestei facultăți, conducerii ISIM Timișoara, precum și d-tui inginer Vasile Stancu pentru sprijinul moral și material acordat.

Capitolul 1

ABATERI DE FORMĂ ȘI DIMENSIUNI

1.1 Tipuri de construcții. Avantaje și particularități

Apariția construcțiilor metalice este de dată relativ recentă, în îndelungata istorie a unei activități definitorii pentru geniul uman - construirea de adăposturi și mai târziu de obiective civile și industriale. Astfel, primele elemente metalice portante de construcție sunt folosite din secolul XVII. La începutul secolului XVIII, se remarcă realizarea în structură metalică a schelelelor cupolelor bisericesti. Prima realizare de marcă în construcție metalică poate fi considerată primul pod de fontă (30m deschidere) construit în 1779 în Anglia [32].

Sudarea cu arcul electric fiind descoperită în 1887 (Nicolai Benardos) [28], se poate aprecia că structurile și construcțiile sudate sunt realizări ale secolului XX.

În România, fondatorul școlii de sudură a fost acad. Corneliu Mikloși (1887...1963), care a înființat în anul 1937 la Timișoara "Cercul pentru încurajarea sudurii", a scris (1936) prima carte românească de sudură intitulată "Procedee industriale de sudură", a întemeiat și condus catedra de sudură a Institutului Politehnic din Timișoara (1952) și secția de sudură la Baza din Timișoara a Academiei Române (1954), transformată apoi (1970) în Institutul de Sudură și Încercări de Materiale (ISIM) Timișoara [23]. Alături de el au activat acad. Ștefan Nădășan (1900...1967), care a adus însemnate contribuții la controlul calității sudurilor și acad. Remus Răduleț, care a elaborat o serie de lucrări fundamentale în domeniul echipamentelor de sudare [28].

Primele aplicații industriale ale sudării în România au apărut după anul 1920, iar prima construcție sudată de marcă este consemnată în anul 1931 la Reșița - este vorba de primul pod sudat [9].

Structurile sudate, construcțiile sudate sau produsele industriale sudate, înțelegând prin acestea cele asamblate în exclusivitate prin sudare sau cele la care incidența sudării în lăățimea tehnologiilor aplicate pentru execuție depășește 10%, au cunoscut o dezvoltare explozivă în ultimele trei decenii. Evaluarea producției de structuri sudate se face prin indicatorul de pondere, prin raportarea directă la cantitatea de metal realizată (oțel și aluminiu). Informativ, acest indicator este de peste 40% în momentul de față și lunde spre 50% la orizontul anului 2000 [27].

Începutul secolului XXI va surprinde o paletă extraordinară de diversificată calitativ și probabil imposibil de cuantificat cantitativ de construcții și structuri sudate. Cele mai reprezentative dintre acestea, împreună cu câteva soluții constructive simple, dar lipice, pentru elementele portante de tip bară, pot fi considerate următoarele:

○ Hale industriale cu structură metalică [8]

- structura de rezistență a acoperișului (Fig. 1.1.a);
- grinzile căilor de rulare (Fig. 1.1.b și c);
- stâlpii halelor (Fig. 1.1.d);
- cadre și portale;

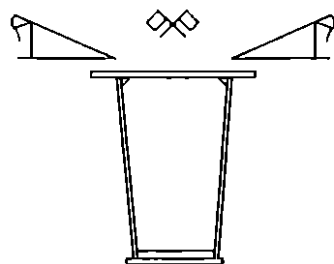


Fig. 1.1(a)

○ Construcții cu deschidere mare [8]

- acoperișuri cu structuri de rezistență plane (Fig. 1.2);
- structuri reticulare;
- structuri suspendate;

○ Construcții metalice multietajate [8]

○ Structuri pentru diferite susțineri [8]

- stâlpi pentru estacade;
- stâlpi pentru conducte;

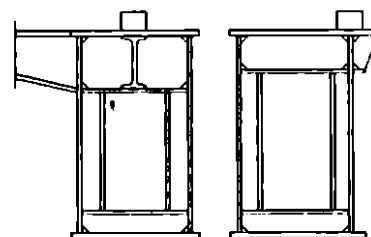


Fig. 1.1(b, c)

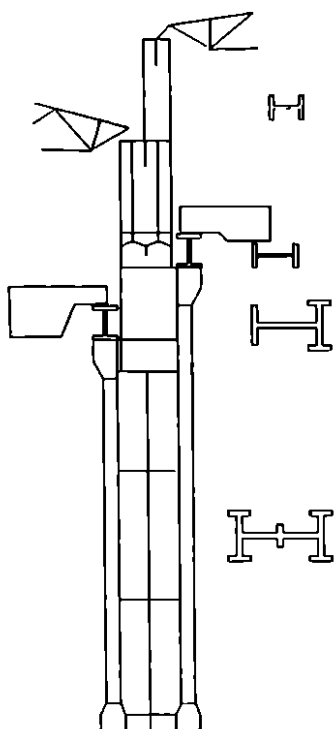


Fig. 1.1(d)

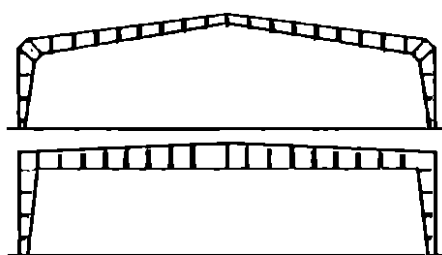


Fig. 1.2 Structuri din cadre pentru deschidere mare, cu secțiune plină

- stâlpi pentru galerii și benzi de transport (Fig. 1.3);
- Construcții înalte [15]
- turnuri;
- piloni ancorați;
- stâlpi pentru linii de transport energie electrică

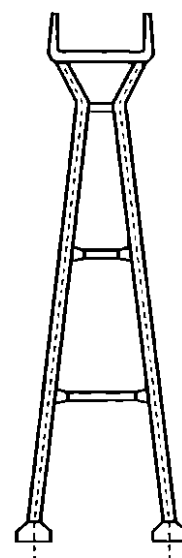


Fig. 1.3 Stâlp pentru o galerie de benzi transportoare

- Construcții din tablă [8], [15], [16]
- rezervoare (Fig. 1.4.a);
- gazometre;
- conducte metalice (Fig. 1.4.b);
- buncăre metalice
- Structuri cu diferite destinații industriale [15]
- coșuri de fum;

- structuri pentru rezemarea laterală a utilajelor tehnologice cu înălțime mare;
- structuri metalice pentru instalații de foraj;
- Cazane de abur [13]
- cazane ignitubulare;
- cazane acvatubulare (Fig. 1.5);
- cazane speciale (și accesorii);

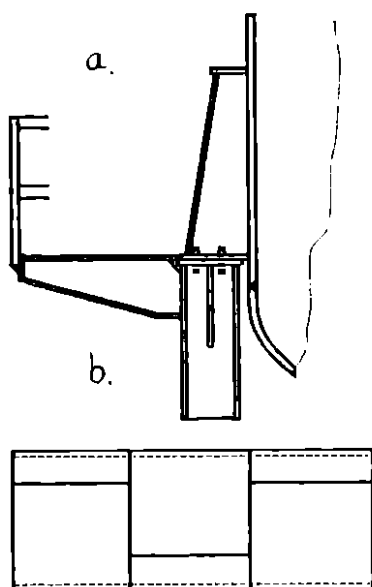


Fig. 1.4 Construcții din tablă: a - secțiunea grinzii inelare a rezervorului cilindric vertical de mare capacitate; b - tronson de conductă

- supraîncălzitoare;
- economizoare;
- preîncălzitoare de aer;
- preîncălzitoare recuperatoare de aer;
- preîncălzitoare regeneratoare de aer;
- Poduri metalice [4], [6]
- poduri de șosea;
- poduri de cale ferată (fig. 1.6);
- pasarele;
- Utilaje de ridicat și transportat [33]
- poduri rulante (Fig. 1.7);
- macarale;
- translațoare - stivuitoare;
- Structuri metalice pentru mașini [33]
- organe de mașini sudate;
- carcase pentru reductoare de turație;
- cadre și batiuri sudate

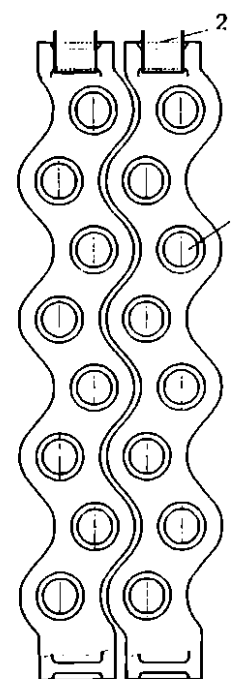


Fig. 1.5 Cameră secțională de lip normal pentru cazan acvatubular: 1 - țevă fierbătoare; 2 - țevă de legătură și suspendare

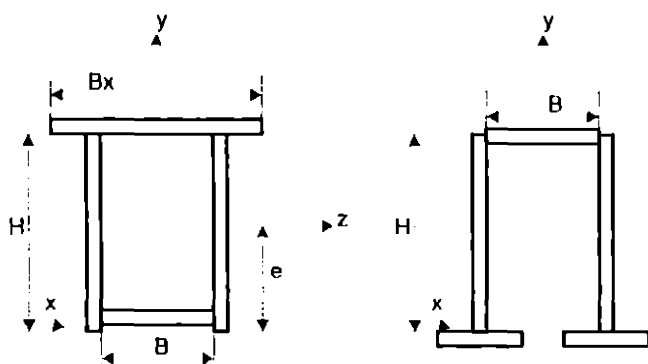


Fig. 1.6 Secțiuni tip pentru lăptite grinzilor principate cu zăbrele ale podurilor de cale ferată

- panouri de acoperiș;
- luminaoare și lucarne;
- pereți din palplanșe;
- cofraje glisante.

Această gamă foarte extinsă de tipuri de construcții sudate se datorează în principal avantajelor deosebite ale sudării în comparație cu alte procedee tehnologice (turnare, forjare, nituire). Conform [33] aceste avantaje sunt:

- Economie de materiale prin folosirea rațională a secțiunii elementelor sudate, prin micșorarea adaosului de prelucrare și prin lipsa elementelor auxiliare (eclise și gusee);
- Economie de manoperă și îmbunătățirea condițiilor de lucru;
- Folosirea de utilaje mai simple, ieftine și ușor de întreținut;
- Sporirea rezistenței structurilor sudate prin repartizarea mai uniformă a eforturilor în îmbinări;
- Posibilitatea realizării unor construcții care, pe lângă condiții de rezistență, satisfac și condiții de etanșeitate (rezervoare, gazometre, conducte, construcții navale și aero-spțiale).

În context trebuie remarcat faptul că utilizarea sudării a permis reducerea ciclului de fabricație, micșorarea volumului de prelucrări mecanice și a deschis posibilitatea realizării unor structuri metalice care nu se pot executa cu alte procedee tehnologice.

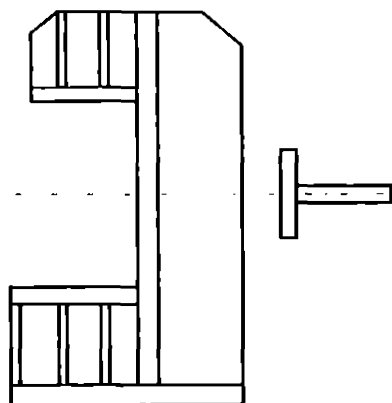


Fig. 1.8 Baliu pentru o presă din plăci groase

pentru prese (Fig. 1.8):

- ansamble sudate pentru mașini electrice;
- ansamble sudate pentru mașini hidraulice;
- ansamble sudate pentru vagoane și locomotive;
- structuri de rezistență pentru nave și submarine;
- structuri de rezistență pentru avioane și elicoptere;
- Construcții metalice ușoare
- ferme de acoperiș;
- planșee pentru clădiri de locuit;

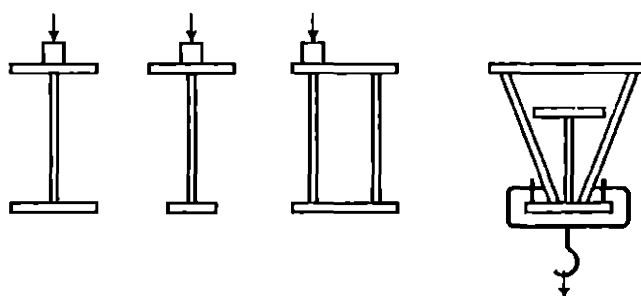


Fig. 1.7 Exemple de secțiuni ale grinzilor principate cu inimă plină pentru poduri rulante

Aplicarea principiilor moderne de proiectare și execuție a construcțiilor sudate necesită luarea în considerare a particularităților acestora, a problemelor tehnologice și preciziei lor.

Principalele particularități ale construcțiilor sudate se apreciază a fi următoarele:

- Legătura organică dintre elementele sudate, îmbinând astfel avantajele construcțiilor compuse cu calitățile construcțiilor monolit;
- Ușurința cu care pot fi realizate forme constructive complexe;
- Posibilitatea utilizării de materiale diferite într-o singură construcție, cu punerea în valoare a proprietăților lor specifice;
- Apariția unor neomogenități specifice: chimice, structurale, geometrice;
- Apariția tensiunilor și deformațiilor remanente de sudare;
- Existența unei influențe reciproce între construcție și tehnologia

concrelă de execuție sub forma interdependenței prezentate în Fig. 1.9.

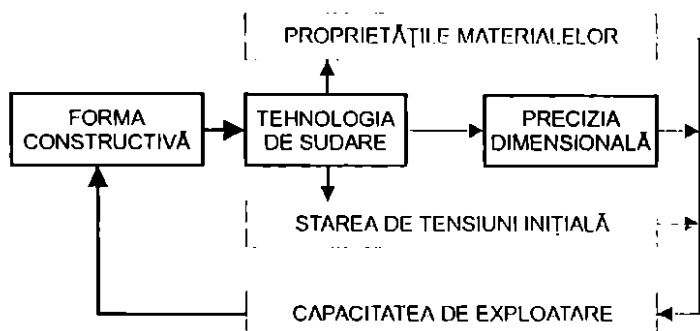


Fig. 1.9 Precizia dimensională a structurilor sudate în corelația specifică formă constructivă - tehnologie de sudare

Avantajele construcțiilor sudate pot fi asimilate unei grupe de "avantaje inițiate" (Fig. 1.10) și sunt determinate de particularitățile cu rot pozitiv. Ultimele două particularități tipice (enumerale mai sus) și implicit apariția deformațiilor remanente la sudare, pot fi considerate ca având un rol generic negativ prin consecințele lor dăunătoare în primă analiză.

În tehnica sudării există însă numeroase posibilități care permit reglarea procesului de fabricație pentru prevenirea/remedierea (în cel mai rău caz) consecințelor dăunătoare și chiar pentru utilizarea acestora în scopul

obținerii unor avantaje suplimentare.

În privința deformațiilor remanente la sudare, un exemplu tipic de fructificare a acestora în sensul obținerii de avantaje tehnico-economice, îl constituie obținerea - direct în urma sudării - a contrasăgeții tehnologice a grinzilor portante (Fig. 1.11).

Dar, ca în toate activitățile umane, abilitatea de a preveni neplăcerile trebuie vizată prioritar și în cazul deformațiilor remanente la sudare.

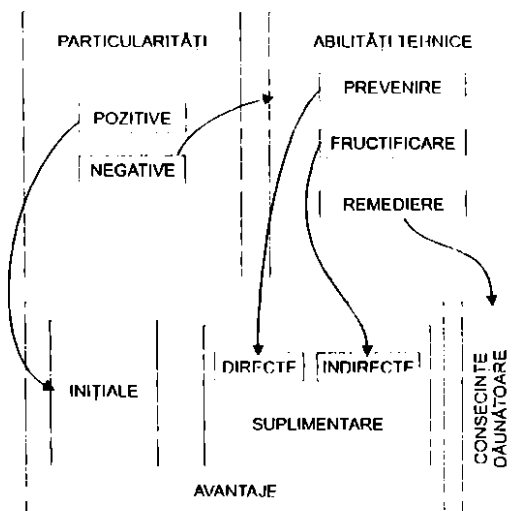


Fig. 1.10 Particularități și avantaje ale structurilor sudate

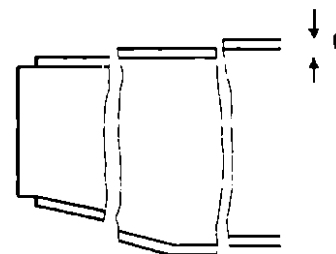


Fig. 1.11 Contrasăgeată impusă la realizarea unei grinzi portante

1.2 Proveniența defectelor în structurile sudate. Cauze ale abaterilor de formă și dimensiuni.

Destinația și modul de utilizare ale unei structuri sudate sunt precizate prin proiectul de execuție. În acest context, calitatea, ca de altfel și siguranța, nu este exprimată în mod absolut, ci se determină pe baza teoriei probabilității, cu admiterea unui risc acceptabil. Calitatea este definită astfel ca fiind posibilitatea pe care o are o construcție de a satisface cerințele de utilizare, corespunzător destinației și scopului propus [3], [19].

Din motive practice de execuție este necesar să se admită ca valorile unor caracteristici să prezinte unele abateri față de cele prevăzute în proiect.

Noțiunea de abatere este definită ca o încălcare, în limite admise sau nu, a prevederilor normelor sau reglementărilor cu caracter tehnic sau economic.

Abaterile tehnice pot apare la proiectare, execuție sau montaj și pot avea consecințe defavorabile asupra siguranței și funcționalității.

Produsele fără nici un fel de abateri sunt posibile doar teoretic. Problema care se pune este evitarea abaterilor neadmisibile.

Valorile abaterilor admisibile sunt precizate în standarde, normative, condiții tehnice de fabricație, etc. Acestea îngăduie o execuție în condiții normale de lucru (costuri normale), au limite bine precizate și diferențiate pe categorii de structuri sudate și constituie un criteriu de apreciere a calității și siguranței.

Caracteristic este faptul că în domeniul structurilor metalice sudate de rezistență, abaterile neadmisibile nu pot fi acceptate [34], iar pe de altă parte constatarea lor este relativ dificilă, iar remediile pot deveni o problemă complicată, necesitând în general avizul proiectantului [11], [20].

Prin defect se înțelege o imperfecțiune la un element, la o parte sau în ansamblul construcției sudate și este în general provocat de o abatere neadmisibilă de la regulile stabilite [17], [19], [24].

Defectele pot avea efecte locale sau mai extinse și pot impune remedieri, consolidări cu întreruperi ale fluxului productiv și cheltuieli suplimentare importante.

Caracteristic, atât pentru defecte cât și pentru abaterile tehnice neadmisibile ce reprezintă cauza cvasigenerală a defectelor, este faptul că acestea nu ies ușor în evidență și nu pot fi depistate imediat, apărând riscul excluderii lor.

Cauzele care pot produce defecte sunt numeroase și variate. Este necesar ca acestea să fie cunoscute pentru a fi evitate sau pentru ca acțiunile de remediere să fie concepute corespunzător.

În tabelele 1.1 și 1.2 sunt prezentate două puncte de vedere pentru clasificarea defectelor în structuri sudate: primul caracterizat în 6 nivele de amploare a defectelor (după cum apar sau nu degradări și în corelație cu efectele economice induse), iar cel de-al doilea în funcție de proveniența defectelor, concretizat în 13 proveniențe tipice de defect.

Tabelul 1.1 Nivele de amploare a defectelor

Amplora defectului	Impact		Cheltuieli de remediere	Simbolizarea nivelului de amploare a defectelor
mică	fără degradări	funcționalitate	reduse	1
medie		siguranță	costisitoare	2
mare	cu degradări	elemente secundare	acceptabile	3
		structura de rezistență		4
				inacceptabile

Deformațiile remanente neadmisibile produse la sudare au, generic, două cauze importante: proiectarea neadecvată și execuția neglijentă. Împreună cu alți factori, conform Fig. 1.12, ele contribuie la apariția abaterilor de formă și dimensiuni în structurile sudate, deci la alăturarea preciziei lor de execuție.

Incidența negativă a deformațiilor remanente la sudare poate fi însă mult amplificată deoarece precizia de execuție a structurilor sudate de rezistență condiționează direct siguranța în exploatarea funcționalitatea și fiabilitatea acestora.

Principala apreciere ce poate fi formulată, în contextul de complexitate relevat prin interconexiunile punctate calitativ în Fig. 1.12, constă în faptul că estimarea prin calcul a deformațiilor remanente la sudare încă din faza de proiectare este o acțiune rațională, deoarece permite o apreciere comparativă, din punct de vedere al preciziei probabile, a diferitelor variante și soluții constructive, tehnologii de sudare și succesiuni raționale pentru operațiile de preasamblare-sudare.

Tabelul 1.2 Proveniența tipice de defect în structuri metalice sudate

Proveniența defectelor tipice			Simbolizarea surselor de defect
Faza tehnică	Sursa directă	Motivații specifice	
proiectare	soluții constructive	neraționate	a
		sensibile la abateri de execuție	b
	aplicarea prescripțiilor tehnice	cu omisiuni	c
		greșită	d
	schemă statică de calcul neconformă cu cea constructivă	-	e
execuție	abateri din proiectare	(a ... d)	-
	abateri proprii	-	f
	abateri de la calitatea materialelor	-	g
montaj	abateri din lucrări anterioare	-	-
	abateri proprii	-	h
	abateri din lucrări ulterioare	-	i
exploatare	Intreținere necorespunzătoare	-	j
	uzură	-	k
	coroziune	-	l
	schimbări de destinație neavizate	-	m

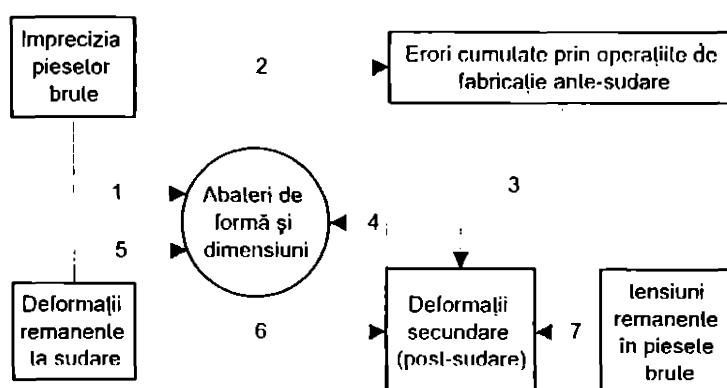


Fig. 1.12

1.3 Abateri admise de formă și dimensiuni în structuri metalice sudate

În contextul unei concepții constructive tot mai complexe și al intensificării condițiilor de exploatare, structurile sudate de rezistență trebuie să satisfacă cerințe din ce în ce mai pretențioase de eficiență economică și de calitate [25].

Institutul Internațional de Sudură a identificat trei niveluri (modele; categorii) de asigurare a calității pentru tehnologia sudării. Funcțiile sistemelor (de asigurare a) calității, corespunzătoare celor trei niveluri IIS sunt prezentate conform [26], în Tabelul 1.3.

Tab. 1.3 Funcțiile sistemului de asigurarea calității

Programul IIS de asigurare a calității / Comparatie între principalele caracteristici (fiecare din nivelurile IIS conține toate caracteristicile nivelului inferior)	
	Nivelul I
	Audhuri (externe + interne) Analiza contractului Asigurarea calității în proiectare
	Nivelul II
	Manualul calității Controlul (stăpânirea) fabricației Acțiuni corective (produs/sistem) Controlul (stăpânirea) documentelor Echipamente de măsurare și încercare Aprovizionare Identificare și trasabilitate Manipulare, depozitare și livrare Procese speciale
	Nivelul III
	Organizare Inspeții planificate Elaonări Dosare referitoare la calitate Neconformități

În acest label sunt notate cu majuscule funcțiile sistem la asigurarea cărora contribuie și precizia de execuție dimensională a structurilor sudate.

Dosarele referitoare la calitate, cerute la nivelul III, trebuie astfel să cuprindă și o fișă de măsurători dimensionale.

Printre acțiunile corective, menționate la nivelul II, se au în vedere și măsurile tehnologice pentru corectarea deformațiilor remanente neadmisibile.

În ceea ce privește asigurarea calității încă din faza de proiectare, conform nivelului I de asigurarea calității, elaborarea condițiilor de precizie geometrico-dimensională este considerat unul din cei 11 factori principali de calitate, conform tabelului 1.4.

Tab. 1.4

Nr. crt.	Principalii factori de calitate in faza de proiectare constructivă
1	Stabilirea secțiunii și dimensiunii îmbinării
2	Complexitatea calculului de dimensionare
3	Alegerea tipului de îmbinare
4	ELABORAREA CONDIȚIILOR DE PRECIZIE GEOMETRICO - DIMENSIONALĂ
5	Determinarea nivelului admis de defecte
6	Determinarea gradului de etanșeitate
7	Criterii adoptate la alegerea materialelor
8	Alegerea clasei de calitate
9	Elaborarea programului de control
10	Alegerea coeficientului de rezistență a îmbinării
11	Considerarea factorilor de exploatare

Structurile sudate sunt caracterizate printr-o mare diversitate de tipodimensiuni. Probleme tehnice cu înalt grad de dificultate, inclusiv din punct de vedere al preciziei de execuție, apar la structurile și elementele de structură ce condiționează capacitatea portantă.

O analiză oricât de succintă a soluțiilor constructive uzuale pentru aceste structuri evidențiază că ponderea dominantă o au cele de lipul grinzilor și stâlpilor cu secțiuni compuse din table sudate (a se vedea figurile 1.1, 1.2, 1.4, 1.6, 1.7, 1.8, 1.11).

Abaterile admise de formă și dimensiuni pentru astfel de structuri metalice sudate sunt reglementate în România printr-o serie de standarde și normative specifice (pe tipuri de produse).

Analizând câteva normative reprezentative [29], [30], [31], [35] se constată numeroase suprapuneri de notații în special. În Fig. 1.13, etichetele 1.5, 1.6, 1.7 și 1.8 se propune o sistematizare a principalelor abateri de formă și dimensiuni din punct de vedere al incidenței deformațiilor remanente la sudare.

Tab. 1.5 Valori prescrise pentru abateri admise importante

Abolerea	Valori ale abaterilor limită de formă și poziție/normativ adoptat		
	grinda I	stâlp II	grinda II
f_p	$\leq L / 1000; 10\text{mm}$ STAS 767/0-77		
f	$L / 1000; 15\text{mm}$ STAS 767/0-77		$\leq L / 1000; 14$ CS*
f_s	$L / 1000; 15\text{mm}$ STAS 767/0-77		$\leq L / 1000; 10\text{mm}$ STAS 11694-83
f_r			$\leq L / 1000; 15\%$ CS
ΔL	Tab. 1.5 STAS 767/0-77		Tab. 1.6 STAS 11694-83
$\Delta h, \Delta b$	$\pm 5\text{mm}$	$\pm 10\text{mm}$	$\pm 5\text{mm}$ CS
δ_a	$< 5\text{mm}$ STAS 767/0-77		$\leq b/250$ CS
Δe_1			≤ 4 CS
Δh	$\leq b/100$ STAS 767/0-77		$\leq b/200; 10\text{mm}$ STAS 11694-83
	$\leq b/200$ în zona îmbinărilor de montaj STAS 767/0-77		
δ_c	$\leq c/20$ STAS 767/0-77		$\leq 3c/100; 8\text{mm}$ STAS 11694-83
	$\leq c/100$ în zona îmbinărilor de montaj STAS 767/0-77		$c/100$ în zona îmbinărilor de montaj STAS 11694-83
δ	$\leq L / 1000; 10\text{mm}$ STAS 767/0-77		
f_1	$\leq \min(L, h_i/250); 4\text{mm}$ STAS 767/0-77		
f_{11}	$\leq (L, h_i)/1000 + 4\text{mm}$ STAS 767/0-77		$\leq h_i / 200$ STAS 11694-83
f_{12}			$\leq h_i / 200; 5\text{mm}$ STAS 11694-83
f_{13}			$\leq e_1 / 100$ STAS 11694-83
$\alpha, \Delta P_p$	Tab. 1.7 STAS 9101-77		STAS 11694-83
f_{max}	$\leq 6\text{mm}$ STAS 767/0-77		

* CS semnifică cîmp de sarcini

Tab. 1.6 Abateri limită admise la lungimile elementelor și la distanțele între imbinările de montaj pentru construcții civile, industriale și agrozootehnice din categoriile de execuție A și B [29].

Nr. crt.	Intervale de dimensiuni	Valoarea admisă în mm
1	până la 1.5m	±3
2	de la 1.5 până la 2.5m	±4
3	de la 2.5 până la 4.5m	±5
4	de la 4.5 până la 9.0m	±7
5	de la 9.0 până la 15.0m	±10
6	de la 15.0 până la 21.0m	±12
7	de la 21.0 până la 27.0m	±14
8	peste 27.0m	±15

Tab. 1.7 Abateri limită la lungimi pentru elementele construcțiilor metalice sudate ale instalațiilor de ridicat [30]

Lungimea elementelor de construcție metalică l [mm]	Clasa de abateri limită			
	1	2	3	4
	Abateri limită (mm)*			
< 30	±1	±1	±1	±1
30 < l ≤ 120	±1	±2	±3	±4
120 < l ≤ 315	±1	±2	±4	±7
315 < l < 1000	±2	±3	±6	±9
1000 < l ≤ 2000	±3	±4	±8	±12
2000 < l ≤ 4000	±4	±6	±11	±16
4000 < l ≤ 8000	±5	±8	±14	±21
8000 < l ≤ 12000	±6	±10	±18	±27
12000 < l ≤ 16000	±7	±12	±21	±32
16000 < l ≤ 20000	±8	±14	±24	±36
l > 20000	±9	±16	±27	±40

* valori identice cu cele prescrise în DIN 8570/1-74 [10] și pr. EN 33920/1-94 [21]

Tab. 1.8

Lungimea de referință în mm	Clasa de abateri limită							
	1		2		3		4	
	Abateri limită*							
	A _{xx}	APp mm/m	A _{xx}	APp mm/m	A _{xx}	APp mm/m	A _{xx}	APp mm/m
n ≤ 315	±20'	±6	±45'	±13	±1°	±18	±1°30'	±26
315 < n ≤ 1000	±15'	±4.5	±30'	±9	±45'	±13	±1°15'	±22
n > 1000	±10'	±3	±20'	±6	±30'	±9	±1°	±18

* Valori identice în STAS 9101-77 [31], STAS 11694-83 [30], DIN 8570 [10] și pr. EN 33920/1-94 [21]

La nivelul Comunității Europene, operațiunea de unificare a normelor din domeniul construcțiilor, începută în 1985, este în stadiu foarte avansat. Fenomen complex și de largă anvergură, unificarea conduce la elaborarea în domeniu a unor reguli de proiectare și execuție unitare [1], [2].

Analizând prevederile EUR 8849 [49] și P22-311-7/92 [18] ce premerg realizarea EUROCODE 3, referitor la proiectarea, fabricația și montajul construcțiilor metalice, precum și pr. EN 33920/1-94[21] și pr. EN 33920/2-95 [22] referitoare la toleranțele pentru construcțiile sudate, se poate aprecia că standardele românești actuale acoperă în mare măsură cerințele CE în domeniu, uneori fiind chiar identice cu acestea (a se vedea spre exemplificare tabelele 1.7 și 1.8).

În practică, abaterile admise de formă și dimensiuni, completate cu abaterile admise de la poziția relativă a unor elemente importante de construcție sudată sunt indicate în caietele de sarcini ce însoțesc proiectele de execuție. Valorile admisibile corespund în general prevederilor standardelor în vigoare, dar în anumite situații punctuate pot fi adoptate și valori speciale, specifice liputului de structură și/sau de element de structură sudată.

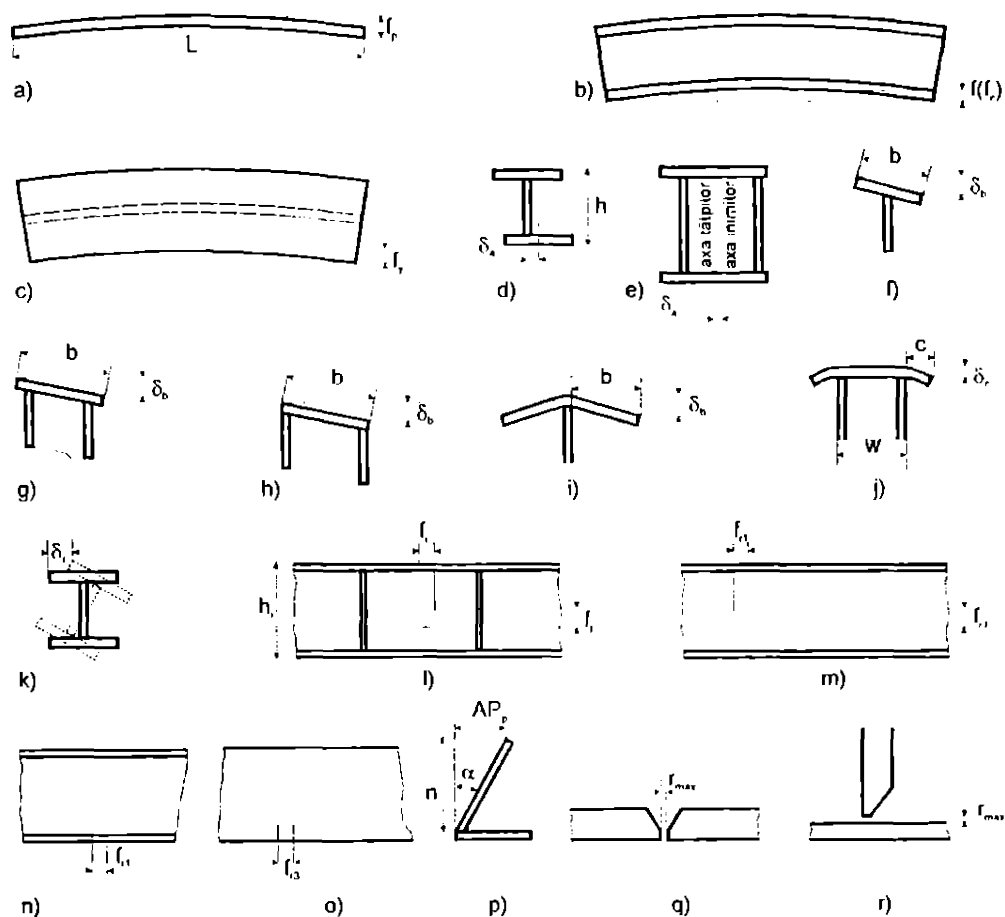


Fig. 1.13 Schematizare sistematizată pentru notarea unor abateri admise

Pentru exemplificare sunt prezentate în Fig. 1.14 și Tabelul 1.9 toleranțele admise la realizarea grinzilor principate ale unei instalații de ridicat de tip bigrindă cheson [7], cu respectarea notațiilor din Fig. 1.13.

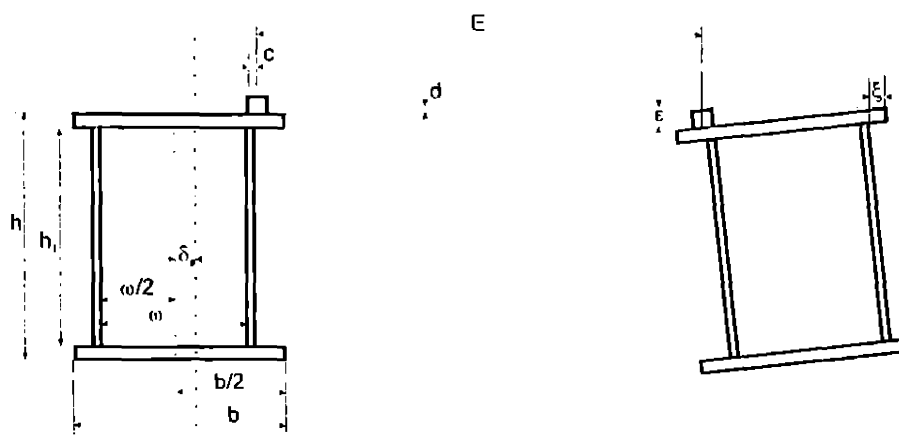


Fig. 1.14

Tab. 1.9

Denumire	Simbol	Toleranțe admise
Înălțimea inimii grinzii	h_i	$\pm 5\text{mm}$
Lățimea tălpilor	b	$\pm 4\text{mm}$
Distanța între inimi	a	$\pm 4\text{mm}$
Deplasarea șinei față de axa inimii	c	$\pm 4\text{mm}$
Denivelarea chesoanelor	d	$0.001E \text{ max. } +6\text{mm}$
Deplasarea tălpilor față de pereții verticali	δ_a	$\pm 4\text{mm}$
Așezarea oblică a tălpilor	ϵ	$b/250 \text{ mm}$
Așezarea oblică a inimilor	ϵ	$h_i/250 \text{ mm}$
Distanța între nervurile verticale		$\pm 10\text{mm}$
Lungimea consolelor laterale		$\pm 3\text{mm}$
Ecartamentul	E	$0.001E \text{ mm}$
Denivelarea șinei căruciorului		$\pm 2\text{mm}$
Ieșirea șinei din plan		5%

1.4 Concluzii

1. Apărute în România după 1920, aplicațiile industriale ale sudării au cunoscut o dezvoltare explozivă, actualmente peste 40% din producția de oțel și aluminiu întând în structuri sudate;
2. Din punct de vedere calitativ, gama de tipuri de structuri sudate este extraordinar de diversificată datorită avantajelor pe care le aduce tehnica sudării;
3. Una din particularitățile specifice structurilor sudate constă în apariția deformațiilor remanente la sudare, iar aceasta afectează direct precizia dimensională și indirect siguranța și fiabilitatea produselor. În context pot fi menționate în mod special elementele portante de tip *beam* răspândite în alcătuirea celor mai reprezentative lipuri de construcții sudate;
4. Conform documentelor IIS, elaborarea condițiilor de precizie geometrico-dimensională este considerat unul din principalii factori de calitate în tehnica sudării;
5. Toleranțele admise la realizarea structurilor sudate sunt relativ slăbnse, iar standardele românești în domeniu acoperă în mare măsură cerințele CE;
6. Estimarea prin calcul a deformațiilor remanente la sudare încă din faza de proiectare reprezintă un deziderat de indubitabil interes tehnic.

Capitolul 2

BAZELE TEORETICE ALE METODEI DE CALCUL A DEFORMAȚIILOR REMANENTE GENERALE LA SUDAREA OȚELURILOR

2.1 Noțiuni de referință

2.1.1 Deformații termice libere și împiedicate la încălzire uniformă

Un material metalic se dilată la încălzire, conform legilor generale din fizică, în mod uniform după toate direcțiile. Această dilatare este proporțională cu coeficientul de dilatare termică liniară, iar la răcire urmează contracția materialului.

Variația dimensională finală a unor piese metalice care au posibilitatea de a se deforma liber după toate direcțiile sub acțiunea unei încălziri uniforme este practic nulă, ca în exemplul prezentat, conform [0.12] în figura 2.1a.

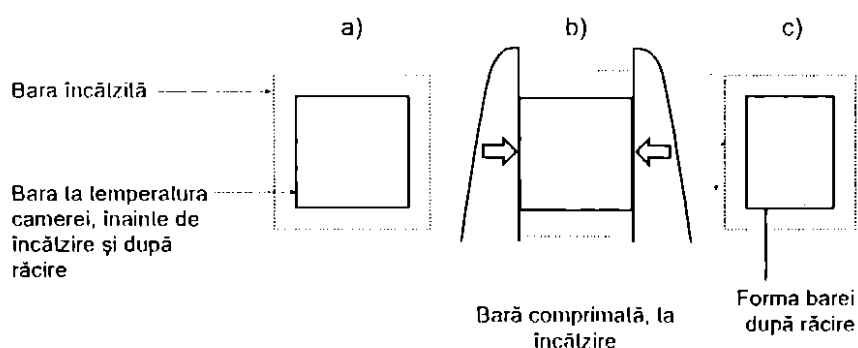


Fig. 2.1

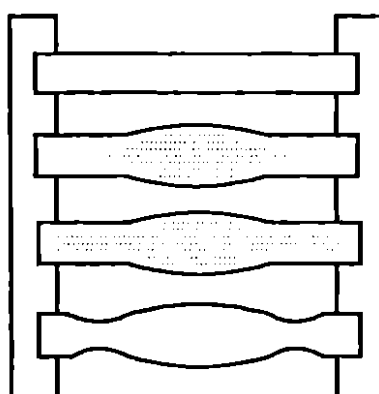


Fig. 2.2

Dacă deformația este împiedicată parțial, ca în exemplul din figura 2.1a și b, sau total ca în exemplul prezentat, conform [27] în figura 2.2, vor apărea deformații remanente datorate tensiunilor de reacție dezvoltate în faza de încălzire și de răcire.

Aceasta este cea mai simplă explicație a cauzei de bază ce produce deformarea pieselor și ansamblurilor sudate și anume deformația termică împiedicată.

2.1.2 Procesul de formare a tensiunilor

Se consideră o placă de metal ce se încălzește cu un conductor electric de-a lungul axei longitudinale ca în figura 2.3a. Materialul piesei este un oțel lenace-plastic, având o curbă caracteristică de lipul prezentat în figura 2.3b.

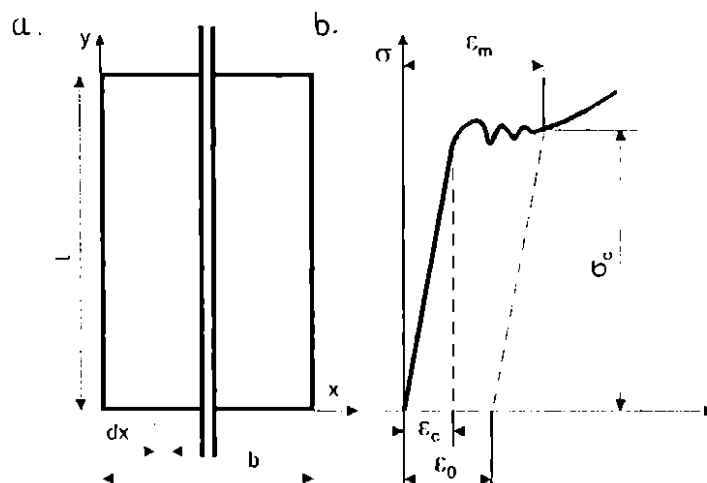


Fig. 2.3

Idealizând comportarea elasto-plastică a materialului și considerând grosimea s a plăcii unitară, se obține, conform [22], cel mai simplu model pentru studiul formării tensiunilor proprii monoaxiale de ordinul I, datorită încălzirii și răcirii neuniforme a unui corp metalic.

După un interval de timp de încălzire apare o stare termică limită, când aportul de căldură va fi echilibrat de cedarea de căldură. Din acest moment, cu excepția porțiunilor de capăt, distribuția temperaturii în toate secțiunile transversale ale plăcii devine uniformă.

În cazul în care se consideră suficientă rezolvarea aproximativă a problemei, se poate considera că variația temperaturii nu influențează coeficientul de dilatare termică liniară α . Pentru această situație simplificată alungirea absolut liberă a fiecărei fibre a plăcii, datorită încălzirii până la o temperatură T , va fi:

$$\Delta l = \alpha \cdot T \cdot l$$

iar alungirea relativă $\alpha \cdot T$ va avea distribuția prezentată calitativ în figura 2.4.

Dacă fibrele plăcii nu ar fi legate între ele în secțiunea $\delta\delta'$, ele s-ar așeza după curba $\alpha \cdot T$.

Când lățimea plăcii este mult mai mică decât lungimea ei, placa poate fi considerată ca o bară. Acceptând ipoteza secțiunilor plane, secțiunea $\delta\delta'$ se va deplasa în poziția mm' .

Segmentele dintre curba $\alpha \cdot T$ și dreapta mm' exprimă deformațiile elastice (dacă $\epsilon_m < \epsilon_c$), iar produsul dintre acesta și modulul de elasticitate E va indica mărimea tensiunilor termice.

Determinarea analitică a poziției dreptei mm' se realizează punând condiția ca suma lucrurilor forțelor interioare în secțiunea transversală să fie nulă:

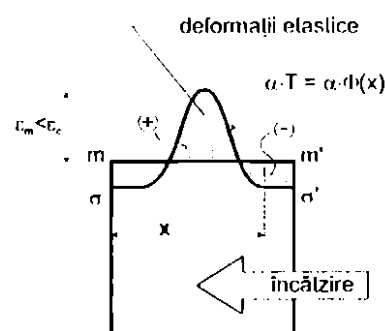


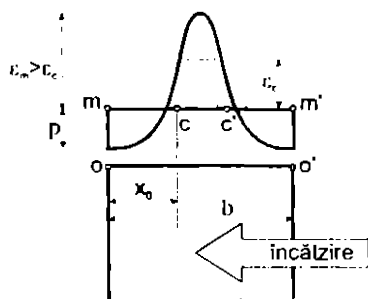
Fig. 2.4

$$\int_0^b \sigma \cdot dx = 0 \quad (2.2)$$

Dacă la încălzire s-a respectat condiția $\epsilon_m < \epsilon_c$, după răcire, atât deformațiile cât și tensiunile elastice vor dispărea. Dacă însă $\epsilon_m > \epsilon_c$, în zona plastifiată (de lățime b_p) se va produce modificarea distribuției deformațiilor, în starea termică limită, ca în figura 2.5a.

Parametrii necunoscuți:

a)



$$\overline{\sigma} = p$$

și

$$x_0$$

Se determină în acest caz din condițiile:

$$\begin{cases} \int_0^b \sigma \cdot dx = 0 \\ \alpha \cdot \Delta(x_0) - p = \epsilon_c \end{cases} \quad (2.3)$$

La răcire, secțiunea oo' se va deplasa în poziția nn' , ca în figura 2.5b, punând în evidență o deformație remanentă longitudinală specifică ϵ_{A1} de contracție.

Segmentele ce definesc suprafața hașurată din figura 2.5b exprimă deformațiile relative în secțiunea transversală după răcire, iar produsele acestora cu modulul de elasticitate longitudinală E vor da tensiunile remanente proprii după răcirea plăcii. Acestea vor fi de tracțiune în zona plastifiată la încălzire și de compresie în rest.

La sudare, care prin analogie este tot o încălzire neuniformă, în urma răcirii se vor obține rezultate calitativ similare din punct de vedere al deformațiilor și tensiunilor remanente. O estimare analitică performanță a acestora va trebui să țină seama în primul rând de specificul câmpului termic ce se dezvoltă la sudare.

2.1.3 Câmpul termic la sudarea plăcilor

Procedeete de sudare cu arcul electric produc la încălzire și răcire cicluri termice asimetrice, încălzirea fiind mai rapidă în raport cu răcirea. Rezultă o lipsă de echilibru între încălzire și răcire și, ca urmare, între dilatarea și contracția termică a metalului.

Încălzirea rapidă realizată de surse termice având densitate mare de energie este neuniformă. Această neuniformitate a încălzirii, corelată în principal cu temperaturile ridicate produse în vecinătatea îmbinărilor sudate, reprezintă cauza apariției deformațiilor și tensiunilor la sudare [31].

Câmpul termic la sudare este dependent de transferul termic prin conductivitate (legea lui Fourier), prin convecție (legea lui Newton) și prin radiație (legea lui Boltzmann).

Câmpul termic din materialul supus sudării depinde de energia liniară introdusă de sursa termică, de proprietățile termofizice ale materialului și de schimbul termic cu mediul înconjurător.

Fiind cauzate de încălzirea neuniformă a materialului, deformațiile la sudare pot fi determinate pe baza distribuției temperaturii în timpul sudării. Teoria elaborată de N. N. Răkalin [24] privind câmpul termic la sudare, permite determinarea analitică, într-o serie de cazuri, a temperaturii în diferite zone din piese supuse procesului de sudare.

În cazul structurilor metalice de rezistență de tipul barelor, cu secțiuni compuse din table și profile laminate, sudate cu procedee de largă aplicabilitate industrială, prezintă interes relațiile de calcul a temperaturii în regim de sudare stabilizat, produs de surse termice permanente mobile, pe elemente de tip placă.

Pentru sudarea manuală cu electrozi înveliți (sursă termică de medie putere) se utilizează

relația:

$$T(x, y) = \frac{q}{2\pi\lambda\delta} \cdot e^{-\frac{v_s \cdot x}{2a}} \cdot K_0\left(\frac{r}{2a} \sqrt{v_s^2 + 4a \cdot b_p}\right) \quad (2.4)$$

unde:

T = temperatura la punctul considerat de coordonate x și y în sistemul mobil de coordonate, a cărei origine coincide cu poziția sursei termice (figura 2.6);

q = puterea efectivă a sursei termice în cal/sec;

λ = conducibilitatea termică în cal/cm·sec·°C;

v_s = viteza de sudare în cm/sec;

$a = \frac{\lambda}{c \cdot \gamma} =$ difuzivitatea termică în s/cm²;

c = căldura specifică în cal/g·cm³;

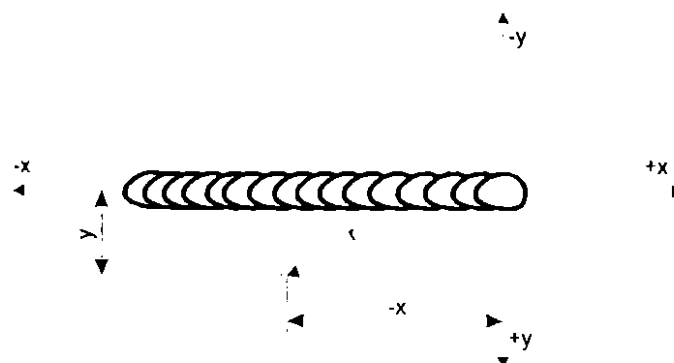


Fig. 2.6 Sistemul de coordonate pentru definirea câmpului termic la sudarea cu surse de medie putere

K_0 = funcția Bessel de ordinul zero și gradul doi, labelată în funcție de valoarea argumentului

$r = \sqrt{x^2 + y^2} =$ distanța până la sursa termică (figura 2.6), în cm

$b_p = \frac{2\alpha_c}{c \cdot \gamma \cdot s} =$ coeficientul de pierdere a căldurii pentru corpul de tip placă

α_c = coeficientul de convecție termică;

s = grosimea plăcii sudate, în cm.

γ = densitatea materialului [kg/m³], a conservat în g/cm³ Căldura

Se observă că în acest caz temperatura nu depinde de timpul de sudare t (regim termic cvasistaționar).

Când se urmărește determinarea temperaturii pentru puncte relativ îndepărtate de sursă, în condițiile unei viteze ridicate de sudare, funcția Bessel poate fi aproximată cu relația:

$$K_0(\rho) = \sqrt{\frac{\pi}{2 \cdot \rho}} \cdot e^{-\rho} \quad (2.5)$$

Neglijând pierderile de căldură, relația (2.3) devine:

$$T(x, y) = \frac{q \sqrt{a}}{2 \cdot \lambda \cdot s \sqrt{\pi \cdot v_s \cdot r}} \cdot e^{-\frac{v_s \cdot x}{2a} - \frac{v_s \cdot r}{2a}} \quad (2.6)$$

Pentru sudarea sub stral de flux (cazul sursei termice mobile de mare putere și viteză) se utilizează, conform [06], relația:

$$T(y, t) = \frac{q}{s \cdot v_s \sqrt{4\pi \cdot \lambda \cdot c \cdot s \cdot t}} \cdot e^{-\frac{y^2}{4at} - b_p t}$$

În acest caz, datorită vitezei mari de sudare, se asimilează sursa termică cu o sursă plană, distanța la punctul curent de pe placă măsurându-se după axa y.

2.1.4 Determinarea analitică a extinderii ariei cu deformații elasto-plastice la sudarea plăcilor

Estimarea analitică a tensiunilor și deformațiilor remanente la sudare presupune evaluarea extinderii zonei cu deformații plastice (remanente) din vecinătatea îmbinărilor sudate, zonă încălzită peste temperatura critică ce anulează proprietățile de rezistență ale materialului.

Pentru oțelurile de construcție de uz general, variația limitei de curgere cu temperatura [17] este prezentată în figura 2.7.

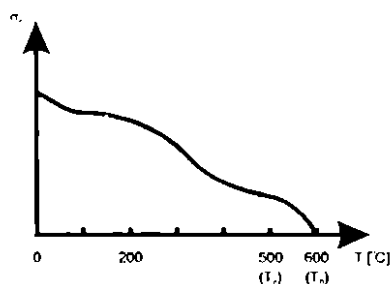


Fig. 2.7 Variația limitei de curgere cu temperatura la oțelurile carbon de uz general

Se notează în continuare cu A_{p1} aria plastifiată a secțiunii transversale prin elementul sudat ($T > T_c$) și cu A_{p2} aria cu deformații elasto-plastice ($T > T_0$). Calitativ, extinderea acestora în funcție de variația temperaturii maxime în zona îmbinării sudate este prezentată în figura 2.8.

Pentru sudarea manuală cu arc electric descoperit, dacă se neglijează pierderile de căldură, din relația (2.6) se deduce că temperatura din cele două puncte ale plăcii având coordonatele (x_1, y_1) și (x_2, y_2) va fi aceeași, dacă la aceleași valori ale energiei liniare ($q_l = q/v_s = cl$) vor exista egalitățile:

$$\begin{cases} v_1 \cdot x_1 = v_2 \cdot x_2 \\ v_1 \cdot y_1 = v_2 \cdot y_2 \end{cases}$$

(2.8)

, iar prin urmare și egalitatea:

$$v_1 \cdot r_1 = v_2 \cdot r_2 \quad (2.9)$$

Relația (2.9) evidențiază posibilitatea de a reduce câmpurile de temperatură pentru diferite puteri efective ale sursei și diferite viteze de sudare, la un singur câmp termic generalizat. Pentru cazul oțelurilor carbon de uz general, câmpul termic generalizat este prezentat, conform [19], în figura 2.9.

Pentru determinarea temperaturii din punctul de coordonate (x, y) în cazul încălzirii cu o sursă de căldură caracteristică sudării cu arc, având puterea efectivă q , care se deplasează cu viteza v_s pe suprafața plăcii cu grosimea s , este suficient să se găsească în câmpul termic generalizat ordonata m a punctului de intersecție cu verticala ce trece prin abscisa $k = v_s \cdot y$. Atunci temperatura punctului va fi:

$$T(x, y) = m \cdot \frac{q}{2 \cdot s} \quad (2.10)$$

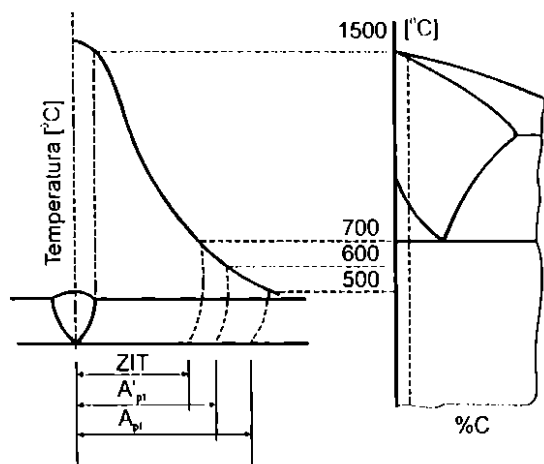


Fig. 2.8 Extinderea deformațiilor elasto-plastice în vecinătatea îmbinării sudate cap la cap

Cunoscând pulerea efectivă q și grosimea plăcii s , se poate determina mărimea m , corespunzătoare temperaturii de plastifiere $T_0 = 600^\circ\text{C}$, folosind relația:

$$m_0 = \frac{1200 \cdot s}{q} \quad (2.11)$$

În continuare, pe ordonata corespunzătoare m_0 din figura 2.9, se determină curba de tip n care are amplitudinea maximă situată pe această ordonată. Se determină apoi valoarea k ce corespunde acestui punct de maxim. Cunoscând valorile n , k și v_s se calculează coordonatele punctului ce atinge temperatura maximă, de valoare T_0 , cu relațiile:

$$\begin{cases} x_n = \frac{k}{v_s} \\ y_n = \frac{n}{v_s} \end{cases} \quad (2.12)$$

Se obține astfel lățimea zonei plastificate la sudare:

$$b_{T_0} = y_0 \quad (2.13)$$

Metoda de calcul fiind grafo-analitică, precizia de determinare a extinderii zonei plastificate este, din păcate, destul de redusă.

Determinarea analitică a extinderii zonei plastificate se poate realiza mult mai exact în cazul sudării cu sursă termică de mare putere și viteză. Pentru aceasta se caută extremele funcției de temperatură dată de relația (2.7) prin anularea derivatei în raport cu timpul și se obține următoarea relație pentru temperatura maximă de încălzire a fibrei situate la distanța y de axa cusăturii:

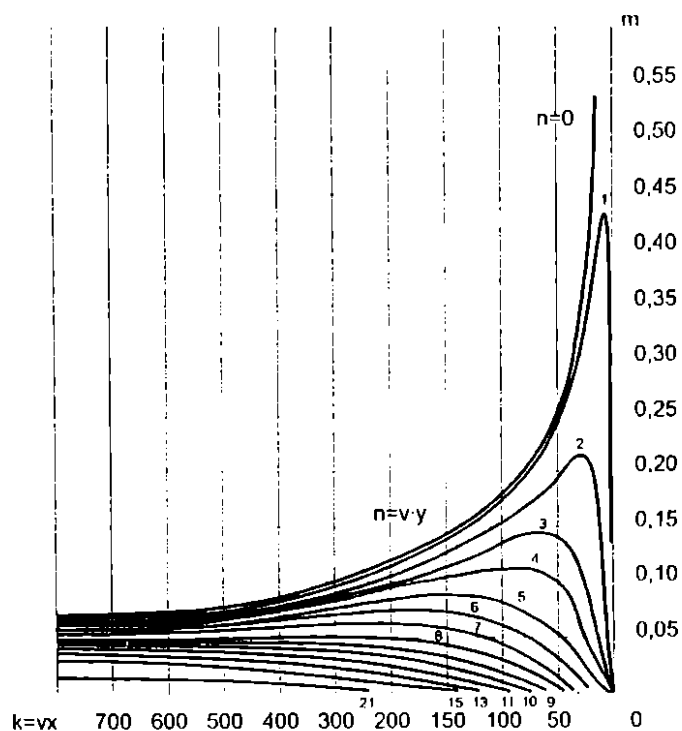


Fig. 2.9 Câmpul termic generalizat la sudarea electrică manuală a oțelurilor carbon de uz general

624.121/1340

$$T_{\max,y} = \frac{0,484 \cdot q}{v_s \cdot s \cdot c \cdot \gamma \cdot 2y} \cdot \left(1 - \frac{b_p \cdot y^2}{2a} \right) \quad (2.14)$$

În cazul influenței nesemnificative a cedării de căldură în zona învecinată cusăturii, relația (2.14) se reduce la:

$$T_{\max,y} = \frac{0,484 \cdot q}{v_s \cdot s \cdot c \cdot \gamma \cdot 2y} \quad (2.15)$$

Astfel, lățimea zonei încălzite peste o anumită temperatură T se poate determina cu relația:

$$b_T = 2y = \frac{0,484}{c \cdot \gamma \cdot T} \cdot \frac{q_l}{s} \quad (2.16)$$

unde $q_l = q/v_s$ reprezintă energia liniară la sudare.

Relația (2.16) permite estimarea analitică a următoarelor mărimi de interes:

$b_{T_{217}}$ - lățimea zonei influențată termic ($T = 727^\circ\text{C}$);

$b_{T_{c,\min}}$ - lățimea minimă a zonei plastifiate ($T = T_c \approx 500^\circ\text{C}$);

$b_{T_{e,\min}}$ - lățimea minimă a zonei cu deformații elasto-plastice ($T = T_0 \approx 600^\circ\text{C}$).

Document Technique Unifie indică, conform [6], pentru variația limitei de proporționalitate a oțelurilor cu temperatura, o relație de forma:

$$\sigma_{0,2}(T) = \left[1 + \frac{T}{900 \cdot \log\left(\frac{T}{1750}\right)} \right] \cdot \sigma_{0,2}^{(20^\circ\text{C})} \quad (2.17)$$

Această relație este valabilă pentru $20^\circ\text{C} \leq T \leq 600^\circ\text{C}$. Punând condiția $\sigma_{0,2}(T) = 0$, rezultă o estimare mai exactă pentru T_c la valoarea 494°C .

Apreciez că determinarea analitică a extinderii zonei plastifiate la sudare (relația 2.16) are la ora actuală doar o utilitate informativă, dată fiind lipsa oricăror cercetări experimentale pe această temă. Abordarea sistematică a acestei problematice ar putea oferi un suport experimental valoros pentru studiul câmpului termic inclusiv în cazul îmbinărilor sudate de colț. Nu în ultimul rând, cunoașterea extinderii ariei plastifiate poate îmbunătăți schematizările actuale, foarte simplificale, pentru trasarea epurei tensiunilor remanente în secțiunea elementelor sudate.

2.1.5 Clasificarea deformațiilor remanente la sudare

Deformațiile remanente la sudare se pot clasifica, conform [18], după cauza care le provoacă și după modul de modificare a formei elementelor sudate.

După cauza care le provoacă, se deosebesc:

- deformații termice libere, provocate de încălzirea elementelor fără factori dinamici. Aceste deformații pot să apară datorită încălzirii uniforme și se notează cu c_T . Formarea lor nu duce la apariția unor forțe interioare și nici la deformarea rețelei atomice a metalului;
- deformații provocate de forțe interioare, care determină condițiile de rezistență și de cedare ale elementelor. Studiul acestor deformații prezintă interes practic deosebit, ele se notează cu c_c și se vor numi deformații elasto-plastice;
- deformații datorită modificării formelor elementelor, care sunt provocate de acțiunea combinată a temperaturii și a forțelor interioare. Forțele interioare se datoresc reacțiunilor de legătură dintre zonele mai încălzite și zonele mai puțin încălzite ale pieselor ce se sudează, sau reacțiunilor de fixare în plan a elementelor construcției. Deformațiile datorită modificării formei, notate cu c_r , au două componente: deformații termice libere și deformații provocate de forțe interioare ($c_r = c_T + c_c$).

Exemplu de formare a deformațiilor: un element de structură este fixat rigid la unul din

capete și printr-o legătură elastică la celălalt capăt. Elementul, având lungimea egală cu unitatea, se încălzește uniform. În acest caz vor lua naștere trei deformații diferite:

- deformația termică liberă, datorită încălzirii elementului, dacă reacțiunea în legătură nu există:

$$\epsilon_T = \alpha \cdot T \quad (2.18)$$

- deformația de modificare a formei care reprezintă alungirea elementului, ținând seama și de existența legăturii elastice:

$$\epsilon_f = \alpha \cdot T + \frac{R}{E \cdot A} \quad (2.19)$$

unde R este reacțiunea în legătura elastică, iar EA este rigiditatea barei;

- deformația elasto-plastică în element, datorită factorului dinamic:

$$\epsilon = \frac{R}{E \cdot A} \quad (2.20)$$

Această din urmă deformație apare sub influența directă a forțelor interioare și poate fi elastică dacă $\epsilon < \epsilon_c$.

Din punct de vedere al modificării formei, deformațiile remanente la sudare se clasifică în deformații generale și locale.

În tabelul 2.1 și figura 2.10 sunt sistematizate, conform [1], cele mai importante tipuri de deformații remanente la sudare, cu respectarea notațiilor din figura 1.13.

În ceea ce privește deformația remanentă de răsucire la sudare se poate afirma că literatura de specialitate de largă circulație nu face până în prezent nici o referire particulară - nici sub aspectul unui mecanism specific de producere și nici cu privire la posibilitățile de eslimare analitică. Aparent, această deformație face parte din grupa celor generale, cel puțin ca finalitate și ca plasare în rarele prezentări ale standardelor privind abaterile de formă și dimensiuni admise pentru structuri sudate; de exemplu [5].

Experiența de fabricație acumulată în zona Banatului, la întreprinderi precum Uzinele Mecanice Timișoara, CMB Bocșa, Uzinele de Vagoane Arad, CAROMET Caransebeș și LUGOMET Lugoj, arată că acest tip de deformație este foarte nedorit, datorită unor dificultăți de redresare sporite și a melodei de redresare în sine care este cunoscută și mai ales stăpânită de foarte puțini specialiști în fabricația de structuri sudate.

O explicație probabilă a mecanismului de producere a acestui tip de deformație remanentă ar putea porni de la considerarea simultană a efectului de încovoiere oblică combinat cu cel de burdușire a inimilor și tălpilor, în dinamica procesului de sudare și a variației rigidității efective de ansamblu.

Tabelul 2.1 Deformații remanente tipice la sudare

Grupa de deformații	Nr. crt.	Denumirea uzuală	Figura explicativă
generate	1	Contractie transversală	2.10a
	2	Contractie (longitudinală)	
	3	Săgeală (de încovoiere)	2.10b
locale	4	Rolire (unghiulară)	2.10c și d
	5	Ciupercare (a tălpilor)	2.10e
	6	Burdușire (a inimilor și tălpilor)	2.10f
combinale*	7	Răsucire	2.10g

* opinie proprie

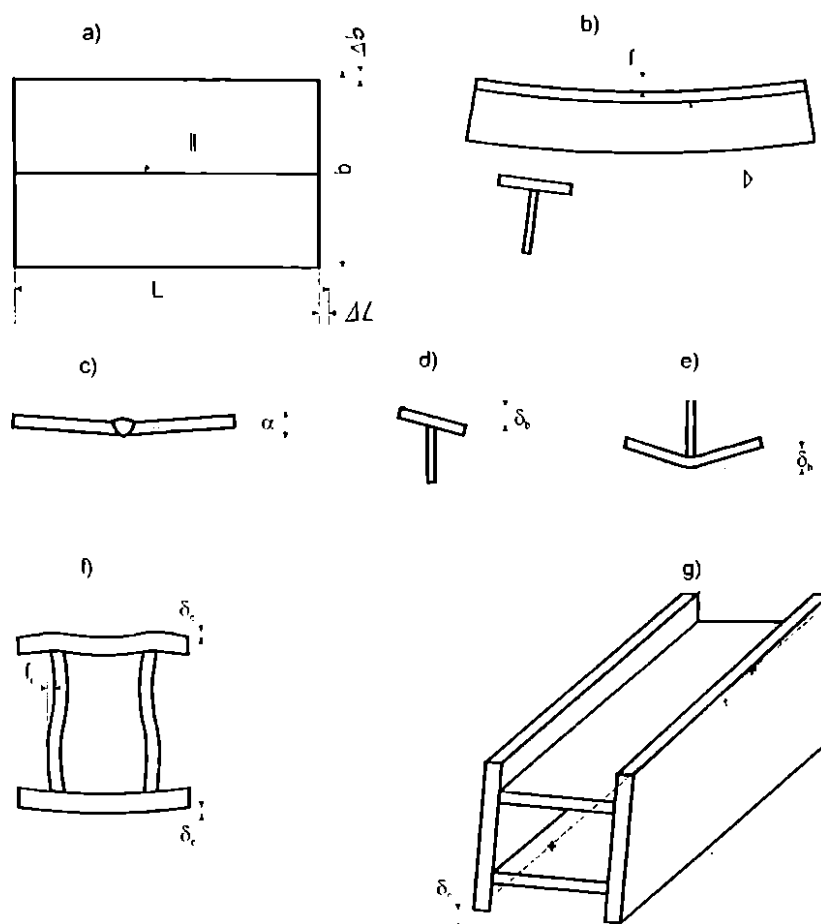


Figura 2.10

2.2 Selecția metodei de calcul

Sistematizarea celor mai importante deformații remanente la sudare pune în evidență șapte tipuri de deformații din punctul de vedere al incidenței lor asupra abaterilor de formă și dimensiuni.

Dintre acestea, doar două pot fi privite ca tipuri distincte prin prisma cauzalității în mecanica deformațiilor și anume contracția transversală și longitudinală. Cu alte cuvinte, toate celelalte tipuri de deformații sunt derivate din acestea, ca o consecință a excentricităților, în general inerente, ale forțelor de contracție față de centrul de greutate al ansamblului.

În general, contracția transversală este de câteva ori mai mare decât cea longitudinală datorită rigidității mai reduse a ansamblului pe direcția ei.

În consecință, se poate aprecia ca holărătoare pentru dezvoltarea deformațiilor remanente la sudare mărimea contracției transversale în zona plasticizată la sudare. Ca urmare, și alegerea metodei de calcul trebuie să pornească de la această premiză.

Vor fi analizate în continuare cele mai cunoscute relații de estimare analitică a contracției transversale la sudare.

În prealabil, trebuie subliniat faptul că aproximarea analitică a contracției la sudare prezintă mari dificultăți, dată fiind complexitatea fizică a fenomenului, în special în cazul sudării în mai multe straturi, când fiecare strat allerează și parțial anulează starea de tensiune indusă de stratul prece-

denl.

Relații de referință au propus în domeniu următorii autori: Matisius (1936), Spraragen și Ellinger (1950), Kihara și Masubuchi (1955), Okerblom (1958), Watanabe și Saloh (1961), Capel (1961) și Guiaux (1962).

Desigur, literatura de specialitate consemnează și numeroase alte propuneri originale, dintre cele mai elaborate fiind cete ale lui Masubuchi (1980) [12] și Gerbeaux [8].

Formula lui MALISIUS.

Generalizând rezultatele unui studiu analitic referitor la sudarea barelor [11], Matisius propune următoarea formulă pentru calculul contracției transversate:

$$\Delta_b = 1,3(0,6 \cdot \lambda_1 \cdot k \cdot A_s / s + \lambda_2 \cdot b_s) \quad (2.21)$$

unde:

- λ_1 = coeficientul de dilatație a barei (= 0,004, după [12]);
- k = factor de proces (≈ 50 pentru sudarea cu electrozi înveliți);
- A_s = aria secțiunii sudurii;
- s = grosimea tablei;
- λ_2 = coeficient de dilatație a cordonului (= 0,0093, după [12]);
- b_s = lățimea cordonului [mm].

Această formulă încearcă să ia în considerare fenomenele termice și procedeul tehnologic de sudare, dar nu ține seama de tipul rostului și nu poate fi aplicată în cazul sudării în mai multe treceri.

Formula lui SPRARAGEN și ETTINGER

Cei doi autori au propus următoarea relație de origine empirică [8], ce ia în considerare doar parțial geometria rostului și a cordonului:

$$\Delta_b = 0,2 \cdot A_s / s + 0,05 \cdot r \quad (2.22)$$

unde:

- r = deschiderea (inițială) a rostului.

Această relație este deosebit de simplă de aplicat și dă în general rezultate orientative deoarece nu ține seama de tehnologia de sudare, de tipul materialului sau de forma rostului.

Formulele lui KIHARA și MASUBUCHI

Acești doi autori au condus un studiu experimental aprofundat asupra contracției transversate cauzată de sudarea în mai multe treceri, constatând că ultima trecere produce o contracție clar inferioară primelor treceri:

$$\Delta_{b_i} = \Delta_{b_0} + b_s (\log w_i - \log w_0) \quad (2.23)$$

unde:

- Δ_{b_0} = contracția transversală după prima trecere;
- w_i = greutatea totală a metalului depus după trecerea nr. i ;
- w_0 = greutatea metalului depus după prima trecere.

Această relație reprezintă mai mult un model de interpretare a fenomenului decât un instrument de estimare analitică, autorii nepunând la dispoziție alte date ce sunt necesare în acest scop.

Formula lui OKERBLOM [20]

Pe baza unei bogate și originale experiențe de cercetare științifică, Okerblom propune următoarea relație de calcul:

$$\Lambda_b = \frac{\mu}{0,335} \cdot \frac{q_{lc}}{A} \cdot b \quad (2.24)$$

unde:

μ = coeficient de material ($= -3,53 \cdot 10^{-6} \text{ cm}^3/\text{cal}$, în cazul oțelurilor uzuale de construcție);

A și b = aria secțiunii transversale și respectiv lățimea elementului sudat;

q_{lc} = energia liniară de calcul, care se determină cu relația:

$$q_{lc} = \begin{cases} q_l & \text{pentru } n_l = 1 \\ -\frac{\epsilon_c}{\mu} \cdot A_{pl} & \text{pentru } n_l > 1 \end{cases} \quad (2.25)$$

unde:

q_l = energia liniară la sudare;

n_l = numărul de treceri,

iar A_{pl} se determină cu relația:

$$A_{pl} = A_r \cdot F(r_{pl}) \quad (2.26)$$

unde:

A_r = aria rostului;

F = funcție de geometria rostului; ?

r_{pl} = raza de plastifiere, care se determină la rândul ei cu o relație de forma:

$$r_{pl} = 43,5 \cdot 10^{-3} \sqrt[3]{q_l} \quad (2.27)$$

Formula lui WATANABE și SATOH [8]

Pentru sudarea cap la cap a tablelor cu rost în V, cei doi autori avansează relația:

$$\Lambda_b = C_1 \cdot \frac{A_r}{s^2} \cdot \ln \frac{W_2}{W_1} + C_2 \cdot \sqrt{\frac{A_r}{s^2}} \quad (2.28)$$

unde:

W_1 = greutatea metalului depus la o trecere în g/cm;

C_1 și C_2 sunt coeficienți determinați experimental de autori pentru o serie de condiții operative caracterizate în principal prin diametrul electrodului d_e , intensitatea curentului de sudare I_s și viteza de sudare v_s .

Această relație este considerată sofisticată și dependentă de coeficienți greu de determinat experimental pentru toate situațiile de interes decât cele furnizate de autori și nu este aplicabilă pentru toate tipurile de rosturi.

Formula lui CAPEL [8]

Formula propusă de Capel se referă la contracția transversală la sudarea cap la cap, cu electrozi înveliți, a tablelor cu grosimea de 6mm, în cazul rostului în V:

$$\Lambda_b = k \frac{U_a \cdot I_s}{v_s \cdot g} \quad (2.29)$$

unde:

- U_a = lăsiunea arcului;
 g = grosimea cordonului de sudură;
 k = constanță de material.

Formula lui GUIAUX [8]

Este o formulă empirică și se referă tot la sudarea cap la cap a lăbelor cu rost în V:

$$\Delta_{tr} = 0,18 \cdot b_m \quad (2.30)$$

unde:

$$b_m = \text{lăiimea medie a rostului.}$$

O relație cu caracter empiric de largă audiență propune și Welding Handbook [0.12], unde contracția transversală este direct proporțională cu raportul dintre aria îmbinării sudate și grosimea lăbeli.

Astfel de relații cu domeniu mai mare sau mai mic de aplicabilitate, inclusiv pentru diverse alte tipuri de deformații remanente la sudare, au fost propuse și de mulți alți autori, printre care: Azimov [0.1], Campus [0.7], Fadeev [4], Ftelscher [7], Gilde [0.7], Janke [9], Lorenz [0.7], Machnenko și Beyer [10], Matting și Wolf [13], Muller [15], Naumann [16], Neumann [0.7], Nikolajev [16], Pflug [21], Richter și Georgi [23], Robenack [25], Safonnikov [26], Schleicher [28], Schmidl [29], Schullz [30], Troschun [16], Wollny [32], Yoshiaki [33].

Analizând toate aceste referiri bibliografice, am ales drept bază de referință pentru această lucrare, contribuțiile aduse în domeniu de N. O. Okerblom, din următoarele considerente:

- formula pentru calculul contracției transversale consideră toți factorii de influență importanți (material, parametri tehnologici primari, rigiditate) putând fi utilizată și în cazul sudării în mai multe treceri;

- autorul a adus și o serie de alte contribuții la calculul celorlalte tipuri de deformații remanente generale și chiar locale la sudare [0.8] în tratare principial unitară.

2.3 Prezentarea metodei

2.3.1 Determinarea analitică a deformațiilor la încălzire neuniformă

Se consideră un element metalic de tip bară dreaptă, de secțiune oarecare, prezentată în figura 2.11, supus unui proces de încălzire neuniformă. Se presupune o repartiție a temperaturii pe lăiimea secțiunii definite de curba T (vezi figura 2.11) și constanță pe grosimea elementului [19].

Dacă fibrele de material s-ar putea deforma independent, amplitudinea deformațiilor termice ar fi determinată de curba λ , ale cărei ordonate sunt definite de o relație de forma:

$$\lambda = \alpha \cdot T \quad (2.31)$$

, unde α este considerat independent de temperatură.

Practic, fibrele nu se pot deforma independent una față de alta și în ipoteza secțiunilor plane deformațiile efective vor fi definite de dreapta Δ .

Diferența între deformațiile termice libere și deformațiile reale (impedicate) va produce în fiecare fibră tensiuni de forma:

$$\delta_y = E(\lambda y - \lambda y) \quad (2.32)$$

Aceste tensiuni trebuie să fie interior echilibrate și ca urmare se impune condiția ca atât suma tuturor forțelor interioare cât și suma tuturor acestor forțe, față de un punct oarecare al secțiunii P, să se anuleze:

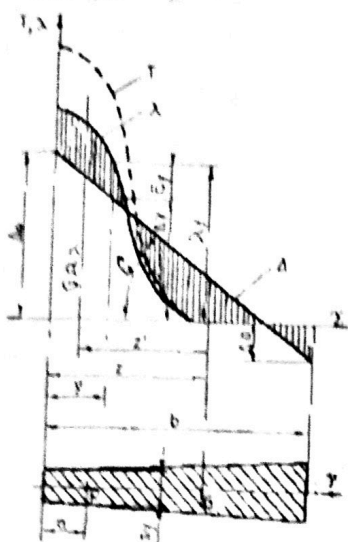


Fig. 2.11 Deformații termice la încălzirea neuniformă a unei bare de secțiune oarecare

$$\begin{cases} \int \sigma_y \cdot s_y \cdot d_y = 0 \\ \int \sigma_y \cdot s_y (y - a) dy = 0 \end{cases} \quad (2.33)$$

Considerând pentru σ_y expresia (2.32) și separând termenii corespunzători Δy și λ_y , se obține:

$$\begin{cases} \int_0^b \Lambda_y \cdot s_y \cdot d_y = \int_0^b \lambda_y \cdot s_y \cdot d_y \\ \int_0^b \Lambda_y \cdot s_y (y - a) dy = \int_0^b \lambda_y \cdot s_y (y - a) dy \end{cases} \quad (2.34)$$

Rezolvând acest sistem de ecuații, Okerblom a determinat poziția dreptei Δ , deci deformațiile efective la încălzire neuniformă, prin elementele caracteristice:

$$\Delta_0 = \left[\frac{1}{A} + \frac{z \cdot z'}{I_y} \right] \cdot \Omega_\lambda \quad (2.35)$$

$$\Delta_b = \left[\frac{1}{A} + \frac{(b - z) \cdot z'}{I_y} \right] \cdot \Omega_\lambda \quad (2.36)$$

unde:

- A = aria secțiunii transversale a elementului
- I_y = momentul de inerție axial al secțiunii elementului față de axa principală de încovoiere;
- Ω_λ = suma deformațiilor termice relative în secțiune (suprafața de sub curba λ);
- z = distanța de la centrul de greutate al secțiunii la fibra extremă prin care se introduce fluxul termic;
- z' = excentricitatea suprafeței dată de suma deformațiilor termice în secțiune (Ω_λ) față de centrul de greutate.

Cunoscând Δ_0 și Δ_b se poate determina curbura rezultată în urma încălzirii neuniforme, cu relația:

$$C = \frac{\Delta_0 - \Delta_b}{b} = \frac{z'}{I_y} \cdot \Omega_\lambda \quad (2.37)$$

, precum și deformația longitudinală Δ_L a fibrei situată în centrul de greutate al secțiunii transversale:

$$\Delta_L = \Delta_0 \cdot C \cdot z = \frac{1}{A} \Omega_\lambda \quad [-] ? \quad (2.38)$$

Astfel, pentru determinarea deformațiilor produse de încălzirea neuniformă asupra fibrei corespunzătoare centrului de greutate al secțiunii unui element de tip placă este necesar să se cunoască, în principal, distribuția temperaturii și excentricitatea centrului de greutate al suprafeței deformațiilor termice ($G_{(t)}$) față de centrul de greutate al secțiunii (G).

Valabilitatea relațiilor (2.35) ... (2.37) a fost verificată experimental [19] cu bună precizie pentru o placă de grosime constantă supusă la încălzire neuniformă prin sudare pe muchie, ca în figura 2.12.

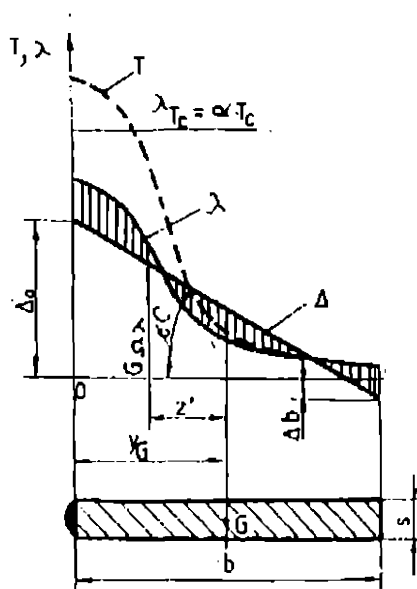


Fig. 2.12 Deformații termice la încălzirea produsă de sudarea pe muchie a unei table

Dacă temperatura maximă depășește însă T_0 , când limita de curgere practic se anulează, condițiile de apariție a deformațiilor se schimbă fundamental.

Astfel, în fibrele încălzite sub T_c vor apărea deformații elastice, în cele încălzite peste T_0 , deformații plastice, iar în cele încălzite în intervalul $T_c \dots T_0$, deformații elasto-plastice. Valoarea maximă a deformațiilor elastice, pentru fibra încălzită până la 500°C , poate fi estimată cu relația:

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_{0,2}}{E} \quad (2.39)$$

Poziția dreptei Δ se determină în acest caz din suma deformațiilor termice scăzând deformațiile plastice, ca în figura 2.14.

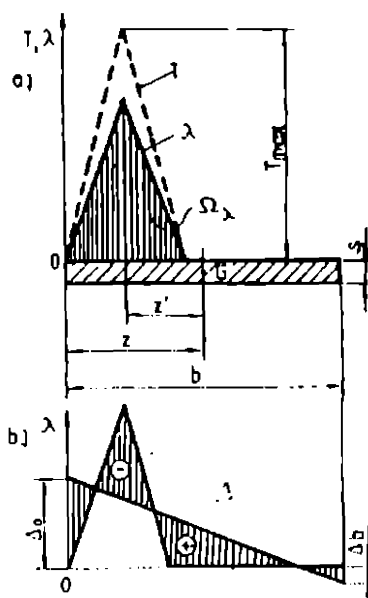


Fig. 2.13 Deformațiile termice la încălzirea neuniformă și la temperaturi sub 500°C a unei plăci

Suprafața deformațiilor termice relative s-a calculat neglijând deformațiile plastice apărute la depășirea limitei de elasticitate a materialului.

2.3.2 Determinarea analitică a deformațiilor în urma răcirii după o încălzire neuniformă

Se consideră o placă din oțel de secțiune constantă supusă la o încălzire neuniformă de un câmp termic T prezentat în figura 2.13, având temperatura maximă $T_{\max} < T_c$ ($\sim 500^\circ\text{C}$).

În material, care mai păstrează proprietățile de elasticitate ridicate, se dezvoltă deformații termice libere de amplitudine λ ($\lambda = \alpha T$), care însumate dau suprafața Ω_λ .

Tensiunile termice vor fi produse de diferența dintre deformațiile termice și cele reale (dreapta Δ), diferență dată de suprafața hașurată în figura 2.13.

Deoarece tensiunile termice care apar la încălzire ($\sigma_v = E(\lambda_v - \lambda_v)$) nu depășesc limita de elasticitate și nu sunt însoțite de deformații plastice, după răcire placa va reveni la poziția inițială fără nici un fel de deformații și tensiuni remanente.

Suma tuturor deformațiilor plastice apărute Ω_λ , este egală cu diferența dintre suma tuturor deformațiilor termice libere Ω_λ și mărimea deformațiilor generale în timpul încălzirii $\Omega_{\lambda,inc}$, conform relației:

$$\Omega_\lambda - \Omega_{\lambda,inc} = \Omega_{\lambda,inc} \quad (2.40)$$

unde $\Omega_{\lambda,inc}$ se determină înmulțind grosimea tablei s cu suprafața determinată de epura 0-1-2-3-4-5-6-7 din figura 2.14.

Dacă se presupune că în procesul de răcire caracterul distribuției temperaturii s-ar păstra și toate fibrele de material s-ar răci uniform în decursul aceluiași interval de timp, atunci deformațiile plastice de contracție care apar la încălzire trebuie să se păstreze și după răcirea completă. În această ipoteză ar rezulta la răcirea deformații în concordanță cu epura 1-2-3-4-5-6 din figura 2.14.

Deoarece fibrele nu se pot deforma independent nici la răcirea, rezultă o distribuție a deformațiilor după dreapta Δ' . Astfel, în urma încălzirii neuniforme și a răcirii ulterioare, în placă se dezvoltă deformații remanente

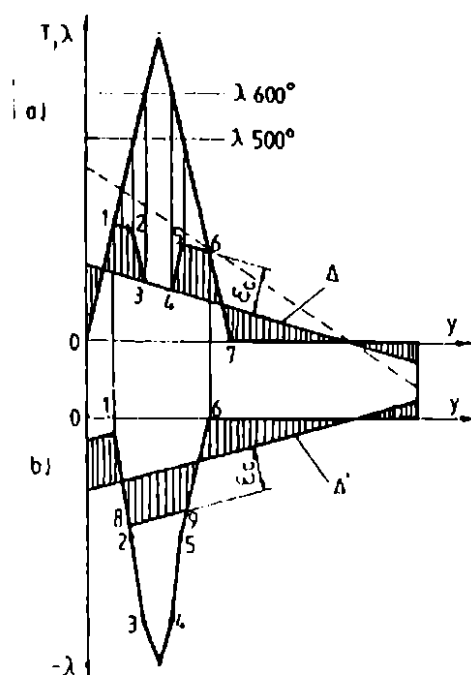


Fig. 2.14 Deformații termice la încălzirea neuniformă peste 500°C a unei plăci și deformații remanente la răcire

generate de contracție și încovoiere.

Mărirea deformațiilor remanente poate fi determinată pe cale analitică pe baza metodei de calcul a deformațiilor la încălzire neuniformă.

2.3.3 Determinarea analitică a deformațiilor remanente generale la sudare

La sudarea cu arc electric, atât încălzirea cât și răcirea se produc neuniform în conformitate cu un câmp termic specific.

Caracteristic este faptul că după realizarea celei mai mari încălziri (la lățimea cea mai mare a zonei încălzite peste T_0) și fibrele cel mai încălzite încep să se răcească, fibrele mai puțin încălzite, aflate mai departe de sursa termică, vor continua să se încălzească. Aceasta conduce la faptul că lățimea zonei deformațiilor plastice în procesul de răcire se poate mări. Prin urmare, studiul nu se poate limita numai la două momente (cea mai mare încălzire și răcirea completă), ci trebuie studiate și câteva momente intermediare, pentru determinarea zonei de răspândire a deformațiilor plastice.

Pentru exemplificare se poate considera cazul încălzirii prin sudare pe muchia unei table

[19].

Izotermele câmpului termic cvasistaționar vor avea forma prezentată în figura 2.15. Tot în figura 2.15 este prezentată distribuția deformațiilor termice libere λ în diferite secțiuni longitudinale și transversale și curba deformațiilor termice maxime $\lambda_{max} = \alpha T_{max}$, obținută pe baza relației (2.14).

Utilizând curbele de distribuție a deformațiilor termice libere pentru diferite secțiuni transversale, se pot determina pentru fiecare secțiune (sau în aceeași secțiune pentru diferite momente de timp) deformațiile longitudinale reale (împiedicate) Δ , curbura c , precum și mărimea și caracterul distribuției deformațiilor plastice rezultate.

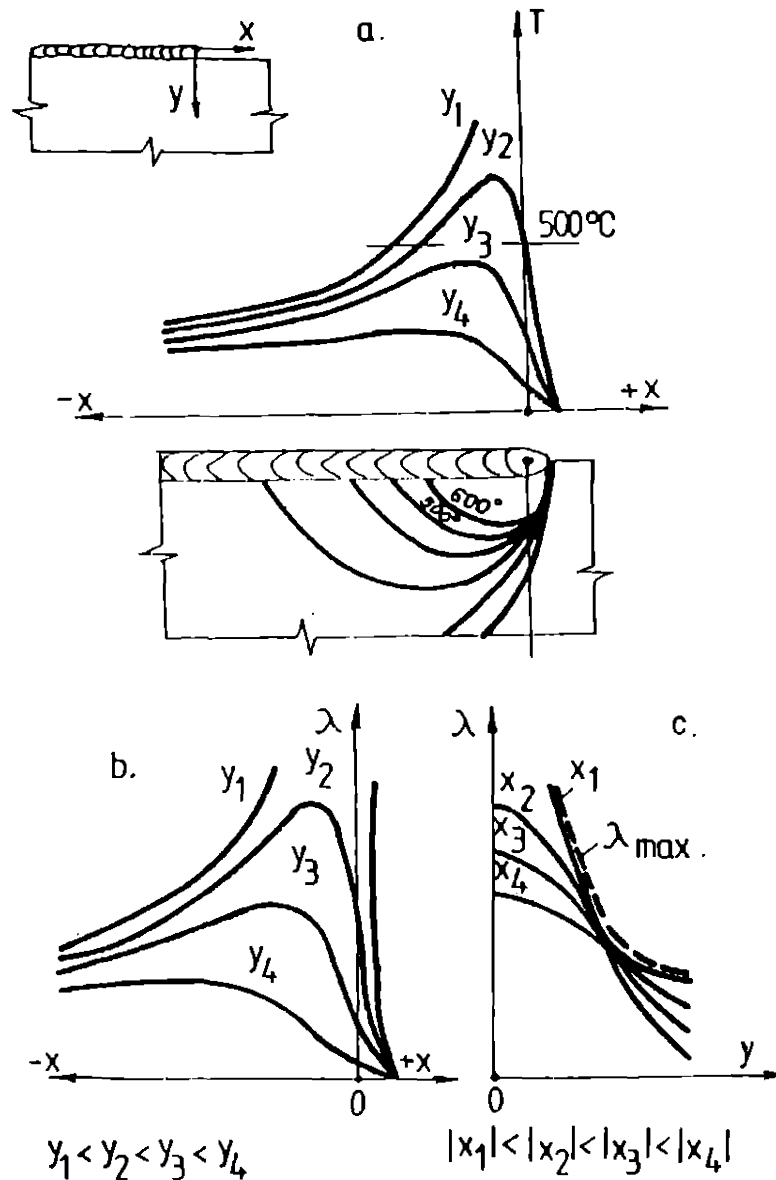


Fig. 2.15 Izotermele câmpului termic cvasistationar și distribuția deformațiilor termice libere la încărcarea prin sudare pe muchia unei table

În figura 2.16 sunt prezentate schematizat epurele deformațiilor în câteva secțiuni ale tablei.

Secțiunea I-I corespunde momentului când lățimea zonei încălzite peste 600°C este maximă.

Secțiunea II-II corespunde unui moment când lățimea zonei cu deformații plastice se află în expansiune datorită faptului că unele fibre continuă să se încălzească cu toate că cele care au fost cel mai puternic afectate de câmpul termic au intrat deja în proces de răcire.

Secțiunea III-III corespunde momentului când expansiunea zonei cu deformații plastice este maximă.

După răcirea completă ($-x \infty$) deformațiile plastice (remanente) se determină prin suma deformațiilor plastice de compresie ce apar în momentele de timp precedente.

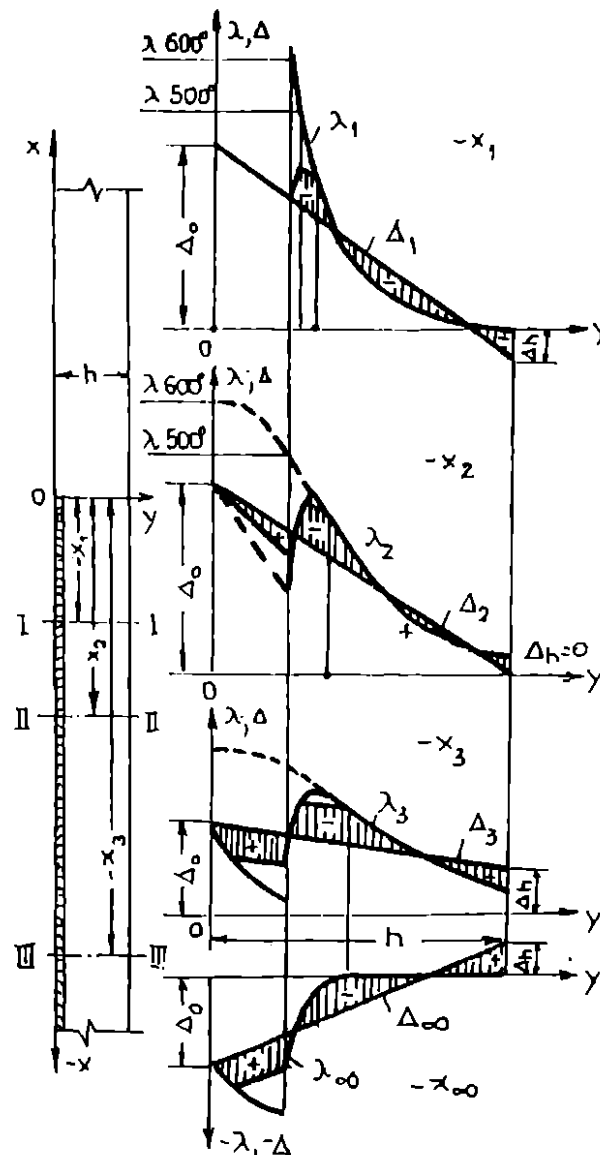


Fig. 2.16 Evoluția deformațiilor termice în procesul de sudare

Pentru procesul de sudare stabilizat rezultă variații ale deformației fibrei corespunzătoare centrului de greutate al secțiunii (λ_1) și al curburii (C) conform figurii 2.17.

Corelarea cercelărilor analitice [19] pentru table de lățimi diferite și diverse energii liniare utilizate la sudare au permis obținerea unei curbe caracteristice ce cuantifică variația produsului $C \cdot h$ de raportul q_1/A , ca în figura 2.18.

Această diferență este bine verificată de rezultatele experimentale și evidențiază o porțiune inițială de grafic cu variație liniară. Rezultă astfel că în condiția $q_1/A \leq 150 \text{ cal/cm}^3$, condiția uzual respectată în practica sudării, este valabilă dependența:

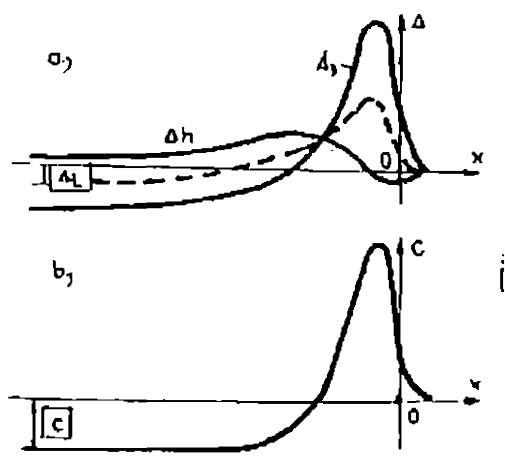


Fig. 2.17 Variația deformațiilor fibrei corespunzătoare centrului de greutate al secțiunii în procesul de sudare stabilizat

$$C \cdot h = -21 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{q_l}{A} \quad (2.41)$$

unde q_l se introduce în cal/cm.

Din relațiile 2.36 și 2.39 se obține:

$$\Omega_\lambda = -3,51 \cdot 10^{-6} \cdot q_l \quad (2.42)$$

$$C = -3,5 \cdot 10^{-6} \cdot q_l \cdot \frac{z'}{I_y}$$

(2.43)

iar luând în considerare relația (2.37) se obține:

$$\Lambda_l = -3,5 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{q_l}{\Lambda} \quad (2.44)$$

Relațiile (2.43) și (2.44) au un caracter general și pot fi utilizate pentru delerminarea deformațiilor remanente la sudarea barelor cu secțiune constlanță de orice tip.

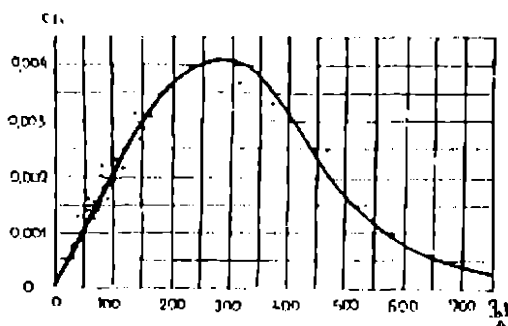


Figura 2.18 Dependența produsului C-h (curbură-lățime tablă) de raportul q/A la sudarea pe muchie a tablelor

2.3.4 Metodă de calcul simplificată

Pentru delerminarea deformațiilor finale este necesar să se cunoască suma deformațiilor plastice de compresiune pentru starea finală de răcire completă.

Simplificarea metodei de calcul se poate realiza eliminând necesitatea delerminării deformațiilor pentru stări intermediare între cea inițială (încălzire maximă) și cea finală (răcire completă).

Pentru stabilirea mărimii Ω , ce se referă la momentul de răcire completă și care delermină deformațiile finale, Okerblom a luat în considerare [19] cazul depunerii unui cordon de sudură pe inima unei bare cu profil I simetric, la distanța z' de centrul de greutate al secțiunii, ca în figura 2.19.

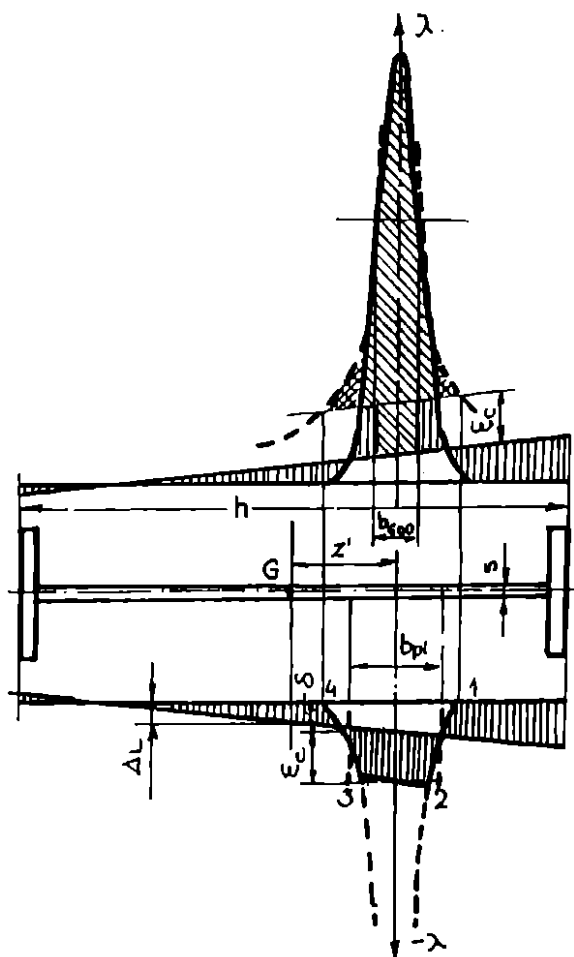


Fig. 2.19 Deformații termice la depunerea unui cordon de sudură pe inima unui profil I

În această figură se marchează următoarele:

- hașură oblică pentru deformațiile plastice de compresie în momentul de încălzire maximă;
- hașură cu pătrățele pentru extinderea maximă a deformațiilor plastice adăugate în timpul răcirii.

Se introduc notațiile:

b_{600} - lățimea zonei încălzite peste 600°C;

b_{pl} - lățimea echivalentă de calcul a zonei plastificate;

δ - mărimea deformațiilor (Δ) la extremitatea zonei plastificate echivalente (de lățime b_{pl}),

valoare ce reprezintă suma dintre deformația axială și cea de încovoiere a fibrei corespunzătoare centrului de greutate al secțiunii:

$$\delta = \Delta_L + C \cdot z' \quad (2.45)$$

Suma deformațiilor plastice de compresie finite, ce determină deformațiile remanente, se exprimă prin produsul dintre grosimea tablei s și a suprafeței 1-2-3-4, conform relației de aproximare:

$$\Omega_\lambda = -s \cdot b_{pl} \cdot (\delta + \epsilon_c) \quad (2.46)$$

În această relație, necunoscute sunt mărimile b_{pl} și δ . Ele se pot determina din condiții

suplimentare.

Deformațiile δ variază între limite restrânse dependente de rigiditatea secțiunii, iar scăderea lor provoacă mărirea b_{pl} .

Pentru secțiunea absolut rigidă, căreia îi corespunde $\delta = 0$, b_{pl} se determină din condiția ca ordonata corespunzătoare a curbei λ_{max} (vezi figura 2.20) să fie:

$$\alpha_{T_{max}} = \epsilon_c \quad (2.47)$$

Din relațiile (2.16) și (2.46) rezultă:

$$b_{pl_{max}} = \frac{0,484}{c \cdot \gamma} \cdot \frac{\alpha}{c_c} \cdot \frac{q_1}{s} \quad (2.48)$$

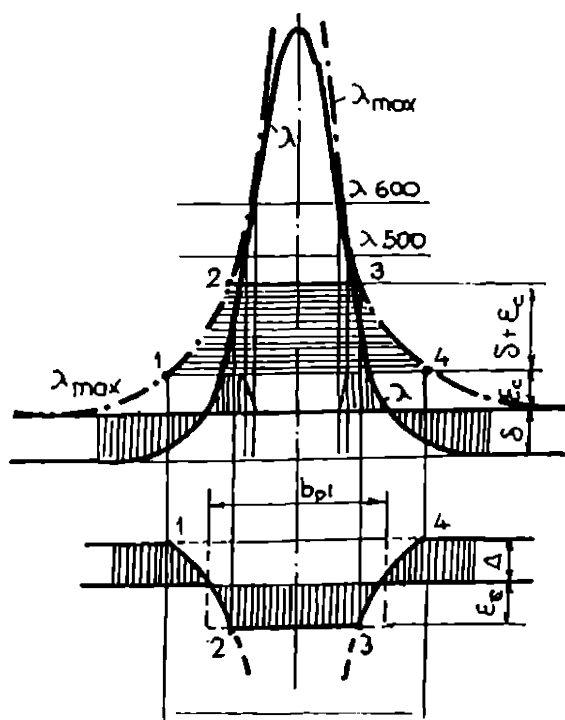


Fig. 2.20 Deformații termice pentru secțiunea absolut rigidă

Se notează cu w_{pl} suprafața 1-2-3-4 din câmpul de deformații termice ce determină deformațiile remanente la sudare. Aceasta este determinată, pentru secțiunea ce nu este absolut rigidă ($\delta \neq 0$), de intersecția curbei λ_{max} cu paralelele la ordonată situate la distanțele $\delta + \epsilon_c$ și $2(\delta + \epsilon_c)$.

Se admite aici ipoteza că mărimea δ nu se modifică semnificativ la răcire față de încălzire.

Astfel, suprafața w_{pl} poate fi determinată cu relația:

$$w_{pl} = \int_{T_1}^{T_2} b_T \cdot dT \quad (2.49)$$

$T_2 = 2 \cdot \frac{\delta + \epsilon_c}{\alpha}$
 $T_1 = \frac{\delta + \epsilon_c}{\alpha}$

Exprimând pe b_T în funcție de T cu ajutorul relației (2.16) se obține:

$$w_{pl} = \int_{T_1 = \frac{\delta + \epsilon_c}{\alpha}}^{T_2 = 2 \cdot \frac{\delta + \epsilon_c}{\alpha}} \frac{0,484}{c \cdot \gamma \cdot T} \cdot \frac{q_l}{s} \cdot dT = \frac{0,484}{c \cdot \gamma} \cdot \frac{q_l}{s} [\ln 2T - \ln T] = \frac{0,484}{c \cdot \gamma} \cdot \frac{q_l}{s} \cdot \ln 2 = \frac{0,335 \cdot \alpha}{c \cdot \gamma} \cdot \frac{q_l}{s} \quad (2.50)$$

Conform relației (2.46), suma deformațiilor plastice devine:

$$\Omega_\lambda = -s \cdot w_{pl} = -0,335 \cdot \frac{\alpha}{c \cdot \gamma} \cdot q_l \approx -3,53 \cdot 10^{-6} \cdot q_l \quad (2.51)$$

, verificându-se pe această cale relația (2.42) pentru situația exprimării energiei liniare la sudare în cal/cm.

Extinderea zonei plastificate (A_{pl}) în secțiunea transversală a elementului sudat, zonă în care tensiunile termice depășesc limita de curgere (δ_c), se poate determina cu relația:

$$A_{pl} = s \cdot b_{pl} = \frac{\Omega_\lambda}{\delta + \epsilon_c} + \frac{\Omega_\lambda}{\Lambda_L + C \cdot z' + \epsilon_c} = \frac{\Omega_\lambda}{A} + \frac{z' \cdot \Omega_\lambda}{I_y} \cdot z' + \epsilon_c = \frac{I}{A} + \frac{z'^2}{I_y} + \frac{\epsilon_c \cdot C \cdot \gamma}{0,335 \cdot \alpha \cdot q_l} \quad (2.52)$$

Metoda simplificată de calcul a deformațiilor remanente generale și a ariei plastificate la sudare poate fi astfel concentrată în următoarele relații cu caracter general:

$$\Lambda_L = \mu \cdot \frac{q_l}{A} \quad (2.53)$$

$$C = \mu \cdot q_l \cdot \frac{z'}{I_y} \quad (2.54)$$

$$A_{pl} = \frac{I}{A} + \frac{z'^2}{I_y} + \frac{\epsilon_c}{\mu \cdot q_l} \quad (2.55)$$

unde μ este un coeficient ce depinde de material și de raportul q_l/A .

2.3.5 Determinarea coeficientului de material

A. Metoda generală

Pentru calculul deformațiilor remanente la sudare cu relațiile simplificate (2.53) și (2.54) este necesară cunoașterea cât mai exactă a valorii coeficientului de material μ .

Aceasta depinde numai de materialul de bază dacă $q_l/A < 150$ cal/cm³ (vezi figura 2.19), energia liniară fiind exprimată în cal/cm. În această situație, coeficientul μ a fost determinat experimental [19], cu bună aproximație, la valorile: $-3,53 \cdot 10^{-6}$ cm³/cal ($-0,85 \cdot 10^{-6}$ cm³/J) pentru oțelurile carbon de uz general sau slab aliate și $-5,31 \cdot 10^{-6}$ cm³/cal ($-1,27 \cdot 10^{-6}$ cm³/J) pentru oțelurile austenitice.

Dacă $q_l/A > 150$ cal/cm³, pentru determinarea coeficientului μ al oțelurilor carbon și slab aliate se utilizează diagrama prezentată în figura 2.21. Aceasta provine din pretucrarea datelor experimentale prezentate în figura 2.18.

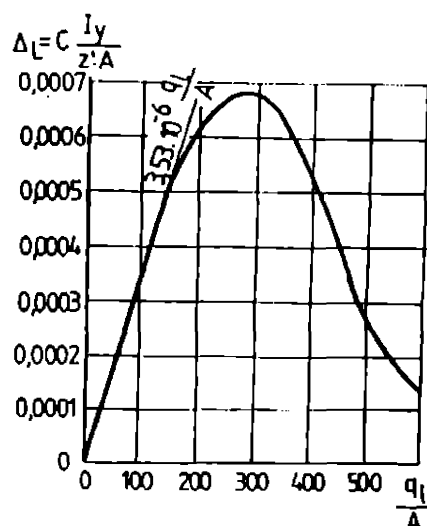


Fig. 2.21 Dependența contracției longitudinale specifice Δ_L de raportul q/A , în cazul oțelurilor carbon și slab aliate

B. Modelarea matematică

Pentru evitarea determinării grafo-analitice a coeficientului μ , absolut necesar în vederea implementării calculului automat, am propus în lucrarea [2] următoarea relație:

$$10^{-6} \cdot \mu = - \frac{P \cdot \left(\frac{q_l}{A} \right) \cdot 10^{-4}}{q_l} \quad (2.56)$$

, valabilă pentru $150 \leq q_l/A \leq 600 \text{ cal/cm}^3$ și unde:

$$P \cdot \left(\frac{q_l}{A} \right) = 0,16 \cdot \left(\frac{q_l}{A} \right)^3 - \left(\frac{q_l}{A} \right)^2 + 92000 \cdot \frac{q_l}{A} - 4060000 \quad (2.57)$$

Coeficienții funcției polinomiale $P/(q_l/A)$ au fost determinați luând în considerare cele patru puncte caracteristice ale graficului $\Delta_L = f(q_l/A)$ (vezi figura 2.21), prezentate în tabelul 2.2.

Tabelul 2.2 Puncte caracteristice ale graficului $\Delta_L = f(q_l/A)$

q_l/A [cal/cm ³]	150	271.3	487	600
$10^{-4} \Delta_L$ [cm]	5	6.83	3	1.33
Obs.	limită de interval de definiție	punct de maxim	punct de inflexiune	limită de interval de definiție

A rezultat următorul sistem de ecuații:

$$\begin{cases}
 P(600) = 600^3 \cdot a + 600^2 \cdot b + 600 \cdot c + d = 1,33 \cdot 10^{-4} \\
 P(150) = 150^3 \cdot a + 150^2 \cdot b + 150 \cdot c + d = 5 \cdot 10^{-4} \\
 \left. \frac{dP\left(\frac{q_l}{A}\right)}{d\left(\frac{q_l}{A}\right)} \right|_{\frac{q_l}{A}=271,3} = 220811 \cdot a + 543 \cdot b + c = 0 \\
 \left. \frac{d^2P\left(\frac{q_l}{A}\right)}{d^2\left(\frac{q_l}{A}\right)} \right|_{\frac{q_l}{A}=187} = 1461 \cdot a + b = 0
 \end{cases} \quad (2.58)$$

unde a, b, c, d sunt coeficienții funcției polinomiale (2.56), iar valorile respective au fost determinate prin metoda substituției.

Utilizând relația (2.56) se obțin, pentru coeficientul μ , valorile prezentate în tabelul 2.3.

Tabelul 2.3 Valori ale coeficientului μ în funcție de raportul q_l/A

q_l/A [cal/cm ³]	150	200	250	300	350	400	450	500	550	600
$-10^{-6} \cdot \mu$ [cm ³ /cal]	3.33	3.11	2.70	2.24	1.78	1.35	0.96	0.64	0.38	0.10
q_l/A [J/cm ³]	627	836	1045	1254	1463	1672	1881	2090	2299	2508
$-10^{-6} \cdot \mu$ [cm ³ /J]	0.80	0.75	0.65	0.54	0.43	0.32	0.23	0.15	0.09	0.04

Această metodă pentru determinarea analitică a coeficientului μ dă, față de determinările experimentale, o abatere maximă de numai 6%.

Se pune problema care sunt implicațiile practice ale variației coeficientului μ .

C. Studiu de caz

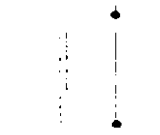
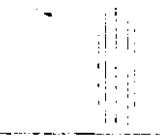
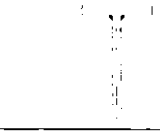
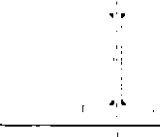

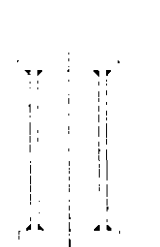
Analizând parametri tehnologici primari pentru trei procedee de sudare cu domeniu larg de aplicare și pentru gama de diametre ale sârmei electrod, uzuală în practică, s-au obținut ([1.28], [0.11]) datele prezentate în tabelul 2.4. În același tabel sunt prezentate intervalele de valori limită inferioară pentru ariile secțiunilor care, în funcție de procedeul de sudare, pot implica inconstanța valorii coeficientului μ .

Tabelul 2.4 Valori ale parametrilor tehnologici și a ariilor de secțiune critice pentru constanța coeficientului μ

procedeu	SE	MAG (spa)	SF
parametri	de= 3.2 ... 5mm	de=1.2mm	de= 3.2 ... 5mm
η	0.7 ... 0.9	0.85	0.65 ... 0.85
U_s [V]	16 ... 30	21 ... 29	32 ... 43
I_s [A]	100 ... 270	120 ... 280	340 ... 970
v_s [cm/s]	0.17 ... 0.83	0.5 ... 1.67	0.56 ... 3.33
q_l [J/cm]	1350 ... 42880	1280 ... 13800	2120 ... 63310
q_l [cal/cm]	324 ... 10290	308 ... 3310	509 ... 15190
$Aq_l/150$ [cm ²]	2.2 ... 68.6	2.1 ... 22.1	3.4 ... 101.3

Am analizat prin această prismă o serie de secțiuni uzuate din profile și table laminale pentru structuri de rezistență sudate și am obținut datele și aprecierile prezentate în tabelul 2.5.

Tabelul 2.5 Posibilități ca $\mu \neq \text{constant}$

Secțiunea	Aria [cm ²]	Posibilitatea ca $\mu \neq -0.85 \times 10^{-6}$ cm ² la procedeele		
		SE	MAG	SF
	22 ... 118	DA		DA
	56 ... 168	DA		DA
	26 ... 74	DA		DA
	63 ... 450	DA		DA
	52 ... 248	DA		DA
	MPT 5	245 ... 277	-	-
	MPT 12.5	346 ... 511		-
	PR	192 ... 1006	-	-
	PRE	95		-
	PRME	125 ... 206	-	-

Notățiile utilizate simbolizează următoarele produse:

- macara portal tipizată (MPT) de 5t și 12,5t,
- pod rulant de uz general (PR),
- pod rulant cu electropalan (PRME).

Pentru aceste produse, valorile ariilor prezentate se referă la grinzile principale.

Analizând datele din tabelul 2.5, referitor la posibilitatea ca $\mu \neq \text{cl}$, se apreciază că cel mai puțin sensibilă este secțiunea cheson.

Pentru concretizarea metodologiei prezentate se analizează următorul **exemplu de calcul**.

Se consideră o bară cu secțiune T din table sudate, având dimensiunile prezentate în figura 2.22.

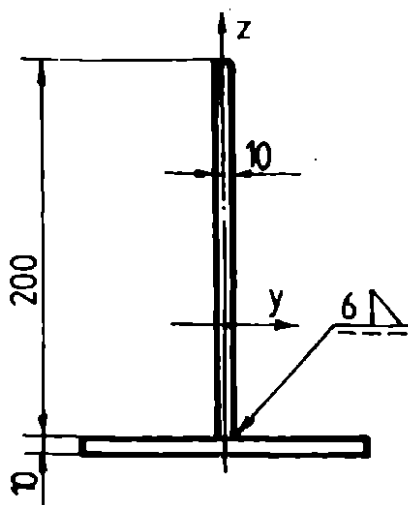


Fig. 2.22 Secțiune T din table sudate

Îmbinarea sudată se realizează cu procedeul SF, dintr-o singură trecere, utilizând parametri tehnologici: $d_p = 4$ mm, $I_p = 800$ A, $U_p = 42$ V, $v_s = 0,6$ cm/s, $q_p = 11420$ cal/cm.

Rezultă raportul $q_p/A = 537 > 150$ cal/cm³.

Utilizând relațiile (2.57) și (2.56) se obține $\mu = -0,41 \cdot 10^{-6}$ cm³/J, deci o reducere de cca 50% a deformațiilor remanente față de situația considerării $\mu = c_l = -0,85 \cdot 10^{-6}$ cm³/J.

2.3.6 Calculul deformațiilor remanente de încovoiere la sudarea barelor drepte de rigiditate constantă

În producția industrială de structuri sudate, o pondere deosebită o dețin structurile de rezistență de tipul barelor drepte, cu secțiune de mărime constantă sau variabilă, alcătuită din diferite elemente sudate cu diverse procedee și regimuri tehnologice.

Din multitudinea tipurilor de deformații remanente, ce rezultă la sudarea acestor elemente de structură, cele mai importante ca pondere în influențarea negativă a preciziei de execuție sunt deformațiile remanente generale de încovoiere.

Pentru estimarea analitică a acestora, teoria generată a tensiunilor și deformațiilor remanente la sudare, acreditează relația (2.54) pentru calculul curburii locale în axa centrelor de greutate a secțiunilor transversale.

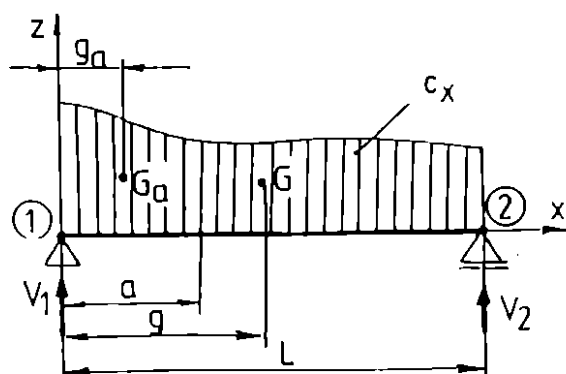


Fig. 2.23 Schematizarea pentru calculul săgeții remanente de încovoiere la sudarea barelor drepte

Se consideră cazul general al unui element de structură în formă de bară dreaptă pe care se realizează o îmbinare sudată longitudinală pe toată lungimea și care produce o curbă de amplitudine variabilă pe lungime.

Pentru determinarea săgeții de încovoiere se utilizează metoda grinzilor conjugate și schematizarea de calcul prezentată în figura 2.23.

Încărcând grinda conjugată cu o sarcină ce reprezintă curbura, momentul încovoielilor ce se obține reprezintă chiar deformația de încovoiere [14].

Rezolvare:

$$V_1 + V_2 = \int_0^L c_x \cdot dx ; \quad (\sum M_i)_1 = g \cdot \int_0^L c_x \cdot dx - L \cdot V_2 = 0;$$

$$g = \frac{\int_0^L c_x \cdot x \cdot dx}{\int_0^L c_x \cdot dx} ; \quad V_2 = \frac{1}{L} \cdot g \cdot \int_0^L c_x \cdot dx = \frac{1}{L} \cdot \int_0^L c_x \cdot x \cdot dx$$

$$V_1 = \int_0^L c_x \cdot dx - V_2 = \int_0^L c_x \cdot dx - \frac{1}{L} \cdot \int_0^L c_x \cdot x \cdot dx$$

$$f_a = (M_1)_a = a \cdot V_1 - (a - g_a) \cdot \int_0^a c_x \cdot dx ; \quad g_a = \frac{\int_0^a c_x \cdot x \cdot dx}{\int_0^a c_x \cdot dx}$$

Rezultă astfel următoarea relație generală pentru calculul săgeții remanente de încovoiere la realizarea unei îmbinări sudate longitudinale pe toată deschiderea unui element de structură de tip bară dreaptă simplu rezemată:

$$f_a = a \cdot \int_0^a c_x \cdot dx - \frac{a}{L} \cdot \int_0^a c_x \cdot x \cdot dx - a \cdot \int_0^a c_x \cdot dx + \int_0^a c_x \cdot x \cdot dx \quad (2.59)$$

Pentru situația particulară a sudării cu energie liniară constantă, iar cordonul de sudură este rectiliniu și realizat pe toată lungimea unei bare drepte de rigiditate constantă, săgeata maximă se obține la mijlocul deschiderii. Înlocuind în relația (2.59) $c_x = C$ și $a = L/2$, se obține expresia:

$$f_L = C \cdot \frac{L^2}{8} \quad (2.60)$$

2.3.7 Particularizarea relațiilor de calcul în cazul sudurilor de colț bilaterale

A. Suduri longitudinale

În situația când pe un element de structură, de rigiditate semnificativă, se realizează mai multe cusături sudate longitudinale, deformația remanentă rezultată se determină ca sumă a deformațiilor izolate, cu excepția cazului când cusăturile sunt așezate atât de aproape una de alta, încât zonele deformate plastic se suprapun.

a) Îmbinări simetrice.

Un prim caz de interes practic deosebit îl reprezintă cel al sudurilor de colț bilaterale dispuse longitudinal pe elementele structurilor de rezistență.

O pondere însemnată o dețin îmbinările simetrice, realizate practic prin utilizarea aceleiași energii liniare (îmbinări sudate inimă-talpă pentru profile T și I, îmbinările de prindere a nervurilor de rigidizare longitudinale, etc.). Astfel de cusături apropiate pot fi considerate ca o cusătură unică, dar realizată cu o energie liniară (de calcul) majorată. Aceasta se poate determina cu relația [0.8]:

$$q_{lc} = m_{1,2} \cdot q_l \tag{2.61}$$

unde: $1 \leq m_{1,2} \leq 2$

Pentru calculul coeficientului $m_{1,2}$ se utilizează o relație de forma [19]:

$$m_{1,2} = 1 + \frac{(c_s + s_i) \cdot s_l}{A_{pl}} \tag{2.62}$$

unde:

- c_s - catela îmbinării sudate de colț;
- A_{pl} - aria secțiunii transversale a zonei cu deformații plastice la execuția unei singure îmbinări de colț.

A_{pl} se calculează (vezi relația 2.55) astfel:

$$A_{pl} = \frac{I}{\Lambda + l_y} \approx \frac{I}{\Lambda + l_y} \approx \frac{I}{\Lambda + l_y} \approx \frac{q_l}{1421} \tag{2.63}$$

Prima expresie a relației (2.63) se referă la cazul general, a doua se utilizează pentru oțelurile carbon și slab aliate, iar cea de-a treia se poate aplica cu bună aproximație, pentru aceleași oțeluri, în cazul structurilor cu rigiditate mare.

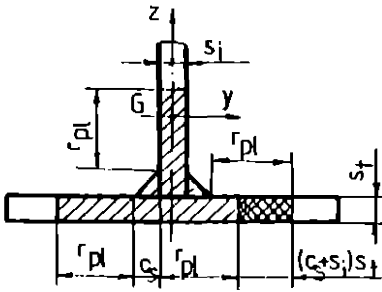


Fig. 2.24 Geometria simplificată a ariei plastifiată totale la realizarea îmbinărilor sudate bilaterale simetrice

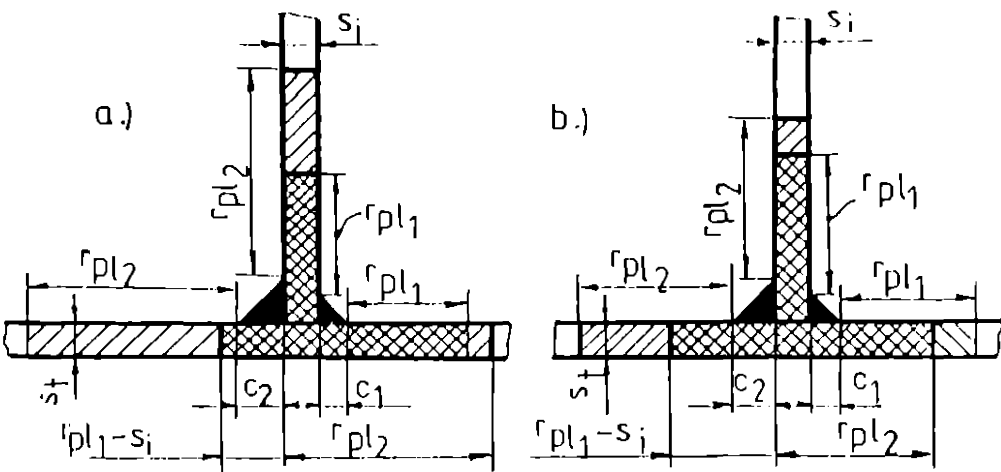


Fig. 2.25 Geometria simplificată a ariei plastifiată totale la realizarea îmbinărilor sudate bilaterale nesimetrice

b) Îmbinări asimetrice

O altă situație de larg interes practic o reprezintă realizarea a două cusături de colț apropiate cu energii liniare semnificativ diferite, cum sunt îmbinările sudate inimă-talpă, de lipit cu suport (resudare) la rădăcină, pentru execuția profilelor cheson.

Inițial se execută îmbinarea cu rol de suport la rădăcină (q_{11} și z'_1, A_1, I_{y1}), iar deformațiile se calculează separat.

Pentru calculul deformațiilor produse de cel de-al doilea cordon (q_{12} și eventual z'_2, A_2, I_{y2}), am propus în lucrarea [3] utilizarea unei energii liniare de calcul, stabilită cu o relație de forma:

$$q_{1,2} = m_{0,1} \cdot q_{11} \quad (2.64)$$

unde: $0 \leq m_{0,1} \leq 1$.

Pentru determinarea multiplicatorului $m_{0,1}$ se pot utiliza relațiile (2.61, 2.62 și 2.64), consacrate în literatură de specialitate. Pe baza lor, pentru calculul ariei plastifiate totale, în cazul îmbinărilor de colț bilaterale executate cu aceeași energie liniară, am obținut [3] o relație de forma:

$$A_{pl1} = m_{1,2} \cdot A_{pl2} = \left[1 + \frac{(c_s + s_i) \cdot s_l}{A_{pl2}} \right] \cdot A_{pl2} = A_{pl2} + (c_s + s_i) \cdot s_l \quad (2.65)$$

Aceeași arie plastifiată totală poate fi scrisă, din condiții geometrice (vezi figura 2.24) în funcție de raza de plastifiere echivalentă (r_{pl}), sub forma:

$$A_{pl1} = (c_s + r_{pl}) \cdot s_i + s_l \cdot (r_{pl} + 2 \cdot c_s + s_i + r_{pl}) = r_{pl}(s_i + 2 \cdot s_l) + c_s(s_i + 2 \cdot s_l) + s_i \cdot s_l \quad (2.66)$$

Utilizând același principiu, se poate exprima și aria plastifiată la realizarea unei singure îmbinări sudate, sub forma:

$$A_{pl} = s_i(r_{pl} + c_s) + s_l(2 \cdot r_{pl} + c_s) = r_{pl}(s_i + 2 \cdot s_l) + c_s(s_i + s_l) \quad (2.67)$$

Din relațiile (2.63) și (2.67) rezultă următoarea expresie pentru raza de plastifiere:

$$r_{pl} = \frac{A_{pl} - c_s(s_i + s_l)}{s_i + 2 \cdot s_l} \quad (2.68)$$

Tot din condiții geometrice (vezi figura 2.25a și respectiv 2.25b) rezultă pentru coeficientul $m_{0,1}$ relațiile de calcul:

$$m_{0,1} = \frac{A_{pl2} - A_{pl1}}{A_{pl2}}, \text{ dacă } r_{pl2} \geq r_{pl1} + c_1 + s_i; \quad (2.69)$$

$$m_{0,1} = \frac{A_{pl2} - A_{pl1} + 2s + (r_{pl1} + c_1 + s_i - r_{pl2})}{A_{pl2}}, \text{ dacă } r_{pl2} < r_{pl1} + c_1 + s_i \quad (2.70)$$

În situația în care se sudează table de grosime mică și medie, în mai multe treceri, deformațiile pot fi determinate, cu bună precizie, considerând energia liniară maximă utilizată la realizarea stralurilor respective.

B. Suduri transversale

Un al treilea caz de interes îl reprezintă cel al sudurilor de colț bilaterale, dispuse transversal pe subansamblele componente (cazul lipic al asamblării nervurilor de rigidizare transversale).

a) Metoda grafo-analitică

Relațiile fundamentale de calcul al deformațiilor remanente generate (2.53) și (2.54), conform [0.8], devin respectiv:

$$\Delta_L = \mu' \cdot \frac{q_{lc}}{A} \cdot \frac{l_s}{l}, \quad (2.71)$$

$$C = \mu' \cdot q_{lc} \cdot \frac{z'}{I_y} \cdot \frac{l_s}{l} \quad (2.72)$$

unde:

l_s - lungimea îmbinării sudate;

l - distanța între nervurile de rigidizare transversale.

Mărimea specifică μ' se determină din diagrama prezentată în figura 2.26 [3], în funcție de mărimea m , dată de relația:

$$m = 2,17 \cdot 10^6 \left(\frac{2 \cdot l \cdot s_n}{q_{lc} \cdot s} \right)^2 \cdot \frac{s}{v_s} \quad (2.73)$$

unde:

s_n - grosimea nervurii de rigidizare;

s - grosimea elementului pe care se sudează nervura

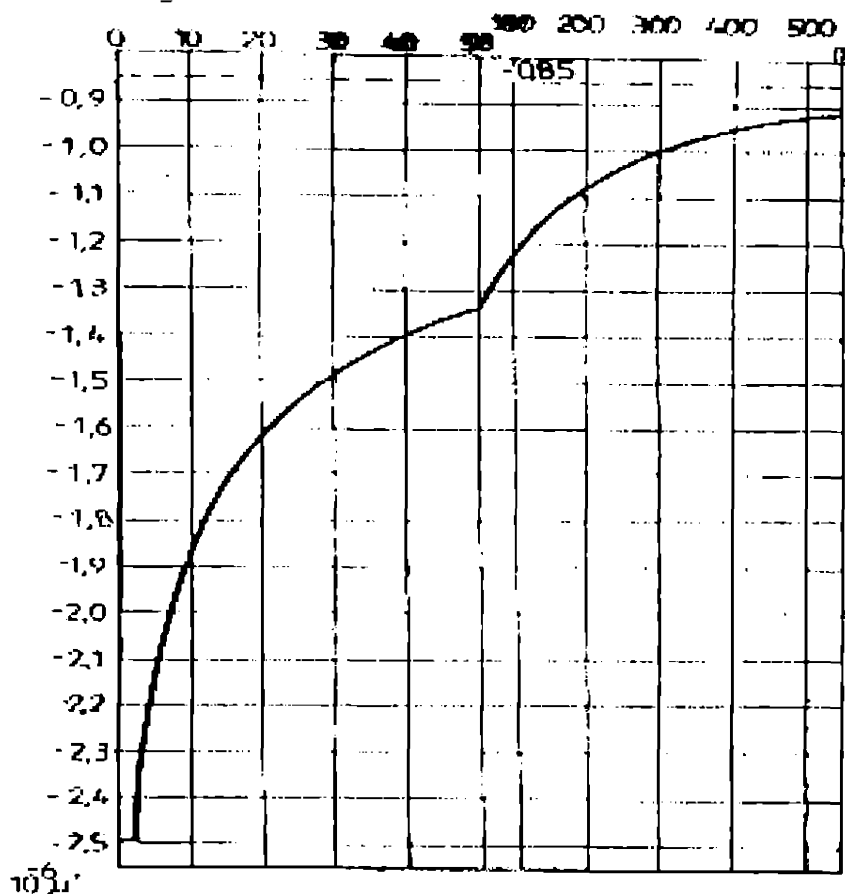


Fig. 2.26 Diagramă pentru determinarea coeficientului μ'

b) Metoda analitică

Pentru întocuirea metodei de determinare grafo-analitică a valorii coeficientului μ' , cu o metodă pur analitică, se propune în continuare modelarea matematică a dependenței $\mu'=F(m)$ cu o funcție relă de forma:

$$10^{-6} \cdot \mu' = \left(\frac{\alpha}{m}\right)^\beta \quad (2.74)$$

unde α și β sunt parametri reali pozitivi.

Determinarea valorii parametrilor α și β se realizează alegând perechi de puncte $A(10^{-6} \cdot \mu'_a, m_a)$ și $B(10^{-6} \cdot \mu'_b, m_b)$ aparținând curbei prezentate în figura 2.26 și rezolvând, prin metodele substituției și logaritmării, sisteme de ecuații de forma:

$$\begin{cases} 10^{-6} \cdot \mu'_a = \left(\frac{\alpha}{m_a}\right)^\beta \\ 10^{-6} \cdot \mu'_b = \left(\frac{\alpha}{m_b}\right)^\beta \end{cases} \quad (2.75)$$

În tabelul 2.6 sunt prezentate trei variante (V_1, \dots, V_3) de combinații de puncte caracteristice A și B, expresiile rezultate pentru funcția (2.74) și abaterile procentuale față de poziția a 12 puncte reper alese din figura 2.26.

Tab. 2.6 Variante de modelare matematică a dependenței $\mu'=F(m)$

Nr. crt.	m	$10^6 \mu'$ [cm ³ /J] determinat grafic	$10^6 \mu'$ [cm ³ /J] determinat analitic					
			variante de calcul					
			V1		V2		V3	
		valoare	abatere [%]	valoare	abatere [%]	valoare	abatere [%]	
1	0	0	infini	infini	infini	infini	infini	infini
2	2	2.5	2.5	0.0	2.6	4.4	2.51	0.3
3	10	1.87	1.87	0.0	1.87	0.0	1.87	0.0
4	20	1.62	1.62	2.0	1.62	0.0	1.65	1.8
5	30	1.48	1.48	3.8	1.49	0.6	1.53	3.5
6	40	1.4	1.4	4.2	1.4	0.0	1.45	3.8
7	50	1.34	1.34	4.6	1.34	0.0	1.4	4.1
8	100	1.23	1.23	0.6	1.16	-5.6	1.23	0.0
9	200	1.08	1.08	1.1	1.00	-6.9	1.08	0.0
10	300	1.0	1.0	1.5	0.93	-7.5	1.0	0.0
11	400	0.35	0.35	1.5	0.87	-8.3	0.96	0.6
12	500	0.92	0.92	0.7	0.83	-9.6	0.92	0.0
Coordonatele punctelor propuse			(2;2.5); (100;1.23)		(10;1.87); (50;1.34)		(10;1.87); (100;1.23)	
Expresia funcției			$(326.3/m)^{0.18}$		$(205.5/m)^{0.207}$		$(311.6/m)^{0.182}$	

Abaterile minime se înregistrează pentru varianta V_3 . Acestea nu depășesc 4,1%, dacă se neglijează intervalul de valori [0;2) pentru m.

Se avansează, având în vedere cele de mai sus, propunerea ca determinarea analitică a coeficientului μ' să se realizeze ca o funcție de forma:

$$10^{-6} \cdot \mu' \left[\frac{\text{cm}^3}{\text{J}} \right] = \begin{cases} -2,5 & \text{pentru } 0 \leq m < 2 \\ -\left(\frac{311,6}{m}\right)^{0,182} & \text{pentru } m \geq 2 \end{cases} \quad (2.76)$$

2.3.8 Exemplu de aplicare a metodei de calcul

Pentru exemplificarea metodei de calcul se consideră grinda cheson din figura 2.27 și elementele tehnologice de interes prezentate în labelul 2.7.

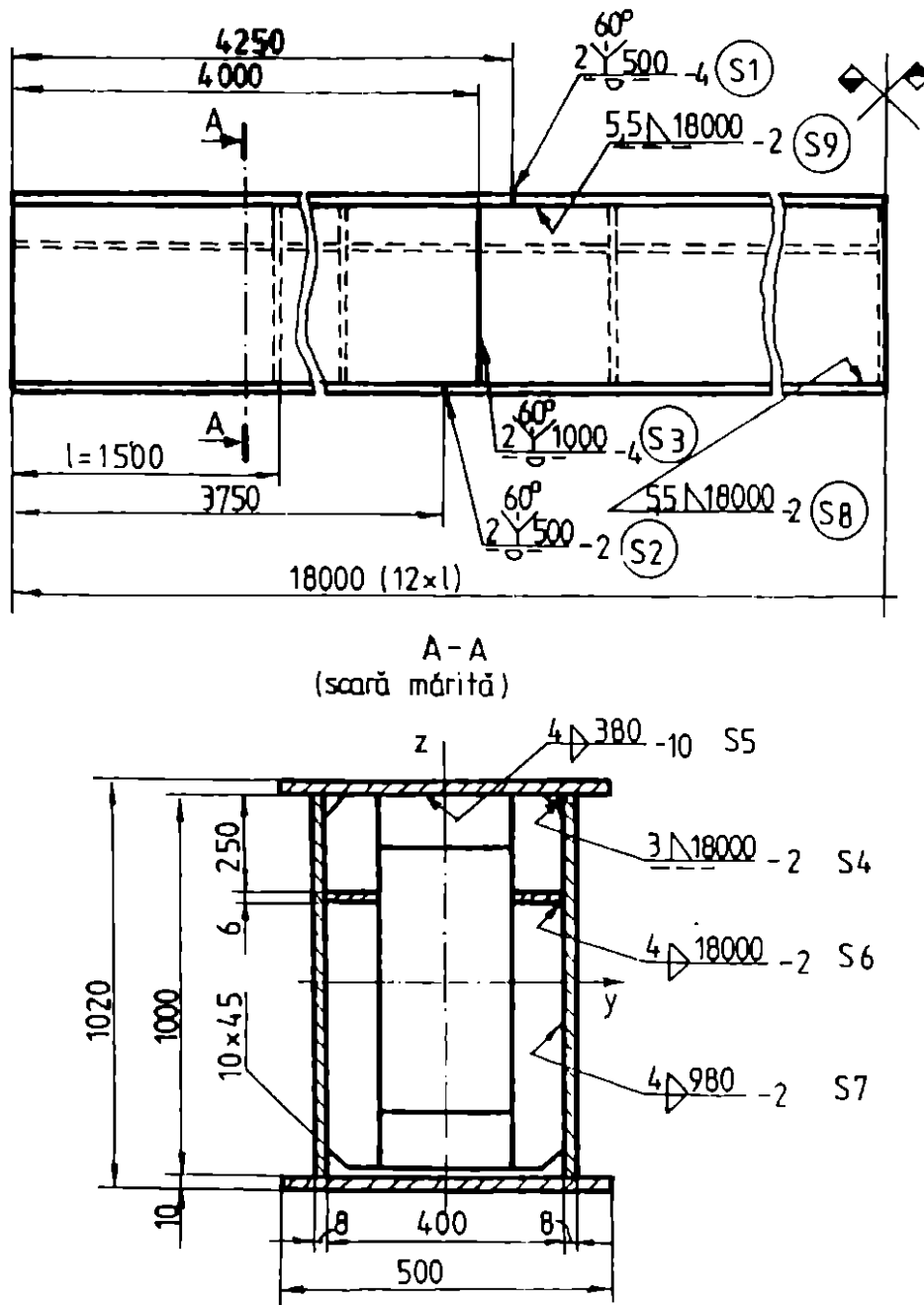


Fig. 2.27 Grindă cu secțiune cheson din table sudate

Tab 2.7 Date privind tehnologiile de sudare

Îmbinarea sudată	Procedeu de sudare	c, [mm]	v, [cm/s]	q _l (max) [J/cm]
S1	SE	-	0.27	13610
S2	SE	-	0.27	13610
S3	SE	-	0.49	7500
S4	SE	4.2	0.59	3510
S5	SE	5.7	0.37	7780
S6	SE	5.7	0.37	7780
S7	SE	5.7	0.37	7780
S8	SF	7.8	0.72	26920
S9	SF	7.8	0.72	26920

Ordinea tehnologică de asamblare-montaj este următoarea:

- se jonlează tablele pentru inimi și lăpti (S1, S2, S3);
- se confecționează nervurile de rigidizare;
- se preasamblează structura ca în figura 2.28a;
- se execută îmbinările sudate S4, S5, S6, S7;
- se preasamblează și latpa inferioară, rezultând secțiunea de rezistență din figura 2.28b;
- se execută îmbinările sudate S8 și S9.

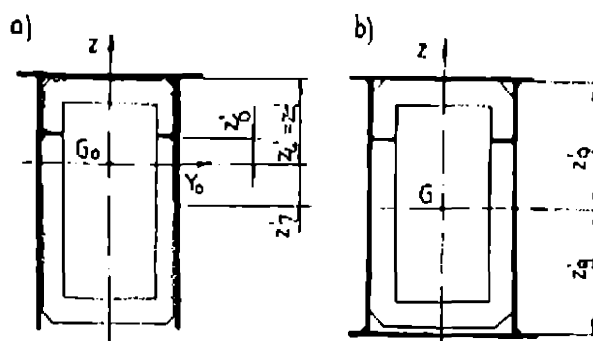


Fig. 2.28 Secțiuni de rezistență rezultate la respectarea ordinii de asamblare-montaj

Caracteristicile geometrice de interes, corespunzătoare ordinii tehnologice de asamblare-montaj, sunt prezentate în tabelul 2.8.

Tab. 2.8 Caracteristici geometrice pentru secțiunile de rezistență

Îmbinarea sudată	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9
A [cm ²]	50	50	80	210	210	210	210	260	260
z' [cm]	-	-	-	38	38	13	-12	-50	50
I [cm ⁴]	-	-	-	228578				383342	

Relațiile generalizate pentru calculul deformațiilor remanente ce se vor utiliza sunt următoarele:

- deformația de săgeată după axa principală de încovoiere

$$f_{L/2} = n \cdot \mu^{(l)} \cdot q_{l(c)} \cdot \frac{z'}{I_y} \cdot \left(\frac{l_s}{l} \right) \cdot \frac{L^2}{8}, \quad (2.77)$$

- contracția longitudinală

$$\Delta_L = \Delta_L \cdot L = n \cdot \mu^{(l)} \cdot \frac{1}{A} \cdot q_{l(c)} \cdot \left(\frac{l_s}{l} \right) \cdot L, \quad (2.78)$$

- contracția transversală [28]

$$\Delta_b = n \cdot \frac{\mu}{0,335} \cdot \frac{q_l}{s} \quad (2.79)$$

, unde n reprezintă numărul îmbinărilor sudate asemenea.

Exemple de aplicare a relațiilor de calcul:

- scurtarea transversală la jontarea inimilor (sudura S3)

$$\Delta_{b3} = 2 \cdot \frac{\mu}{0,335} \cdot \frac{q_{l3}}{s_i} = 2 \cdot \frac{(-0,85) \cdot 10^{-6} \cdot 7500}{0,335 \cdot 0,8} \approx -0,05 \text{ cm};$$

- scurtarea longitudinală la realizarea S7

$$A_{pl7} = \frac{1}{\frac{1}{A_7} + \frac{z_7^2}{I_{y7}} + \frac{1421}{q_{l7}}} = \frac{1}{\frac{1}{210} + \frac{(-12)^2}{228578} + \frac{1421}{7780}} = 5,32 \text{ cm}^2$$

$$m_{1,2}^{(7)} = 1 + \frac{(c_7 + s_i) \cdot s_l}{A_{pl7}} = 1 + \frac{(0,57 + 0,6) \cdot 0,8}{5,32} = 1,18$$

$$q_{lc}^{(7)} = m_{1,2}^{(7)} \cdot q_{l7} = 1,18 \cdot 7780 = 9180 \text{ J/cm}$$

$$m_7 = 2,16 \cdot 10^6 \left(\frac{2 + s_n}{q_{lc7}} \right)^2 \cdot \frac{A_7}{v_{S7}} = 2,16 \cdot 10^6 \cdot \left(\frac{2 + 0,6}{9180} \right)^2 \cdot \frac{210}{0,37} \approx 108$$

$$\mu_7 = -1,23 \cdot 10^{-6} \text{ cm}^3 / \text{J (conform figurii 2.26)}$$

$$\Delta_{L7} = n_7 \cdot \mu_7 \cdot \frac{q_{lc7}}{A_7} \cdot \frac{l_{S7}}{l} \cdot L = 2 \cdot (-1,23) \cdot 10^{-6} \cdot \frac{9180}{210} \cdot \frac{82}{150} \cdot 1800 = -0,11 \text{ cm}$$

- săgeata de încoviere la realizarea S9

$$A_{pl9} = \frac{1}{\frac{1}{260} + \frac{50^2}{383342} + \frac{1421}{26980}} = 15,83 \text{ cm}^2$$

$$r_{pl9} = \frac{A_{pl9} - c_9 \cdot (s_i + s_l)}{s_i + 2 \cdot s_l} = \frac{15,83 - 0,78 \cdot (0,8 + 1)}{0,8 + 2,1} = 5,15 \text{ cm}$$

$$r_{pl9} = 5,15 \text{ cm} > r_{pl4} + c_4 + s_i = 0,59 + 0,42 + 0,8 = 1,81 \text{ cm}$$

$$m_{0,1}^{(9)} = \frac{A_{pl9} - A_{pl4}}{A_{pl9}} = \frac{15,83 - 2,4}{15,83} = 0,85$$

$$q_{lc}^{(9)} = m_{0,1}^{(9)} \cdot q_{l9} = 0,85 \cdot 26920 = 22882 \text{ J/cm}$$

$$f_9 = n_9 \cdot \mu \cdot q_{lc}^{(9)} \cdot \frac{z_9}{I_{y9}} \cdot \frac{L^2}{8} = 2 \cdot (-0,85) \cdot 10^{-6} \cdot \frac{22882 \cdot 50 \cdot 1800^2}{383342 \cdot 2} = -2,06 \text{ cm}$$

Similar, se calculează și celelalte deformații. Valorile obținute sunt prezentate centralizat în tabelul 2.9.

Tab. 2.9 Valorile deformațiilor remanente

Îmbinarea sudată	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9
Ab [mm]	-0.7	-0.7	-0.5	-	-	-	-	-	-
AL[mm]	-	-	-	-0.5	-0.3	-1.9	-1.1	-3.2	-2.7
ΣAL [mm]	-9.7								
f [mm]	-	-	-	-2	-1.4	-3.6	+1.8	+24.2	-20.6
Σf [mm]	-1.6								

Rezultatele pot fi interpretate astfel:

- scurtarea grinzii în urma sudării periclitează precizia de execuție dacă nu se asigură un adaos de debitare corepunzător;

- deformația de încovoiere finală este foarte redusă în acest caz (secțiune simetrică), dar se suprapune defavorabil peste săgeata grinzii sub greutate proprie (cca. -3,6 mm);

- în diferite faze de execuție pot apărea deformații de încovoiere importante: cca. +19 mm după execuția S8 și o amplitudine de variație importantă de cca. 40 mm între S8 și S9.

2.4 Concluzii

1. Deformația termică împiedică să reprezintă cauza fundamentală a apariției deformațiilor remanente la sudare.

2. Din punct de vedere termic, sudarea poate fi considerată, în primă analiză, ca fiind un proces de încălzire neuniformă. Temperatura înaltă de încălzire produce plastifierea metalului de bază în zona învecinată cordonului de sudură. Ca urmare, la răcire se dezvoltă deformații remanente de contracție și tensiuni remanente de întindere în apropierea îmbinării, respectiv de compresiune în restul piesei.

3. O estimare analitică a deformațiilor și tensiunilor remanente la sudare trebuie să țină seama în primul rând de specificul câmpului termic.

4. Câmpul termic la sudare este caracterizat printr-un accentuat dezechilibru între încălzire și răcire. El este dependent de transferul termic prin conductivitate, convecție și radiație. Ca urmare, descrierea lui analitică este complicată și rezolvată în principiu doar pentru câteva cazuri absolut particulare. Această situație se răstrânge negativ asupra preciziei de estimare analitică a extinderii zonei plastificate la sudare și mai departe asupra posibilităților de calcul al tensiunilor și deformațiilor remanente.

5. Deformațiile remanente la sudare fac parte din grupa deformațiilor de modificare a formei, ele putând fi generale, locale sau combinate. Prin prisma cauzalității în mecanica deformațiilor, toate tipurile de deformații remanente la sudare provin direct sau indirect din forțele de contracție transversală și longitudinală ce se dezvoltă la răcire în zona plastificată la sudare.

6. Pentru compararea metodelor de calcul analitic al deformațiilor remanente la sudare, metode propuse în literatura de specialitate, edificatoare este compararea relațiilor propuse pentru calculul contracției transversale. Analiza referințelor bibliografice în această problemă a condus la alegerea drept bază de referință pentru această lucrare a metodei propuse de N. O. Okerblom. Aceasta are avantajul fundamental că tratează unitar procesul de formare a tensiunilor și deformațiilor remanente.

7. Caracterizarea metodei generale de determinare a deformațiilor remanente generate la sudare.

a. Simleza ipotezelor simplificatoare.

- *elementul de structură considerat este bara dreaptă de rigiditate constantă;*
- *în cazul secțiunilor compuse în faza de preasamblare se consideră că piesele componente conturează solidar la asigurarea rigidității barei dacă sudurile de prindere provizorie sunt executate conform prescripțiilor tehnologice uzuale;*
- *rezemarea barei permite o deformație liberă;*
- *metoda de calcul se aplică în cazul oțelurilor de construcție de uz general și slab aliate precum și a oțelurilor austenitice îmbinate cu procedee de sudare prin topire cu arc electric (SE, SF, MIG/MAG, WIG);*

- repartiția temperaturii este constantă pe grosimea elementului;
 - coeficientul de dilatare termică liniară (α) este independent de temperatură;
 - se acceptă ipoteza secțiunilor plane pentru producerea deformațiilor atât la încălzire, cât și la răcire;
 - energia liniară introdusă la sudare este constantă pe toată lungimea barei;
 - amplitudinea deformațiilor termice relative la încălzire neuniformă este calculată cu neglijarea deformațiilor plastice apărute la depășirea limitei de elasticitate a metalului de bază;
 - suma dintre deformația axială și cea de încovoiere a fibrei corespunzătoare centrului de greutate al secțiunii nu se modifică semnificativ la răcire față de încălzire;
 - se acceptă generalizarea rezultatelor obținute pentru cazul particular al depunerii prin sudare cu un regim termic stabilizat.
- b. Sinteza măsurilor de sporire a preciziei determinărilor analitice:
- nu este neglijată o caracteristică importantă a câmpului termic la sudare: după realizarea celei mai mari încălziri, fibrele aflate mai departe de sursa termică continuă să se încălzească producând mărirea zonei cu deformații plastice;
 - corelarea cercetărilor pentru depuneri prin sudare pe muchia unor table de lățimi diferite și cu utilizarea unor energii liniare diverse, a permis obținerea unei curbe caracteristice ce cuantifică indirect o funcție de tipul $C = F(q)$; aceasta a permis determinarea unui coeficient de material deosebit de util (μ) pentru o aproximare superioară a variației cu temperatura a mărimilor α și c ;
 - relația de calcul a contracției la sudare a fost extinsă (ulterior) pentru a acoperi și situația sudării în mai multe treceri a îmbinărilor cap la cap cu rost în V;
 - relația de calcul a săgeții remanente a fost generalizată pentru: situația când sudura produce o curbură de amplitudine variabilă pe lungimea barei de rigiditate constantă;
 - relațiile de calcul au fost particularizate pentru cazul sudurilor de colț bilaterale simetrice la care ariile plastificate se suprapun, ca și în cazul sudării nervurilor de rigidizare transversale.
- c. Contribuții la interpretarea și extinderea aplicațiilor metodei de calcul:
- modelarea matematică a variației coeficientului de material μ în funcție de raportul q_1/A ;
 - studiul posibilității practice ca $\mu \neq \text{constant}$ pentru o serie de secțiuni uzuate de grinzi sudate cu procedee industriale;
 - particularizarea relațiilor de calcul în cazul sudurilor de colț bilaterale asimetrice;
 - modelarea matematică a dependenței $\mu = F(q_1, v_s, s, s_n)$;
 - exemplu de aplicare a metodei de calcul.
- d. Apreciere de oportunitate
- cu toate îmbunătățirile menționate, metoda de calcul este susceptibilă la perfecționări ulterioare în special în ceea ce privește cazul sudării barelor de rigiditate variabilă;
 - un prim pas necesar în acest sens constă în realizarea unei analize aprofundate a factorilor ce influențează dezvoltarea deformațiilor remanente la sudare.

Capitolul 3

FACTORI DE INFLUENȚĂ ASUPRA DEFORMAȚIILOR REMANENTE LA SUDARE

3.1 Clasificarea factorilor de influență

Precizia estimării analitice a deformațiilor remanente generate la sudare este influențată de o serie de factori. Cei mai importanți dintre aceștia pot fi puși în evidență prin analiza relațiilor (2.24), (2.53), (2.54), (2.60), (2.61), (2.64), (2.71), (2.72), (2.77), (2.78), (2.89). Am obținut astfel [5] o sistematizare a metodei de calcul după cum urmează:

$$\Delta_L = \left\{ \frac{\mu}{\mu'} \right\} \cdot \left\{ \frac{q_{lc}}{A} \right\} \cdot \left\{ \frac{1}{l_s/l} \right\} \cdot L, \quad (3.1)$$

$$\Delta_b = \frac{\left\{ \frac{\mu}{\mu'} \right\} \cdot \left\{ \frac{q_{lc}}{A} \right\}}{0,335} \cdot \left\{ \frac{1}{l_s/l} \right\} \cdot b, \quad (3.2)$$

$$f_{l/2} = \left\{ \frac{\mu}{\mu'} \right\} \cdot \left\{ \frac{q_{lc}}{A} \right\} \cdot \frac{z'}{l_y} \cdot \left\{ \frac{1}{l_s/l} \right\} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (3.3)$$

, unde:

μ - $F_1(q/A)$, conform relațiilor (2.56) și (2.57),

μ' - $F_2(m)$, conform relațiilor (2.76) și (2.73)

, iar

$$q_{lc} = \begin{cases} F_3(q_l, c_c, \mu, A_{pl}), \text{ conform relațiilor (2.26), (2.27) și (2.28),} \\ \text{pentru îmbinări cap la cap,} \\ F_4(q_l, m_{1,2}), \text{ conform relațiilor (2.61), (2.62) și (2.63),} \\ \text{pentru îmbinări de colț bilaterale simetrice,} \\ F_5(q_l, m_{0,1}), \text{ conform relațiilor (2.64), (2.69) și (2.70),} \\ \text{pentru îmbinări de colț bilaterale asimetrice.} \end{cases}$$

În relațiile (3.1), (3.2) și (3.3) termenii cuprinși între acolade pot fi luați în considerare la alegere, în funcție de situația concretă de calcul: sudură longitudinală sau transversală din loc în loc (cu pas constant l), sudură dintr-o trecere sau din mai multe treceri, respectiv bilaterală de colț cu suprapunerea zonelor plastifiabile.

Aceste relații permit punerea în evidență a principalilor factori de influență prin comasarea lor într-o relație de calcul generalizată sub forma:

$$d = \begin{Bmatrix} \mu \\ \mu' \end{Bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} q_l \\ q_{l_c} \end{Bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} 1 \\ l_s / l \end{Bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \frac{L}{A} \\ 0,335 \cdot A \\ \frac{z' \cdot L^2}{8 \cdot I_y} \end{Bmatrix} \begin{matrix} \dots \text{pentru } \Lambda_1 \\ \dots \text{pentru } \Lambda_b \\ \dots \text{pentru } f_{v2} \end{matrix} \quad (3.4)$$

O analiză mai detaliată poate fi realizată prin considerarea unei relații tipice, cum este cea a săgeții de încovoiere obținută în cazul îmbinărilor longitudinale de colț, bilaterale simetrice [2.3]:

$$f_{v2} = F \left(\frac{1}{r_c} \right) \cdot \frac{\alpha}{c \cdot \gamma} \cdot \left[1 + \frac{z'^2}{A + I_y} - \frac{(c_s + s_i) \cdot s_l}{r_c} \cdot \frac{\alpha}{c \cdot \gamma} \cdot q_l \right] \cdot \frac{q_l \cdot z' \cdot L^2}{8 \cdot I_y} = \quad (3.5)$$

$$F \left\{ \left[\left(\frac{1}{\sigma_c}, E, \frac{1}{\gamma}, \alpha, \frac{1}{c}, q_l \right), z', \frac{1}{I_y}, L^2 \right], c_s, s_i, s_l, A, \frac{1}{z'^2}, I_y, \left(\frac{1}{\sigma_c}, E, \frac{1}{\gamma}, \alpha, \frac{1}{c}, q_l \right) \right\}$$

În paranteză dreaptă sunt incluși factorii ce dau o influență de prim ordin de mărime, iar în paranteză simplă cei ce influențează toate lipurile de deformații remanente. Ordinul doi de influență aduce în discuție factori suplimentari specifici, iar sensul influenței altora (în accepțiunea de proporționalitate directă sau indirectă) se modifică. Pe această bază am grupat [5] principalii factori de influență ca în figura 3.1.

Primele trei grupe de factori sunt de altfel consacrate în literatura de specialitate [0.1], [0.3], [0.11], [1.11], [2.1], [2.18], [2.19], [2.22], [1], [4], [13], [16], [17], [18], [20], [21], [22], [23], [24], etc., urmare unor preocupări, mai mult sau mai puțin extinse, de sintetizare a experienței acumulate în domeniu.

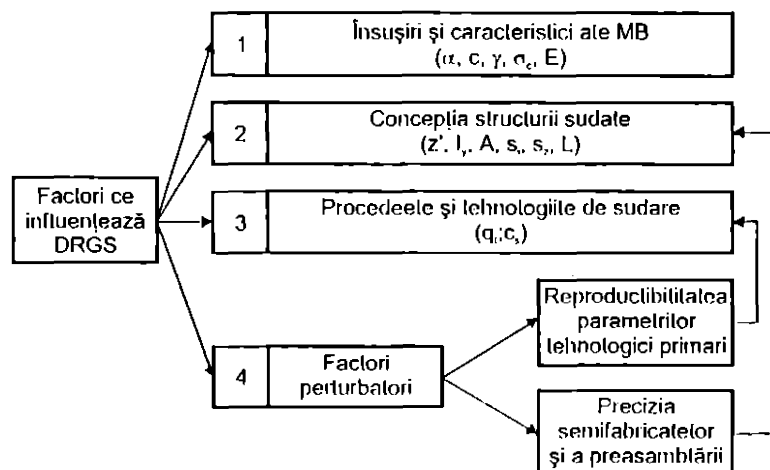


Fig. 3.1 Factorii ce influențează esențial natura și mărimea deformațiilor remanente generate la sudare

În ceea ce privește grupa factorilor perturbatori consider (cum se va vedea în continuare) că aceasta impune o atenție diferențială, dar fiind posibilul lor efect major asupra reproductibilității delerminărilor analitico-experimentale.

3.2 Însușiri și caracteristici ale metalului de bază

Principalele însușiri și caracteristici ale metalului de bază, care influențează deformațiile remanente generate la sudare, sunt puse în evidență de relația (3.5). Dacă se neglijează ceilalți factori, aceasta apare sub forma:

$$f_{L/2} = F \left\{ \left[\left(\frac{1}{\sigma_c}, E, \frac{1}{\gamma}, \alpha, \frac{1}{c}, 0,000 \right), 0,000 \right], 0,000 \left(\frac{1}{\sigma_c}, E, \frac{1}{\gamma}, \alpha, \frac{1}{c}, 0,000 \right) \right\} \quad (3.6)$$

cea ce simplifică interpretarea efectului fiecărui factor în sensul creșterii sau micșorării deformațiilor, rezultând situația prezentată în tabelul 3.1.

Tab. 3.1 Influența unor însușiri și caracteristici ale metalelor asupra deformațiilor remanente

Însușiri și caracteristici ale metalului de bază		Deformații remanente la sudare
Coeficientul de dilatare α	▼	▼
Căldura specifică c	▼	▲
Greutatea specifică γ	▼	▼
Limita de curgere σ_c	▼	▲
Modulul de elasticitate E	▼	▼

Cea mai mare parte a acestor aprecieri sunt confirmate în lucrarea [2.27].

În tabelul 3.2 sunt prezentate, conform [12], [14], [25], [27], valori pentru câteva însușiri și caracteristici ale unor metale de bază de larg interes.

Tab. 3.2 Însușiri caracteristice ale unor metale

Metal de bază	γ [kg/m ³]	α [1/°C]	σ_c minimă [daN/cm ²]	E [daN/cm ²]	t_{top} [°C]
OL37	7850	12 · 10 ⁻⁶	2400	2,1 · 10 ⁶	1530
OL52	7850	12 · 10 ⁻⁶	3600	2,1 · 10 ⁶	1530
OT50	7850	12 · 10 ⁻⁶	2500	2,1 · 10 ⁶	1530
OL1	7850	17 · 10 ⁻⁶	3200	2,04 · 10 ⁶	1530
Al	2700	24 · 10 ⁻⁶	1200	0,72 · 10 ⁶	650

În ceea ce privește oțelurile, materiale ce dețin cea mai mare pondere în execuția structurilor

metalice sudate, se remarcă următoarele:

- greutatea specifică este practic identică;
- coeficientul de dilatare termică este de cca. 1,4 ori mai mare la oțelurile inoxidabile față de cele nealiate și slab aliate, cu puțin carbon;
- limita de curgere variază semnificativ de la o marcă de oțel la alta;
- modulul de elasticitate longitudinal variază neesențial;
- temperatura de topire este practic aceeași.

Cel mai mare obstacol ce se ridică însă în calea utilizării directe a acestor mărimi, în evaluarea cât mai exactă a deformațiilor remanente la sudare, îl reprezintă variația lor cu temperatura [0.1]. Faptul că această dependență este marcantă, se poate constata pe baza datelor prezentate în figura 3.2.

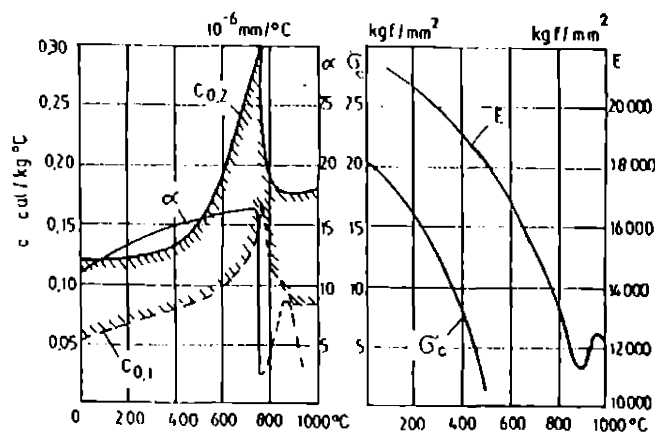
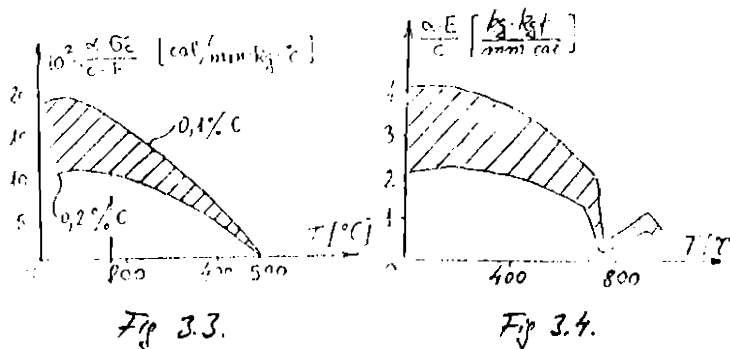


Fig. 3.2 Variația cu temperatura pentru căldura specifică ($c_{0,1}$ - la oțel 0,1% C; $c_{0,2}$ - la oțel cu 0,2% C), coeficientul de dilatare termică (α - la oțeluri cu 0,05 ... 0,4% C), limita de curgere (σ_c) și modulul de elasticitate (E).

Deoarece în afară de γ , toți ceilalți factori variază semnificativ cu temperatura, am încercat să depistez un grupaj de factori de influență care să varieze relativ constant cu temperatura. Cele mai reușite combinații în acest sens sunt prezentate calitativ în figurile 3.3 și 3.4.

Ca urmare, în stadiul actual al cercelărilor privind impactul global al caracteristicilor metalului de bază asupra preciziei de estimare analitică a deformațiilor și chiar a tensiunilor remanente la sudare, se menține dependența față de experiment. Mai precis, de precizia delerminărilor experimentale pentru coeficienții μ și μ' .



3.3 Concepția structurii sudate

Aplicarea principiilor moderne de proiectare și execuție a structurilor metalice necesită luarea în considerare a particularităților acestora, a problemelor tehnologiei și a preciziei lor de execuție.

Particularitățile structurilor sudate (prezentate în subcapitolul 1.1) determină atât metodica de proiectare, cât și formele de organizare a activităților de concepție și execuție.

Metoda specifică de proiectare a construcțiilor metalice sudate este cunoscută sub denumirea, "proiectare complexă a structurii sudate și a procedurii tehnologice" [0.8], sau mai pe scurt, "proiectarea constructiv-tehnologică" [0.10].

Scopul acestei metode constă în asigurarea atât a unor condiții de execuție și consumuri optimizate, cât și a unei siguranțe maxime în exploatare.

Principalele principii ce orientează proiectarea constructiv-tehnologică sunt, conform [0.10], [6], [7], [8], [10], [12], [15], [16], următoarele:

- 1) Soluțiile constructive trebuie să asigure posibilități de mecanizare și automatizare a execuției. Într-adevăr, creșterea gradului de mecanizare a operațiilor de sudare este condiționată în primul rând de existența unor îmbinări sudate de lungime mare, de preferință dispuse în linie dreaptă sau circular, și în al doilea rând de posibilitățile de acces pentru utilajele de sudare. Dacă aceste condiții sunt îndeplinite, cea mai mare dificultate ce trebuie surmontată practic este păstrarea, în limite adecvate procedurii, a poziției relative dintre extremitatea sârmei electrod și piesele supuse sudării. Aceasta este evident afectată de precizia preasamblării și de deformațiile ce pot apărea în timpul procesului de sudare.
- 2) Este inadmisibil să fie atese formele constructive, inclusiv cele ale îmbinărilor sudate, fără luarea în considerare a tehnologiei concrete de sudare. Practica industrială furnizează numeroase exemple de situații când, la îmbinarea prin sudare a două oțeluri, aceeași tehnologie dă rezultate excelente în unele soluții constructive, iar în altele, total inacceptabile.
- 3) Calculul de rezistență trebuie să fie completat cu calculul specific factorilor de natură tehnologică (tensiuni și deformații remanente, mărimea defectelor admisibile în suduri, estimarea tendințelor de destrămare lamelară, fisurarea prin hidrogen etc.). Aceasta, deoarece simultaneitatea elaborării celor două proiecte - constructiv și tehnologic - nu este suficientă pentru utilizarea la maximum a tuturor posibilităților structurilor sudate și nici pentru realizarea unei depline siguranțe în exploatare. Cauza o constituie faptul că metodele de calcul uzuale nu iau în considerare influența procesului de execuție asupra siguranței în exploatare, constatare bazată pe următoarele considerente:
 - obișnuit, în calculul de rezistență se pleacă de la proprietățile standardizate ale materialului, dar sudarea provoacă importante neomogenități, inclusiv a caracteristicilor mecanice de rezistență, în zonele afectate termic;
 - tensiunile remanente la sudare, fiind pozitive (tracțiune) în zona îmbinărilor sudate, se suprapun frecvent în mod defavorabil, și tocmai în aceste zone, peste tensiunile din exploatare;
 - deformațiile remanente la sudare, provocând abateri de la dimensiunile nominale, introduc în structuri tensiuni suplimentare;
 - coeficienții de corecție, aplicați uzual la eforturile unitare admisibile, conduc pe de o parte la consumuri inutile, deoarece sunt aplicați automat și acolo unde nu sunt necesari, iar pe de altă parte nici nu oferă garanție deplină, deoarece un singur coeficient nu poate cuantifica mulțimea condițiilor reale de execuție și exploatare
 - supradimensionarea îmbinărilor sudate nu mărește neapărat siguranța în exploatare, deoarece dacă aceasta se produce prin creșterea energiei liniare la sudare, se produce simultan și creșterea tensiunilor și deformațiilor remanente.

Tehnologicitatea construcțiilor sudate reprezintă forma de asigurare a unei realizări raționale prin: confecționarea comodă, procedee de sudare cu înaltă productivitate și mecanizare maximă a operațiilor de fabricație.

Condiția tehnologicității este condiția fundamentată a proiectării deoarece ea condiționează volumul de muncă, durata ciclului de fabricație și economicitatea.

Tehnologicitatea se concretizează în alegerea materialelor (condiționează tehnologii de sudare eficiente economic) și alegerea soluțiilor constructive, aceasta din urmă în funcție de dezideratele prezentate în figura 3.5

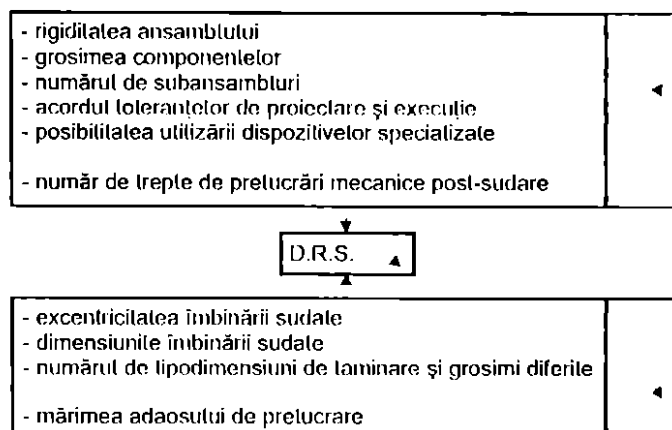


Fig. 3.5 Influența factorilor ce definesc concepția structurilor sudate asupra deformațiilor remanente la sudare

Se poate aprecia în final că în procesul complex al proiectării constructiv-tehnologice a structurilor sudate, precizia de execuție este o funcție obiectiv cu implicații distincte, conform figurii 3.6.

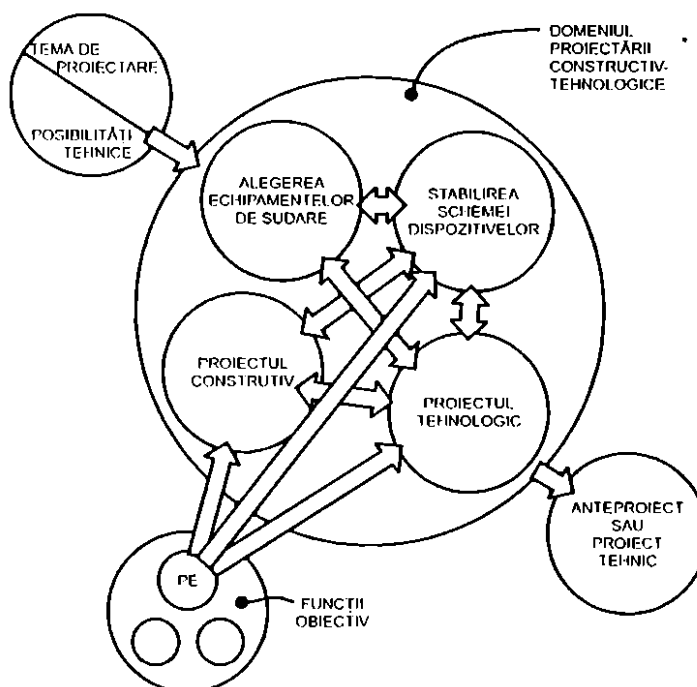


Fig. 3.6 Interdependențe importante în proiectarea constructiv-tehnologică și implicațiile preciziei de execuție (PE)

3.4 Procedeele și tehnologiile de sudare

Deformațiile remanente la sudare sunt influențate de procedeele și tehnologiile de sudare prin nivelul de uniformitate a câmpului termic și prin volumul băii de sudură. Deformațiile scad când volumul

băii se micșorează și când nivelul uniformității crește.

Volumul băii depinde de curentul de sudare, iar uniformitatea câmpului termic de viteză de sudare.

În consecință, sudarea cu curent de intensitate mică și cu viteză mare produce cele mai mici deformații remanente.

Alți factori tehnologici și modul lor de a diminua deformațiile remanente sunt:

- micșorarea lungimii cusăturii și a înălțării ei;
- unghiurile rosturilor cât mai mici;
- folosirea rosturilor duble simetrice (I, X, dublu Y) sudate balansat, în locul celor nesimetrice (V, U);
- metale de adaos cu plasticitate mult mai mare decât cea a metalului de bază.

O influență imediată asupra introducerii căldurii în piesele de sudat, și deci asupra mărimii deformațiilor, o au procedeul de sudare și forma rostului. Această influență poate fi evidențiată de datele prezentate, conform [15], în figura 3.7.

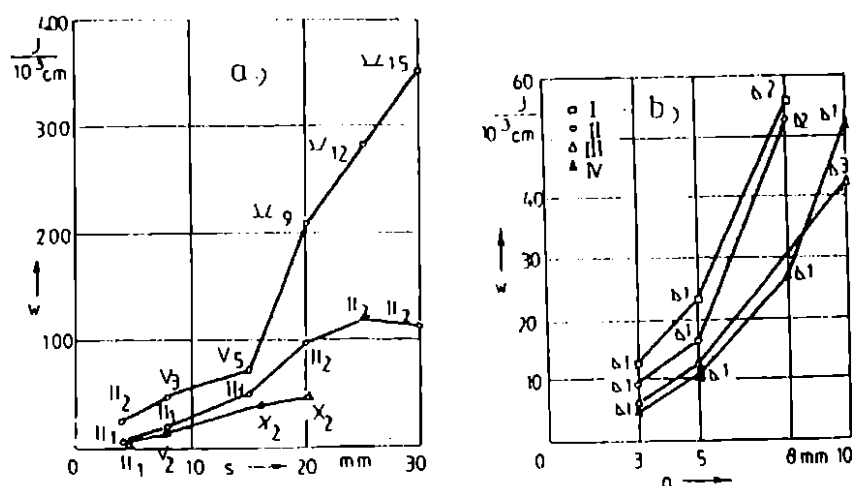


Fig. 3.7 Energia introdusă în componente la sudarea oțelurilor de construcție cu îmbinări cap la cap (a) și de colț (b), în funcție de tipul rostului și al procedurii de sudare (I - SE; II - SF semimecanizat; III - MAG mecanizat; IV - MAG semimecanizat)

Din aceste diagrame rezultă că energia liniară introdusă scade în ordinea procedeelor: SE, SF, MAG; ierarhizare ce corespunde și creșterii preciziei de fabricație.

Cauza acestei ordini este o mare neuniformitate a câmpului termic la sudarea SE și o optimizare a pătrunderii și umplerii rostului la sudarea MAG.

În cazul cusăturilor lungi, un factor tehnologic important este sudarea lor în secvențe scurte, ordonate astfel ca să se reducă fie deformațiile, fie tensiunile remanente, fie ambele acolo unde este posibil.

Principalul inconvenient al metodei generate de calcul al deformațiilor remanente, în special în cazul celor de încovoiere, constă în faptul că, cel puțin în formularea actuală, nu este cuantificată influența ordonării secvențelor de sudare a îmbinărilor de lungime mare.

O prezentare sintetică a impactului factorilor tehnologici asupra deformațiilor remanente este propusă în figura 3.8.

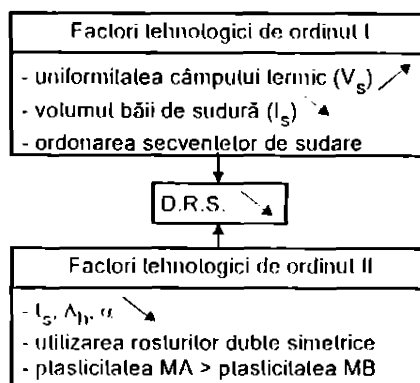


Fig. 3.8 Influența factorilor dependenți de procedeele și tehnologiile de sudare asupra deformațiilor remanente la sudare

3.5 Studiu de caz - estimarea analitică a influenței principalilor factori perturbatori asupra execuției precise a barelor cu secțiune T din table sudate

Studiul influenței diferiților factori perturbatori asupra preciziei de execuție trebuie să permită în primă analiză identificarea acestora și evaluarea importanței lor. Se va considera în cele ce urmează doar deformația remanentă dominantă, și anume cea de încovoiere, pentru una din cele mai sensibile soluții constructive de uz general.

3.5.1 Evaluarea principalilor factori de influență prin calcul manual

A. Influența abaterilor de pregătire și preasamblare

Se propune ca bază de comparație o secțiune cu dimensiuni medii, din gama de secțiuni T uzuale [12], conform figurii 3.9.

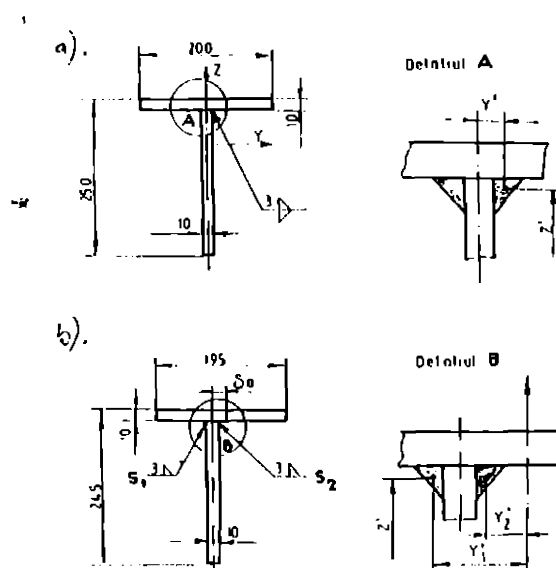


Fig. 3.9 Dimensiunile secțiunii bază de comparație și respectiv cu abateri de pregătire și preasamblare critice

Caracteristicile geometrice de interes au valorile: $A = 45 \text{ cm}^2$, $I_y = 3180 \text{ cm}^4$, $I_z = 669 \text{ cm}^4$, $z' = 7,58 \text{ cm}$, $y' = 0,64 \text{ cm}$.

Se estimează, conform [1.28], o energie liniară la sudare $q_l = 12436 \text{ J/cm}$, corespunzătoare unei intensități medii a curentului de sudare $I_s = 600 \text{ A}$ și unui randament de transfer al căldurii arcului de la electrod la piesă $\eta = 0,9$.

Aria plasfiliată la sudare se evaluează cu relația (2.63):

$$A_{pl} = \frac{1}{\frac{1}{A} + \frac{z'^2}{I_y} + \frac{1}{q_l}} = \frac{1}{\frac{1}{45} + \frac{7,58^2}{3180} + \frac{1}{12436}} = 6,47 \text{ cm}^2$$

Energia liniară de calcul pentru sudarea îmbinării de colț bilaterale și simetrice se determină utilizând relațiile (2.61) și (2.62):

$$m_{1,2} = 1 + \frac{(c_1 + s_1) \cdot s_l}{A_{pl}} = 1 + \frac{(0,425 + 1) \cdot 1}{6,47} = 1,22;$$

$$q_{lc} = m_{1,2} \cdot q_l = 1,22 \cdot 12436 = 15175 \text{ J/cm}$$

Deformațiile remanente de încovoiere în plan vertical și orizontal se calculează cu relații de liput (2.60):

$$f_z = \mu \cdot q_{lc} \cdot \frac{z'}{I_y} \cdot \frac{L^2}{8} = 0,85 \cdot 10^{-6} \cdot 15175 \cdot \frac{7,58}{3180} \cdot \frac{100^2}{8} = -0,038 \text{ cm} = 0,38 \text{ mm} < f_a \quad L/1000 = 15 \text{ mm (conform tabelului 1.5)}$$

$$f_y = (c_1 - c_2) \cdot \frac{L^2}{8} = \mu \cdot q_{lc} \cdot [1 - (m_{1,2} - 1)] \cdot \frac{y'}{I_z} \cdot \frac{L^2}{8} =$$

$$= -0,85 \cdot 10^{-6} \cdot (1 - 0,2) \cdot \frac{0,64}{669} \cdot \frac{100^2}{8} = -0,01 \text{ cm} =$$

$$= -0,1 \text{ mm} < f_s$$

Conform STAS 767/c-77, abaterile critice de la debilare și preasamblare (vezi tabelul 1.5) sunt: dezaxarea centrelor de greutate ale inimii și tălpii, $\delta_{a_{max}} = 5 \text{ mm}$, abaterea de la lățimea tablelor, $\Delta h_{min} = -5 \text{ mm}$; abaterea de la deschiderea rostului, $\Delta r_{min} = 0$; abaterea de la lungimea barei, $\Delta L_{max} = 3 \text{ mm}$.

Secțiunea cu abateri de pregătire și preasamblare critice astfel rezultă este prezentată în figura 3.9b. Aceasta are următoarele caracteristici geometrice de interes: $A = 44 \text{ cm}^2$, $I_y = 2992 \text{ cm}^4$, $I_z = 623 \text{ cm}^4$, $z'_1 = z'_2 = z' = 6,5 \text{ cm}$, $y'_1 = 0,86 \text{ cm}$, $y'_2 = -0,42 \text{ cm}$.

Se obțin în acest caz următoarele date de calcul: $A_{pl} = 6,62 \text{ cm}^2$, $m_{1,2} = 1,22$, $q_{lc} = 15172 \text{ J/cm}$.

Pentru deformațiile remanente de încovoiere în plan normal și transversal rezultă următoarele valori: $f_z = -0,35 \text{ mm}$; $f_y = -0,16 \text{ mm}$. Aceasta reprezintă 92% și respectiv 160% din valorile corespunzătoare obținute pentru secțiunea bază de comparație.

Se remarcă ponderea deosebită a abaterii de poziționare a componentelor δ_a , ce produce o creștere semnificativă a săgeții f_y .

B. Influența abaterilor normale ale parametrilor tehnologici primari

Se pot accepta, în general, abateri de $\pm 1 \text{ V}$ de la tensiunea arcului electric și de $\pm 10\%$ din valoarea celorlalți parametri primari ai regimului tehnologic de sudare.

Pentru această situație rezultă, în cazul analizat, următoarele abateri maxime față de valorile inițiale: 14% pentru q_l , 12% pentru q_{lc} , 24% pentru f_z și 29% pentru f_y .

În ceea ce privește abaterile maxime pentru deformațiile de încovoiere, acestea pot fi evident considerabile ca fiind semnificative.

Dacă se ia în considerare influența cumulată a abaterilor de pregătire-preasamblare și tehnologice normale, rezultă, față de valorile inițiale în cazul considerat, următoarele abateri critice: 24% pentru f_z ,

și 148% pentru f_y .

Se impune aprecierea că la realizarea profilelor T din table sudate există o probabilitate importantă ca deformația remanentă de încovoiere în plan transversal să depășească semnificativ valorile preconizate, determinate prin calcule uzuale pentru structura nedeformată și pe baza tehnologiei de sudare și chiar experimentale și omologale.

C. Influența supradimensionării îmbinărilor sudate

Față de situația inițială, caracterizată printr-o înălțime $a = 3\text{mm}$ a îmbinărilor de colț, se urmărește estimarea analitică a deformațiilor de încovoiere pentru $a_{\max} = 0,7 \cdot s_{\min} = 5\text{mm}$ și utilizarea la sudare a unei energii liniare maxime. Păstrând numărul de treceri $n_t = 1$, aceasta din urmă corespunde unei viteze de sudare redusă la minim.

Estimarea analitică indică, conform [1.28], valoarea $q_t = 22420\text{ J/cm}$, ceea ce reprezintă o creștere cu 80% față de energia liniară bază de comparație.

Calculule specializate, similare celor prezentate la punctul A conduc, pentru săgeata de încovoiere în cele două planuri de referință, la următoarele valori și abateri procentuale față de situația inițială:

- pentru secțiunea bază de comparație:

$$f_z = -0,65\text{ mm}, \Delta f_z = 71\%,$$

$$f_y = -0,24\text{ mm}, \Delta f_y = 140\%;$$

- pentru secțiunea cu abateri de pregătire și preasamblare critice:

$$f_z = 0,59\text{ mm}, \Delta f_z = 55\%,$$

$$f_y = 0,36\text{ mm}, \Delta f_y = 260\%;$$

- pentru secțiunea cu abateri critice de pregătire - preasamblare și abateri tehnologice normale:

$$f_z = -0,72\text{ mm}, \Delta f_z = 89\%,$$

$$f_y = -0,53\text{ mm}, \Delta f_y = 430\%;$$

Se remarcă faptul că pentru o creștere substanțială (cu 80%) a energiei liniare, motivată de supradimensionarea îmbinărilor sudate, se obține, în cel mai defavorabil caz, o creștere aproximativ proporțională pentru f_z , iar pentru f_y o creștere surprinzătoare, altfel greu de anticipat.

Cercetări analitice similare au evidențiat că dacă, în afară de supradimensionarea îmbinărilor, este depășită și abaterea admisă la preambalare pentru poziția relativă a inimii și a lăptii (δ_a), creșterea săgeții de încovoiere în plan orizontal este și mai pronunțată.

D. Concluziile studiului de caz

Rezultatele cercetărilor analitice prezentate în subcapitolul 3.5. sunt prezentate în tabelul 3.3.

Tabelul 3.3.

Situația de calcul		poziție, dimensiuni și parametri tehnologici de referință	abatere limită de formă și poziție	abatere normale ale q	abatere limită cumulate pentru formă, poziție și q	îmbinări sudate supradimensionate	
Elemente de calcul						abatere limită pentru secțiunea bază de comparație	abatere limită cumulate pentru formă, poziție și q
h_t	[mm]	250	245	250	245	250	245
b	[mm]	200	195	200	195	200	195
L	[mm]	1000	1003	1000	1003	1000	1003
δ_a	[mm]	0	5	0	5	0	5
a	[mm]	3	3	3	3	5	5
q	[J/cm]	12436	12436	15618	15618	22420	22420
	[%]	100	100	114	114	180	180
f_z	[mm]	0,38	0,35	0,47	0,47	0,65	0,72
	[%]	100	92	124	124	171	189
f_y	[mm]	0,10	0,16	0,13	0,25	0,24	0,53
	[%]	100	160	129	248	240	530

Studiul de caz astfel finalizat permite următoarele concluzii:

- în limite admise, cea mai importantă abatere de formă și poziție este dezaxarea centrelor de greutate a tablelor;
- abaterile de formă și poziție pot produce o creștere semnificativă a săgeții remanente în plan orizontal (f_y);
- abaterile normale de la valorile parametrilor primari ai regimului tehnologic de sudare nu produc efecte deosebite;
- abaterile limită cumulate pentru formă, poziție și parametri tehnologici primari pot produce mai mult decât dublarea f_y ;
- efect secundar are și supradimensionarea îmbinărilor sudate, care în plus poate produce și o creștere semnificativă a săgeții în plan vertical f_z ;
- dacă la supradimensionarea sudurilor se cumulează și celelalte lipuri de abateri f , se poate dubla, iar f_y poate crește chiar mai mult de cinci ori;
- estimarea analitică precisă a deformațiilor remanente de încovoiere la sudare nu poate fi realizată fără considerarea influenței factorilor perturbatori, iar între aceștia, o pondere indiscutabilă o deține execuția îmbinărilor sudate conformă unei dimensionări corecte.

3.5.2. Determinarea influenței factorilor perturbatori prin calcul automat

Evaluarea influenței factorilor perturbatori asupra preciziei de execuție a barelor cu profil T din table sudate presupune un volum mare de calcule. În consecință, o cercetare cu caracter mai general impune abordare problemei prin calcul automat.

A. Relații pentru calcul automat al caracteristicilor geometrice

Pentru secțiunea T cu abateri de la poziția și dimensiunile nominale ale componentelor, caracteristicile geometrice de interes, pentru calculul deformațiilor remanente de încovoiere la sudare, sunt, conform relației 3.4., momentul de inerție axial și excentricitatea centrului de greutate al îmbinării sudate față de centrul de greutate al secțiunii transversale.

Pentru calculul momentelor de inerție axiale se utilizează schemalizarea și notațiile prezentate în figura 3.10.

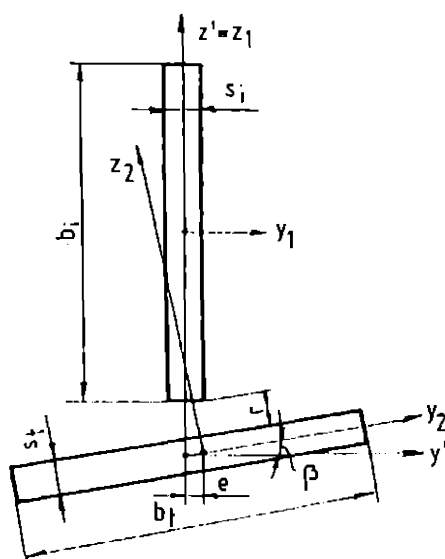


Fig. 3.10. Profil T cu abateri de formă și poziție

Utilizând metode de calcul a momentelor de inerție pentru sisteme de referință translatale și rotite, conform [3] se obțin următoarele relații cu caracter general:

$$\begin{aligned}
 I_y = & \frac{s_t \cdot b_t^3}{12} + \frac{b_t}{2} + \frac{1}{\cos \beta} \cdot \left(r + \frac{s_t}{2}\right)^2 \cdot s_t \cdot b_t + \\
 & + \frac{b_t \cdot s_t^3}{12} \cdot \cos^2 \beta + \frac{s_t \cdot b_t^3}{12} \cdot \sin^2 \beta + (e \cdot \lg \beta)^2 \cdot s_t \cdot b_t
 \end{aligned} \quad (3.7)$$

$$I_z = \frac{b_t \cdot s_t^3}{12} + \frac{s_t^3 \cdot b_t}{12} \cdot \sin^2 \beta + \frac{s_t \cdot b_t^3}{12} \cdot \cos^2 \beta + e^2 \cdot s_t \cdot b_t \quad (3.8)$$

Pentru determinarea excentricității centrului de greutate al îmbinării sudate față de centrul de greutate al secțiunii transversale este necesar să se cunoască atât poziția centrului de greutate al secțiunii, cât și poziția centrului de greutate al îmbinării sudate.

Poziția centrului de greutate al secțiunii transversale în raport cu sistemul de referință $z'Oy'$ se determină conform [19], cu relațiile:

$$y_G = \frac{e \cdot s_t \cdot b_t}{s_t \cdot b_t + s_t \cdot b_t}, \quad (3.9)$$

$$z_G = \frac{\left[\frac{b_t}{2} + \left(r + \frac{s_t}{2}\right) \right] \cdot s_t \cdot b_t + e \cdot s_t \cdot b_t \cdot \lg \beta}{s_t \cdot b_t + s_t \cdot b_t} \quad (3.10)$$

Poziția centrului de greutate al îmbinării sudate, pentru lipurile de rosturi cele mai uzate industrial, se determină după cum urmează:

- rost neprelucrat (figura 3.11.a):

$$z_G = \frac{a \cdot \sqrt{2}}{3} + \frac{s_t}{3}, \quad (3.11)$$

$$y_G = \frac{a \cdot \sqrt{2}}{3} + \frac{s_t}{3}; \quad (3.12)$$

- rost prelucrat în y (figura 3.11.b):

$$z_G = \frac{1}{3} (s_t \cdot u) \cdot \lg \beta + \frac{s_t}{2}, \quad (3.13)$$

$$y_G = \frac{u}{3} + \frac{s_t}{6}; \quad (3.14)$$

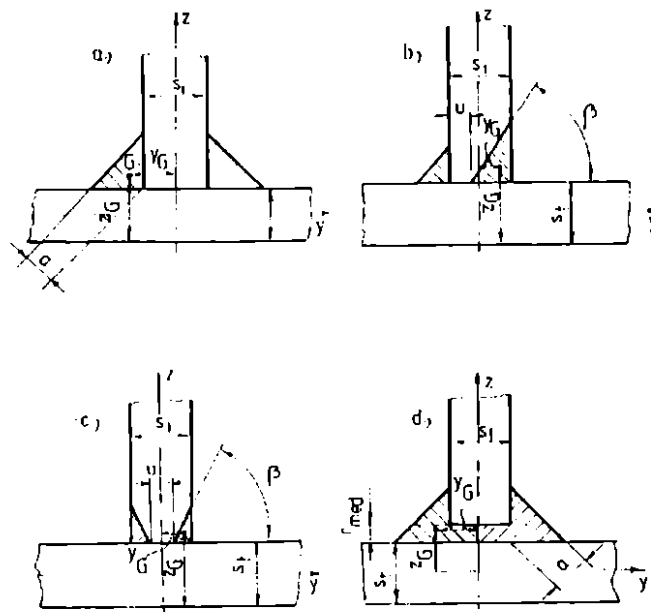


Fig. 3.11. - Schematizarea unor rosluri uzuale industrial la realizarea îmbinărilor sudate de colț în T

- rost prelucrat în K (figura 3.11.c):

$$z_G = \frac{(s_1 - u) \operatorname{tg} \beta}{6} + \frac{s_1}{2}, \quad (3.15)$$

$$y_G = \frac{s_1}{3} + \frac{u}{6}; \quad (3.16)$$

- rost neprelucrat având deschiderea medie r_{med} (figura 3.11.d.):

$$z_G = \frac{2\sqrt{2} \cdot a^3 + s_i \cdot r_{med}^2}{2a^2 + s_i \cdot r_{med}} + \frac{s_t}{2}, \quad (3.17)$$

$$y_G = \frac{2\sqrt{2} \cdot a^3 + s_i \cdot a^2 + s_i^2 \cdot r_{med}}{2a^2 + s_i \cdot r_{med}}; \quad (3.18)$$

- rost prelucrat în Y, având deschiderea r_{med} (figura 3.11.e):

$$z_G = \frac{(s_i - u)^3 \cdot \operatorname{tg}^2 \beta + (s_i - u)^2 \cdot r_{med} \cdot \operatorname{tg} \beta + \frac{r_{med}^2}{4} (2s_i - u)}{(s_i - \frac{u}{2}) \cdot r_{med} + \frac{(s_i - u)^2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{2}} + \frac{s_t}{2}, \quad (3.19)$$

$$y_G = \frac{(s_i + 2u)(s_i - u)^2 \cdot \operatorname{tg} \beta + u(s_i - u) \cdot r_{med} + u \cdot r_{med} \cdot (3u - 2s_i)}{(s_i - \frac{u}{2}) \cdot r_{med} + \frac{(s_i - u)^2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{2}}; \quad (3.20)$$

- rost prelucrat în K, având deschiderea r_{med} (figura 3.11.f):

$$z_G = \frac{(s_i - u)^3 \cdot \operatorname{tg}^2 \beta + (s_i - u)^2 \cdot r_{med} \cdot \operatorname{tg} \beta + s_i \cdot r_{med}^2}{\frac{(s_i - u)^2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{8} + r_{med} \cdot \frac{s_i}{2}} + \frac{s_t}{2}; \quad (3.21)$$

$$y_G = \frac{(u + 2s_i)(s_i - u)^2 \operatorname{tg} \beta + s_i^2 \cdot r_{med}}{\frac{(s_i - u)^2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{8} + r_{med} \cdot \frac{s_i}{2}}; \quad (3.22)$$

B. Relații pentru calculul automat al energiei liniare la sudare

a) Considerații generale

Studierea cu o bună precizie, prin calcul automat, a influenței numărului de treceri la sudare, a diferitelor tipuri de rosturi și a abaterilor admise de la forma acestora impune realizarea unui model de calcul sensibil la acele diferențieri.

În cazul sudurilor realizate în mai multe treceri, bibliografia de specialitate oferă, prin [6] o singură relație pentru evaluarea energiei liniare de calcul. Aceasta corespunde situației particulare a îmbinător cap la cap a tablelor groase, cu rost în V și sudate într-un număr mare de treceri, cu utilizarea unor energii liniare practic identice, conform figurii 3.12.

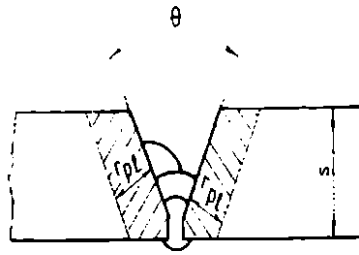


Fig. 3.12. - Extinderea zonei plastificate la sudarea cap la cap a tablelor groase cu rost în V.

Relația amintită (2.26), pentru calculul energiei convenționale (de calcul) pe unitatea de lungime, are forma completă:

$$q_{lc} = -\frac{\epsilon_c}{\mu} \left(A_r + \frac{2}{\cos(\theta/2)} \cdot r_{pl} \cdot s \right) \quad (3.23)$$

unde r_{pl} se stabilește cu relația (2.27) pentru q_l în cal/cm sau:

$$r_{pl} \approx 21,32 \sqrt{q_l} \cdot 10^{-3} \quad (3.24)$$

pentru q_l în J/cm

b) Metode de calcul

O analiză sintetică a posibilităților de estimare analitică a deformației remanente de încovoiere la sudarea barelor cu profil T, evidențiază mai multe posibilități de alegere a metodei de calcul.

O primă metodă (notată în continuare: "meloda $m_{1,2}$ ") are la bază relația [2.60] scrisă sub forma:

$$f_z = \mu \cdot m_{1,2} \cdot q_l \cdot \frac{z'}{l_y} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (3.25)$$

unde $m_{1,2}$ se determină cu relația [2.62]

Această metodă este foarte expeditivă, dar poate fi utilizată doar în cazul îmbinărilor de colț bilaterale, simetrice și sudate dintr-o trecere.

Se poate lua în considerare și o metodă ("meloda rpl") ce se bazează pe o relație de forma:

$$f_z = \mu \cdot \frac{1}{l_y} (q_{lc_1} \cdot z_{1l} + q_{lc_2} \cdot z_{2l}) \cdot \frac{L^2}{8} \quad (3.26)$$

, unde

$$q_{lc_1} \approx -\frac{\epsilon_c}{\mu} \cdot A_{pl_1} \quad (3.27)$$

$$q_{lc_2} \approx -\frac{\epsilon_c}{\mu} \cdot (A_{pl} - A_{pl_1}) \quad (3.28)$$

, considerând aici: A_{pl} - aria plastifiată totală și A_{pl_1} - aria plastifiată la realizarea primei îmbinări sudate, mărimi definite, conform [2.3], prin relațiile:

$$A_{pl} = 2 \cdot A_c + s_i \cdot (c + r_{pl}) + s_i \cdot (s_i + 2c + 2r_{pl}) \quad (3.29)$$

$$A_{pl_1} = A_c + s_i \cdot (c + r_{pl}) + s_i \cdot (c + 2r_{pl}) \quad (3.30)$$

, unde A_c este aria cusăturii sudate.

Această metodă are o precizie mai redusă în cazul secțiunilor puțin dezvoltate, dar prezintă avantajul de a putea fi utilizată în cazul sudurilor realizate în mai multe treceri. În această situație r_{pl} se calculează în funcție de energia liniară maximă utilizată la realizarea trecerilor respective.

Preluând de la "metoda $m_{1,2}$ " ideea folosirii unui coeficient de majorare a energiei liniare, iar de la "metoda r_{pl} " ideea calculului ariilor plastifiate în funcție de r_{pl} , se obține o metodă de calcul (metoda $m_{1,2}$) mai sintetică. Aceasta se va putea aplica și la cusăturile sudate realizate în mai multe treceri, având totodată o bună precizie, comparabilă cu cea a "metodei $m_{1,2}$ ".

Se propune, pentru calculul deformației remanente de încovoiere, rezultată după n treceri, o relație generală de forma:

$$f_z = \mu \cdot \frac{1}{I_y} \cdot \left[q_{l_1} \cdot z_1 + \sum_{i=2}^n (m_{1,2}^{(i)} - 1) \cdot q_{l_1} \cdot z_i \right] \cdot L^2 \quad (3.31)$$

, unde

$$m_{1,2}^{(n)} = 1 + \frac{A_{pl}^{(n)} - A_{pl}^{(n-1)}}{A_{pl}^{(n)}} \quad (3.32)$$

În cazul sudurilor bilaterale realizate într-o singură trecere se impune determinarea grafo-analitică a ariilor plastifiate:

$$A_{pl} = A_{pl}^{(2)} \quad \text{și} \quad A_{pl_1} = A_{pl_1}^{(1)}$$

Mărimile astfel determinate pot fi utilizate, cu o foarte bună aproximație, și în cazul sudării în mai multe treceri pentru $A_{pl}^{(n)}$ și respectiv $A_{pl}^{(n-1)}$, considerând în calcule energia liniară cea mai mare dintre toate energiile liniare folosite la realizarea fiecărei îmbinări sudate.

c) Relații pentru calculul ariilor plastifiate

Utilizarea "metodei $m_{1,2}$ " presupune determinarea în prealabil a unor relații specifice pentru calculul ariilor plastifiate de tip A_{pl} și A_{pl_1} . Metoda de calcul este grafo-analitică și ține seama de lipul rostului și diversele posibilități de extindere a razelor de plastifiere. Au fost luate în considerare lipurile de rosturi uzuale industriale.

α) Rost neprelucrat sudat bilateral

Combinațiile distincte de extindere a ariilor plastifiate la sudare sunt prezentate în figura 3.13.

Ținând seama de toate aceste posibilități, s-au obținut următoarele relații:

$$A_{pl_1} = A_{r_1} + X \left[2 \cdot \max(r_{pl_1} > r_{pl_2}) + \frac{S_1}{2} + c_1 \right] + Y \left[\max(r_{pl_1} > r_{pl_2}) + c_1 - r \right] \quad (3.33)$$

$$\begin{aligned}
 A_{pl} = & A_{r_1} + A_{r_2} + X(r_{pl_1} + r_{pl_2} + c_1 + c_2 + s_i) - \\
 & - \left[X - \min(r_{pl_1} < r_{pl_2}) \right] \cdot \left[\min(r_{pl_1} < r_{pl_2}) + \min(c_1 < c_2) + \frac{s_i}{2} - \max(r_{pl_1} < r_{pl_2}) \right] + \\
 & + s_i \left[\max(r_{pl_1} < r_{pl_2}) + \max(c_1 < c_2) - X \right] - \\
 & - (s_i - Y) \left[\max(r_{pl_1} < r_{pl_2}) - \min(r_{pl_1} < r_{pl_2}) \right]
 \end{aligned} \quad (3.34)$$

$$\text{unde: } X = \min[s_i < \max(r_{pl_1} < r_{pl_2})] \quad (3.35)$$

$$Y = \min[s_i < \max(r_{pl_1} < r_{pl_2})] \quad (3.36)$$

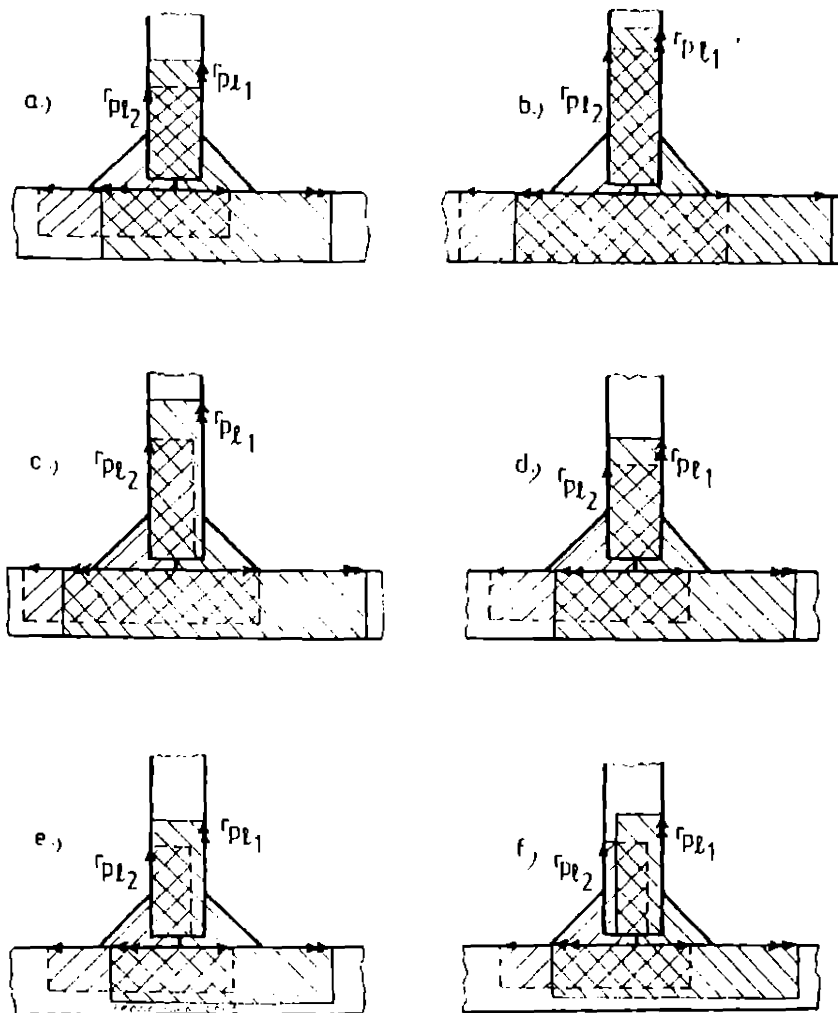


Fig.3.13. - Variante de extindere a ariilor plastificate la sudarea îmbinărilor de colț bilaterale

β) Rost prelucrat lateral cu completare la rădăcină

Abordarea de principiu a acestui caz este prezentată calitativ, printr-una din variantele posibile de extindere a razelor de plastifiere, în figura 3.14.

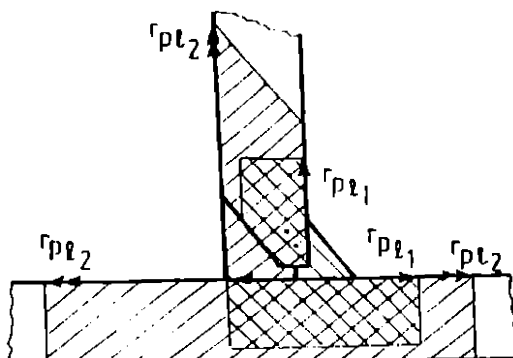


Fig. 3.14. - Schematizare pentru extinderea zonei plastificate la sudarea de colț în rost prelucrat în Y cu completare la rădăcină

Un studiu complet de caz a condus la următoarele relații cu caracter general:

$$A_{pl_1} = A_{r_1} + X(2 \cdot r_{pl_1} + \frac{u}{2} + c_1) + Y(r_{pl_1} + c - r) - \frac{(Y - u)^2 \cdot \lg 0}{2}, \quad (3.37)$$

$$A_{pl} = A_{r_1} + A_{r_2} + X(r_{pl_2} + s_i - \frac{c}{2} + Y) - Z(r_{pl_1} + \frac{u}{2} + c_1 - r_{pl_2}) + r_{pl_2} \cdot s_i - \frac{u^2 \cdot \lg 0}{2} + \alpha(\frac{a^2 \cdot \lg 0}{2}) \quad (3.38)$$

$$\text{unde } X = \min(s_i < r_{pl_1}), \quad (3.39)$$

$$Y = \min(s_i < r_{pl_1}), \quad (3.40)$$

$$Z = \begin{cases} 0, \text{ pentru } \begin{cases} r_{pl_2} \geq r_{pl_1} + c_1 + \frac{u}{2}, \\ r_{pl_2} < r_{pl_1} + c_1 + \frac{u}{2}, \\ r_{pl_1} > s_i \end{cases} \\ \min(s_i < r_{pl_2}) - r_{pl_1}, \text{ pentru } \begin{cases} r_{pl_2} < r_{pl_1} + c_1 + \frac{u}{2}, \\ r_{pl_1} \leq s_i, \end{cases} \end{cases} \quad (3.41)$$

$$\alpha = \begin{cases} 0, \text{ pentru } c_2 - c_1 > s_i \cdot \lg 0 + r_{pl_1} - r_{pl_2}, \\ 1, \text{ pentru } c_2 - c_1 \leq s_i \cdot \lg 0 + r_{pl_1} - r_{pl_2}, \end{cases} \quad (3.42)$$

$$a = s_i - \frac{(s_i - u)(r_{pl_2} - r_{pl_1} + c_2 - c_1)}{(c_2 - r)} \quad (3.43)$$

δ) Rost prelucrat bilateral

Și în acest caz, pot apare diferite situații de suprapunere a zonelor plastificate, cum este cel prezentat pentru exemplificare în figura 3.15.

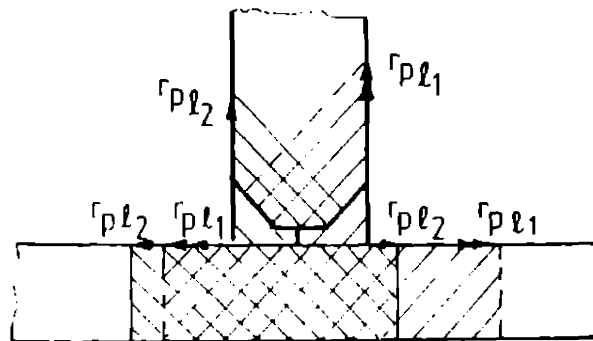


Fig. 3.15. - Schematizare pentru extinderea zonei plastificate la sudarea de colț cu rost în K

S-au obținut următoarele relații generalizate de interes:

$$A_{pl} = s_i \left[\max(r_{pl_1} < r_{pl_2}) + c + r \right] \cdot \frac{(B + b)(s_i - y)}{2} - \frac{B - y}{2} + X(r_{pl_1} + r_{pl_2} + s_i) - Y \left[\min(r_{pl_1} < r_{pl_2}) + \frac{s_i}{2} - \max(r_{pl_1} < r_{pl_2}) \right] \quad (3.44)$$

$$A_{pl_1} = s_i(r_{pl_1} + c + r) - A_{r_1} - A_a - A_b + (2r_{pl_1} + \frac{s_i}{2}) \cdot \left[\min(s_i ; r_{pl_1}) \right] \quad (3.45)$$

, unde:

$$B = \max(r_{pl_1} < r_{pl_2}) + \frac{s_i \cdot \lg 0 - (r_{pl_1} + r_{pl_2})}{2} \quad (3.46)$$

$$b = \max(r_{pl_1} < r_{pl_2}) - \min(r_{pl_1} < r_{pl_2}) \quad (3.47)$$

$$y = \frac{|r_{pl_2} - r_{pl_1}|}{2 \lg 0} + \frac{s_i}{2} \quad (3.48)$$

$$X = \min \left\{ s_i < \max(r_{pl_1} < r_{pl_2}) \right\} \quad (3.49)$$

$$Y = X - (\min(r_{pl_1}, r_{pl_2})), \quad (3.50)$$

$$A_a = v \cdot \frac{r_{pl_1} + c + r - w + r_{pl_1}}{2} \quad (3.51)$$

$$v = \frac{1}{2} \left(s_i - \frac{r_{pl_1}}{\lg 0} \right), \quad (3.52)$$

$$w = c + r + \frac{1}{2} (r_{pl_1} - s_i \cdot \lg 0), \quad (3.53)$$

$$A_b = \frac{1}{2} (s_i - v)^2 \cdot \lg 0. \quad (3.54)$$

d) Exemplu de calcul

Scopul urmărit este realizarea unei comparații între cele trei metode, prezentate anterior, pentru calculul deformației remanente de încovoiere la sudarea barelor cu profil T.

Se consideră secțiunea prezentată în figura 3.16, având următoarele caracteristici geometrice: $A = 45 \text{ cm}^2$, $I_y = 3180 \text{ cm}^4$ și $I_z = 669 \text{ cm}^4$.

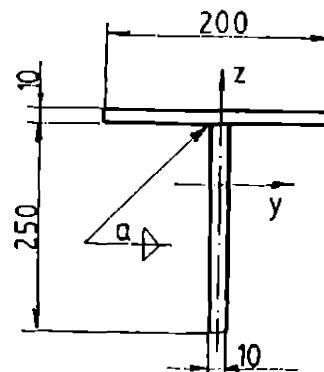


Fig. 3.16 Secțiune T realizată din table sudate

Se preconizează studiul în două situații distincte, diferențiate prin mărimea înălțimii celor două îmbinări sudate.

$$1. a = a_{\min} = 3 \text{ mm}$$

Valorile caracteristicilor, geometrice și tehnologice specifice acestei situații sunt: $z = 7,58 \text{ cm}$; $y = 0,64 \text{ cm}$; procedee de sudare: SE și SF; $\eta_1 = 1$; $q_{11} = q_{12} (3000 \dots 19000) \text{ J/cm}$.

Pentru diferite valori ale energiei liniare, în intervalul menționat, au fost calculate valorile: $m_{1,2}$, q_{1c} , A_{pl} , C_z (curbura după axa z) iar rezultatele sunt prezentate în tabelul 3.4. Metodele de calcul sunt simbolizate aici prin 1 - "metoda $m_{1,2}$ "; 2 - "metoda r_{pl} "; 3 - "metoda $m^*_{1,2}$ ".

$$2. a = a_{\max} = 7 \text{ mm}$$

Valorile caracteristicilor geometrice și tehnologice specifice acestei situații sunt $z = 7,39$ cm; $y = 0,83$ cm; procedee de sudare: SE și SF; $n_l = 1$; $q_{l1} = q_{l2} = q_l = (10000 \dots 50000)$ J/cm.

Mărimile: $m_{1,2}$, q_{lc} , A_{pl} , și c , calculate sunt prezentate în tabelul 3.5.

Pe baza datelor cuprinse în tabelele 3.4 și 3.5 au fost trasate dependențele prezentate în figurile 3.13 ... 3.21.

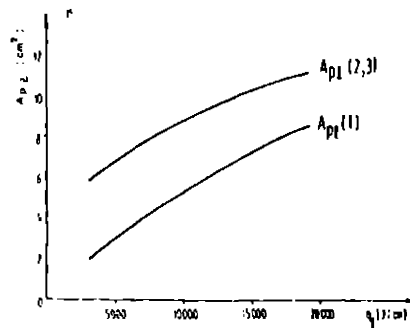


Fig. 3.16 Variația A_{pl} pentru $a = 3$ mm

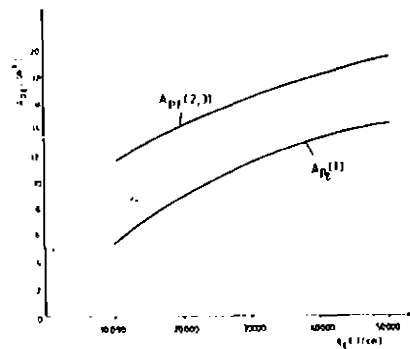


Fig. 3.17 Variația A_{pl} pentru $a = 7$ mm

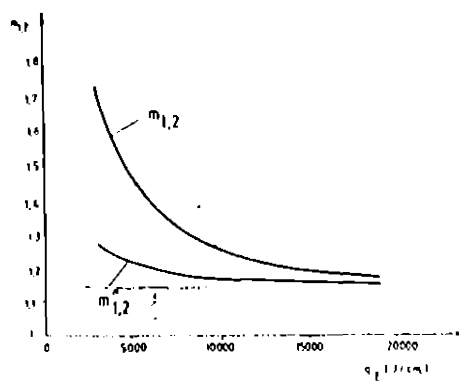


Fig. 3.18 Variația multiplicatorilor $m_{1,2}$ și $m'_{1,2}$ pentru $a = 3$ mm

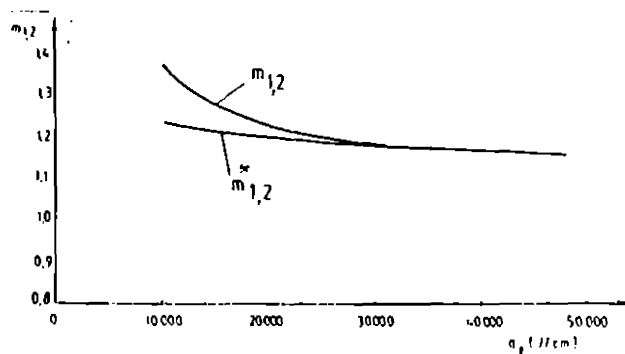


Fig. 3.19 Variația multiplicatorilor $m_{1,2}$ și $m_{1,2}^*$ pentru $a = 7$ mm

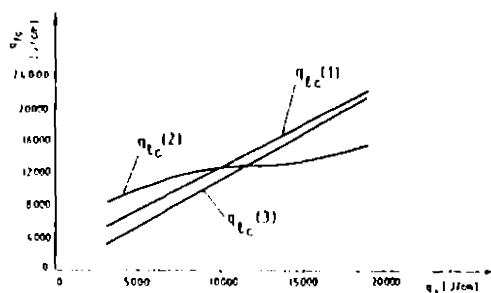


Fig. 3.20 Variația energiei liniare de catcut pentru $a = 3$ mm

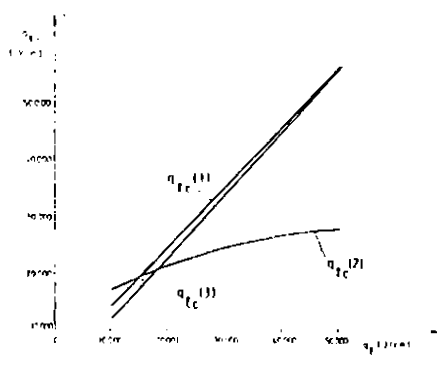


Fig. 3.21 Variația energiei liniare de catcut pentru $a = 7$ mm

Din analiza datelor, furnizate de acest exemplu de catcut, se desprind următoarele concluzii:

- 1°. Creșterea liniară a q_1 are următoarele implicații:
 - A_{pl} calculată după metoda $m_{1,2}$ crește cu tendință de atenuare;
 - A_{pl} calculată cu metodele r_{pl} și $m_{1,2}^*$ este mai mare decât în cazul primei metode și crește cu o tendință de atenuare similară;
 - $m_{1,2}$ scade cu tendință de a se stabili pe o valoare minimă;
 - $m_{1,2}^*$ care la valori mici ale q_1 este mai mic decât $m_{1,2}$, dar aproximativ egal cu acesta la valori mari ale q_1 , scade cu aceeași tendință.

2°. Valorile obținute pentru q_{lc} , în metodele $m_{1,2}$ și $m_{1,2}^*$ sunt aproape identice.

Dacă se acceptă pentru aceste două metode (1 și 3), egalitatea: $q_{lc}^1 = q_{lc}^3$, neglijând aria cusăturii

sudate (A_c) rezultă că:

$$A_{pl}^{(1)} = \frac{1}{1 + \frac{z^2}{l_y} + \frac{1421}{q_1}} = (c + r_{pl})(s_1 + 2s_z) + s_1 \cdot s_l \quad (3.55)$$

cea ce reprezintă o bună verificare cantitativă și calitativă a metodei grafo-analitice, prezentată anterior, pentru calculul ariilor plastificate.

3°. Principiul utilizării relațiilor de forma $A_{pl} = f(r_{pl})$ fiind confirmat, metodele m1,2 și m1,2 pot fi utilizate cu aceeași încredere.

C. Descrierea programului de calcul

Pentru evaluarea influenței diferiților factori perturbatori potențiali, asupra deformației remanente generale de încovoiere oblică la sudarea profitelor T din table sudate, a fost elaborat un program de calcul a cărui schemă bloc este prezentată în figura 3.22.

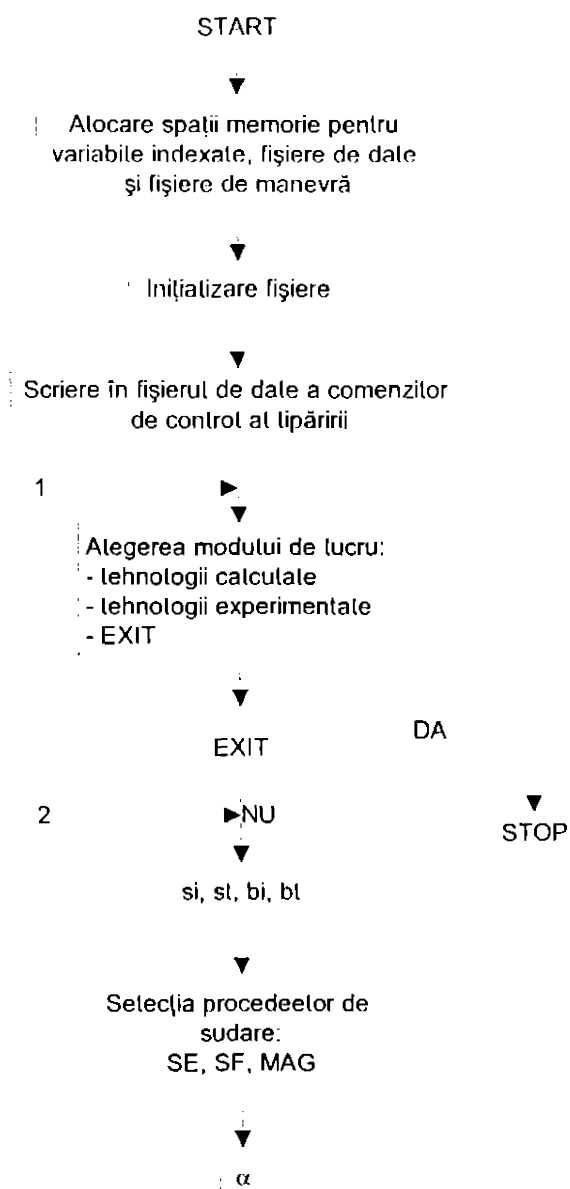


Fig. 3.22

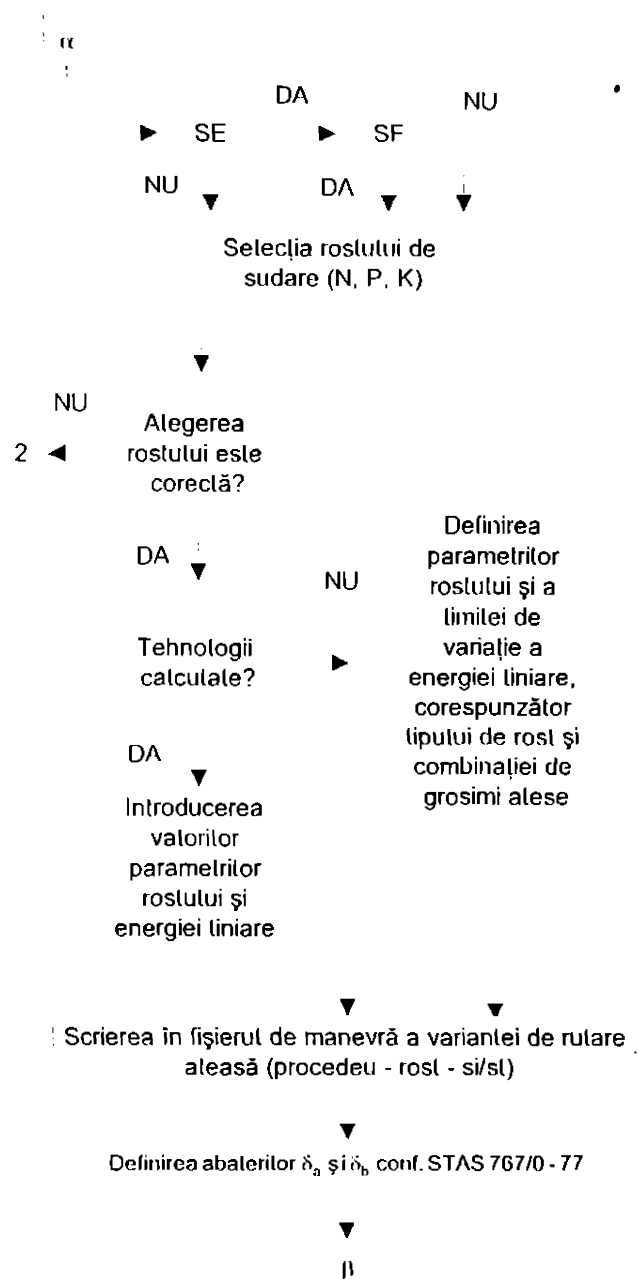


Fig. 3.22 (continuare)

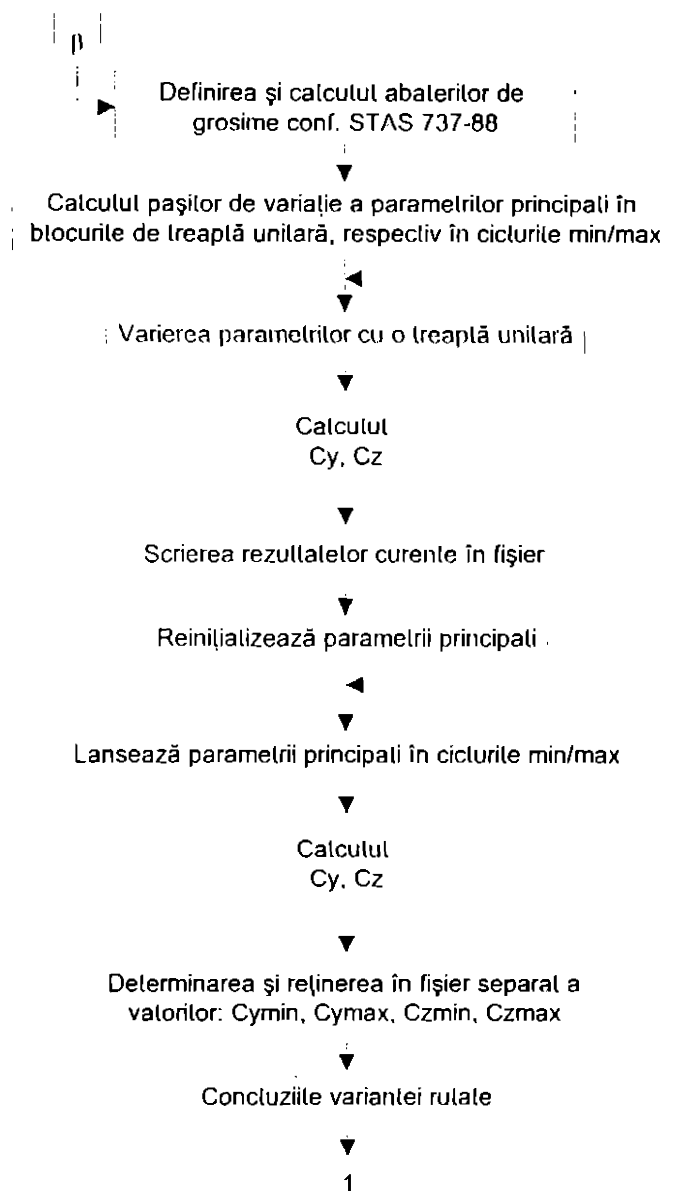


Fig. 3.22 (continuare)

Programul a fost scris în limbaj BASIC [2], lucrează în simplă precizie, are 734 linii, ocupă în memorie un spațiu de 28 octeți și este rezident pe disc.

Tabelul 3.4 Comparație între metodele de calcul, în varianta a = 3mm

Nr. crt.	q_k J/cm	Metoda m _{1,2}				Metoda r _p				Metoda m' _{1,2}				Comparații (%) metode					
		A _p	m _{1,2}	q _k	c _r · 10 ⁶	r _p	A _p	q _k	c _r · 10 ⁶	A _p	m _{1,2}	q _k	c _r · 10 ⁶	A _p	m _{1,2}	q _k	q _k	c _r · 10 ⁶	c _r · 10 ⁶
		cm ²	-	J/cm	l/cm	cm	cm ²	J/cm	l/cm	cm ²	-	J/cm	l/cm	1-2, 3	1-3	1-2	1-3	1-2	1-3
1	3000	1.95	1.73	5185	10.4	1.17	6.03	8569	17.14	4.48	1.26	3780	7.56	309	73	165	73	165	73
2	5000	3.09	1.46	7298	14.6	1.51	7.05	10018	20.0	5.50	1.22	6100	12.2	228	84	137	84	137	84
3	7000	4.12	1.34	9413	18.8	1.78	7.78	11169	22.3	6.31	1.20	8400	16.8	191	90	119	89	119	89
4	9000	5.05	1.28	11531	23.1	2.02	8.58	12192	24.38	7.03	1.18	10620	21.24	170	92	106	92	106	92
5	11000	5.91	1.24	13643	27.3	2.24	9.24	13130	26.26	7.69	1.17	12870	25.74	156	94	96	94	96	94
6	13000	6.70	1.21	15755	31.5	2.43	9.81	13940	27.88	8.26	1.16	15080	30.16	146	96	85	96	85	96
7	15000	7.42	1.19	17871	35.7	2.61	10.35	14707	29.41	8.80	1.15	17250	34.50	140	97	82	97	82	97
8	17000	8.09	1.18	19984	40.0	2.78	10.86	14432	30.86	9.31	1.143	19431	38.86	134	97	77	97	77	97
9	19000	8.71	1.16	22098	44.2	2.94	11.34	16114	32.23	9.79	1.137	21603	43.21	130	98	73	98	73	98

Fișierele de date, organizate în acces secvențial, sunt:

- fișierul de date principal, în care fiecare articol reprezintă o linie tipăribilă sau o comandă de lipărire;

- fișierul de manevră, format din blocuri de câte trei articole, în care primul indică procedeul de sudare, al doilea rostul de sudare, iar ultimul combinația de grosimi inimă/țalpă, aferente variantei rulate. Acest fișier este apelat în timpul listării de fișierul de date principal pentru scrierea antelului de pagină.

Tabelul 3.5 Comparație între metodele de calcul, în varianta a = 7mm

Nr. crt.	q_k J/cm	Metoda m _{1,2}				Metoda r _p				Metoda m' _{1,2}				Comparații (%) metode					
		A _p	m _{1,2}	q _k	c _r · 10 ⁶	r _p	A _p	q _k	c _r · 10 ⁶	A _p	m _{1,2}	q _k	c _r · 10 ⁶	A _p	m _{1,2}	q _k	q _k	c _r · 10 ⁶	c _r · 10 ⁶
		cm ²	-	J/cm	l/cm	cm	cm ²	J/cm	l/cm	cm ²	-	J/cm	l/cm	1-2, 3	1-3	1-2	1-3	1-2	1-3
1	10000	5.49	1.36	13600	27.0	2.13	11.77	16725	33.5	9.08	1.23	12300	24.6	214	90	123	90	123	90
2	15000	7.42	1.26	19043	38.1	2.61	13.21	18771	37.5	10.52	1.20	18000	36.0	178	95	99	95	99	95
3	25000	9.00	1.22	24444	48.9	3.02	14.44	20519	41.1	11.75	1.186	23720	47.4	160	97	84	97	84	97
4	25000	10.33	1.19	29980	59.7	3.37	15.49	22011	44.0	12.80	1.174	29350	58.7	150	99	74	98	74	98
5	30000	11.45	1.175	35240	70.5	3.69	16.45	23375	46.8	13.76	1.164	34920	69.8	144	99	66	99	66	99
6	35000	12.41	1.16	40641	81.3	3.99	17.36	24668	49.3	14.66	1.156	40460	80.9	140	100	61	100	61	100
7	40000	13.24	1.15	46042	92.1	4.26	18.16	25805	51.6	15.47	1.148	45920	91.8	137	100	56	100	56	100
8	45000	13.97	1.14	51442	102.9	4.52	18.94	26913	53.8	16.25	1.142	51390	102.8	136	100	52	100	52	100
9	50000	14.62	1.137	56840	113.7	4.77	19.69	27979	56.0	17.00	1.137	56850	113.7	135	100	49	100	49	100

Prin variantă de rulare se înțelege o combinație precizată: procedeu-roșl-s/s₁. Astfel în cadrul fișierului principal de date sunt înregistrate succesiv aceste variante, iar în fișierul de manevră se înregistrează, în aceeași ordine, valorile variabilelor ce desemnează varianta rulată/de listat.

Programul lucrează cu un număr de șapte parametri principali, și anume: s₁, s₂, b₁, b₂, e, α, r_{med} (vezi fig. 3.10). Fiecare din acești parametri este caracterizat printr-un interval de variație (minim/maxim). În afară de valorile extreme ale parametrilor, mai prezintă interes peritru calcule și valoarea medie a acestora.

Calcululele au fost grupate, în funcție de valoarea tip a parametrilor (minim (0), mediu (1), maxim (2)), într-un număr de 3 x 3 x 7 = 63 blocuri lip "treaptă unitară", ca în tabelul 3.6. Variabilele utilizate aici desemnează: KOD1 - numărul coloanei în care se realizează suttul de lip "treaptă unitară"; KOD2 - poziția pe care se află elementele majoritare din bloc; KOD3 - poziția pe care se află parametrul ce variază.

Tabelul 3.6 Blocuri de date tip "treaptă unilară"

COD1	COD2	COD3	PARAMETRII								
			1	2	3	4	5	6	7		
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
		1	1	0	0	0	0	0	0	0	
		2	2	0	0	0	0	0	0	0	
	1	0	0	1	1	1	1	1	1	1	1
		1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
		2	2	2	1	1	1	1	1	1	1
		0	0	0	2	2	2	2	2	2	2
		2	1	1	2	2	2	2	2	2	2
		2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
		0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0	1	0	1	0	0	0	0	0	0	
	2	0	0	2	0	1	0	1	0	1	
	0	1	0	0	1	1	1	1	1	1	
3	2	1	2	2	2	2	2	2	2	2	
		2	2	2	2	2	2	2	2	2	

D. Analiza datelor obținute prin calcul automat

Studiul de caz s-a realizat pentru un profil T având dimensiunile b_1 și b_2 standardizate medii. Acestea au, conform [9] valorile efective: $b_1 = 300$ mm și $b_2 = 250$ mm. Combinațiile de grosimi (si/sl) aferente sunt: 8/8; 8/10; 10/10; 10/12; 12/12; 12/15. Acestea epuizează întreaga gamă de grosimi standardizate de table pentru profile T de uz general.

Sunt utilizate toate facilitățile programului de calcul privind rosturile (nepretucrate, Y cu completare la rădăcină K) și procedeele de sudare (SE, SF, MAG).

Pentru fiecare variantă de calcul (procedeu de sudare-rost-combinație de grosimi), s-au obținut două grupuri distincte de rezultate. Primul grup, în care cei șapte parametri considerați (b_1 , b_2 , e , α , r , s_1 , s_2) pot lua câte trei valori distincte (minim, mediu, maxim) are ca scop evidențierea influenței fiecărui parametru în parte asupra curburilor c_1 și c_2 . Cel de-al doilea grup, în care parametrii pot lua doar valori de minim și maxim, are ca scop evidențierea influenței rostului, procedeei de sudare și a combinației de grosimi.

Necesitatea utilizării calculului automat este evidențiată de numărul mare de variante de calcul, și anume: $3^7 = 2187$ pentru primul grup și $2^7 = 128$ pentru cel de-al doilea grup.

Folosind ambele grupuri de rezultate s-au extras curbura minime și maxime, precum și abaterile față de curbura nominală corespunzătoare. Valorile obținute sunt prezentate în tabelul 3.7.

Tab 3.7 Valori ale curbilor c_y și c_z obținute prin calcul automat

Procedeu (1)	Rosl (2)	s, /s, [1/cm] (3)	$c_{y_{nom}} \cdot 10^6$ [1/cm] (4)	$c_{y_{max}} \cdot 10^6$ [1/cm] (5)	$c_{y_{min}} \cdot 10^6$ [1/cm] (6)	$\Delta c_{y_{max}}$ [%] (7)	$\Delta c_{y_{min}}$ [%] (8)	$c_{z_{nom}} \cdot 10^6$ [1/cm] (9)	$c_{z_{max}} \cdot 10^6$ [1/cm] (10)	$c_{z_{min}} \cdot 10^6$ [1/cm] (11)	$\Delta c_{z_{max}}$ [%] (12)	$\Delta c_{z_{min}}$ [%] (13)	
SE	▷	nm	-4.228	-10.610	-4.055	151	-4	20.150	14.503	11.971	10.3	-9.0	
SF			-6.819	-18.530	-5.982	172	-13	23.602	25.441	20.960	10.3	-9.1	
MAG			-2.159	-5.771	-1.858	167	-16	7.126	7.898	6.476	10.5	-9.4	
SE	↵		-1.119	-3.831	-0.921	242	-21	6.192	6.210	15.572	0.3	-10.0	
SF			-0.054	-6.736	0.052	12428	-6	12.612	13.708	11.643	8.6	-7.7	
MAG			-1.458	-2.072	0.825		77	3.502	3.920	3.202	9.4	-8.1	
SE	↗												
SF													
MAG													
SE	▷	8/10	-3.495	-8.373	-3.293	140	-6	11.163	12.203	10.232	9.3	-8.3	
SF			-5.647	-14.612	-4.993	159	-13	19.555	21.396	17.065	9.4	-8.4	
MAG			-1.776	-4.544	-1.542	156	-15	6.053	6.639	5.523	9.7	-8.0	
SE	↵		-0.881	-3.181	-0.736	261	-20	5.423	5.992	4.941	10.5	-8.9	
SF			-0.017	-5.665	-0.016	32784	-7	11.287	12.021	10.346	6.6	-8.8	
MAG			-1.153	-2.344	-0.624	103	-85	3.126	3.394	2.885	8.6	-7.7	
SE	↗												
SF													
MAG													
SE	▷	10/10	-3.554	-8.296	-3.321	133	-7	8.328	9.080	7.675	8.8	-7.8	
SF			-6.992	-17.662	-6.211	153	-13	17.834	19.422	16.404	8.9	-8.0	
MAG			-2.162	-5.299	-2.030	145	-6	5.326	5.815	4.880	9.2	-8.4	
SE	↵		1.062	3.691	0.895	248	-19	5.308	5.858	4.833	10.4	-9.0	
SF			-0.259	-4.844	0.475	924	11	7.731	8.311	7.194	7.8	-7.0	
MAG			-1.430	-2.643	-0.931	84	-54	3.028	3.284	2.797	8.5	-7.6	
SE	↗												
SF			-4.916	-11.420	-3.235	132	-52	20.424	22.170	18.844	8.6	-7.7	
MAG													
SE	▷	10/12	-3.307	-6.828	-2.853	106	-7	7.259	7.852	6.722	8	-7	
SF			-5.994	-14.521	-5.353	142	-12	15.541	16.853	14.361	8	-8	
MAG			-1.841	-4.351	-1.687	136	-9	4.633	5.033	4.264	9	-8	
SE	↵		-0.879	-3.153	-0.742	259	-18	4.718	5.150	4.390	9	-7	
SF			-0.427	-4.175	-0.368	977	-15	6.929	7.375	6.553	6	-5	
MAG			-1.183	-2.340	-0.757	97	-56	2.694	2.896	2.526	8	-6	
SE	↗												
SF			-4.159	-9.586	-2.583	130	-61	17.913	19.374	16.596	8	-7	
MAG													
SE	▷	12/12	-4.716	-10.602	-4.585	125	-3	8.902	10.582	8.271	19	-7	
SF			-6.052	-14.461	-5.303	139	-12	14.201	15.447	13.072	9	-8	
MAG			-2.351	-5.427	-2.077	131	-13	4.559	4.936	4.493	8	-2	
SE	↵		-0.999	-3.539	-0.847	254	-18	4.707	5.143	4.394	9	-7	
SF			-1.290	-8.031	-1.182	623	-9	14.123	15.101	13.365	7	-5	
MAG			-1.372	-2.589	-1.069	89	-28	2.779	2.998	2.626	8	-6	
SE	↗												
SF			-2.651	-6.114	-1.941	131	-37	10.181	11.054	9.402	9	-8	
MAG			-3.993	-8.697	-2.877	121	-37	13.682	14.741	12.718	8	-7	
SE	▷	12/15	-3.872	-8.352	-3.623	116	-6	7.416	8.002	6.887	8	-7	
SF			-6.129	-13.805	-5.426	125	-13	12.711	13.661	11.762	7	-7	
MAG			-1.917	-4.263	-1.694	122	-13	3.789	4.263	3.508	13	-7	
SE	↵		-0.702	-3.211	-0.601	357	-17	4.516	4.813	4.268	7	-7	
SF			-1.250	-7.511	-1.036	601	-21	13.113	13.942	12.386	7	-7	
MAG			-1.032	-2.302	-0.831	123	-24	2.638	2.796	2.490	6	-7	
SE	↗												
SF			-2.102	-4.828	-1.266	129	-66	8.306	9.024	7.659	9	-8	
MAG			-3.170	-6.990	-1.941	120	-63	11.408	12.301	10.583	8	-7	
SE													
MAG													

Curbura nominală s-a considerat cea corespunzătoare poziției laturilor celor șapte parametri pe

valoarea medie (nominată).

Analiza datelor obținute prin calcul automat permite formularea următoarelor grupe de concluzii:

1°. Influența abaterilor de formă și poziție asupra săgeții remanente de încovoiere după axa z:

- parametri "e" și "α" au o pondere nesemnificativă;
- parametri "b₁" și "b₂" au o influență puțin semnificativă și imprimă o valoare aproximativ constantă a abaterii totale;
- parametri "s₁" și "s₂" influențează puțin semnificativ ca valoare și ușor variabil;
- parametrul "r" influențează, de asemenea, puțin semnificativ, dar foarte variabil, în funcție de combinația: procedeu-rost-combinație de grosimi.

2°. Influența abaterilor de formă și poziție asupra săgeții remanente de încovoiere după axa y:

- parametri "α" și "b₁" au o pondere nesemnificativă;
- parametrul "b₁" influențează ușor și cu amplitudine aproximativ constantă;
- parametrul "s₁" influențează puțin semnificativ, dar ușor variabil;
- parametrul "s₂" influențează semnificativ, dar foarte variabil, în funcție de combinația: procedeu-rost-combinație de grosimi;
- parametrul "r" influențează semnificativ (creșteri ale săgeții de 3...8 ori) și foarte variabil;
- parametrul "e" influențează foarte semnificativ (creșteri de sute de ori a săgeții) și extrem de variabil.

3°. Influența abaterilor de formă și poziție asupra săgeții remanente de încovoiere oblică.

Dacă se impune respectarea prevederilor STAS 76770-77 referitoare la deformația de încovoiere admisă: $f_{\text{adm}} = L/1000$; maxim 15mm (vezi tab. 1.5), cu ajutorul relației rezultă următoarele valori maxime ale lungimii barelor, pentru care nu există riscul unor deformări neadmise: 10,1 m pentru MAG, 5,5 m pentru SE și 3,1 m pentru SF. Acestea sunt valabile dacă sunt respectate abaterile limită de formă și poziție și se utilizează tehnologii de sudare raționale.

4. Influența procedurii de sudare, a lipului de rost și a combinației de grosimi inimă-lăpă;

- procedeul ce produce cele mai mari deformații remanente de încovoiere este "SF";
- rostul pentru care se obțin cele mai mari deformații remanente este "N";
- combinațiile de grosimi ale lăptii și inimii care dau deformațiile cele mai mari sunt în toate cazurile 8/8 (deci cele mai mici grosimi analizate);
- ordonarea procedurilor de sudare în ordinea crescătoare a mărimii deformărilor remanente este:

MAG - SE - SF;

- ordonarea rosturilor de sudare în aceeași ordine, este:

P - K - N.

Se remarcă faptul că, din acest punct de vedere, rezultatele obținute prin calcul automat sunt în concordanță cu aprecierile analitice și observațiile practice consemnate în literatura de specialitate și ele vin să confirme încrederea în celelalte rezultate obținute prin utilizarea programului de calcul.

3.6. Concluzii

1°. Factorii ce influențează deformațiile remanente generate la sudare pot fi clasificați în patru grupe: însușirile și caracteristicile metalului de bază, concepția structurii sudate, procedeele și tehnologiile de sudare și factorii perturbatori. Metoda generată de estimare analitică a deformațiilor, prezentată și dezvoltată în capitolul 2, permite atât identificarea principalilor factori de influență, cât și stabilirea sensului de acționare a acestora (creștere sau scădere a deformațiilor) în conformitate deplină cu aprecierile pe această temă făcute în literatura de specialitate;

2°. În stadiul actual al cercetărilor privind impactul global al însușirilor și caracteristicilor metalului de bază asupra preciziei de estimare analitică a deformațiilor remanente la sudare se menține dependența față de experiment;

3°. În procesul complex al proiectării constructiv-tehnologice a structurilor sudate, precizia de execuție dimensională este o funcție obiectivă cu implicații distincte asupra proiectului constructiv, proiectului tehnologic și stabilirii schemei dispozitivelor de fabricație. Principala limitare pe care o impune metoda de calcul, în formularea ei actuală, constă în considerarea unei rigidități constante a elementului de structură pe care se realizează îmbinarea sudată;

4°. Din punct de vedere al factorilor tehnologici de prim ordin, principalul inconvenient al metodei generale de calcul a deformațiilor remanente, în special în cazul celor de încovoiere, constă în imposibilitatea cuantificării influenței ordonării secvențelor de sudare a îmbinărilor de lungime mare;

5°. În ceea ce privește grupa factorilor perturbatori se propune acordarea unei atenții diferențiate, datorită posibilului lor efect major asupra reproductibilității determinărilor analitico-experimentale. Se consideră utilă clasificarea acestora în două subgrupe denumite generic "reproductibilitatea parametrilor tehnologici primari" și "precizia semifabricatelor și a preasamblării";

6°. În scopul pregătirii cercelărilor experimentale a fost realizat un studiu analitic de caz referitor la estimarea influenței principalilor factori perturbatori asupra execuției precise a barelor cu secțiune T din table sudate. Principalele concluzii obținute pot fi rezumate astfel:

- abaterile de pregătire și preambalare, chiar în limitele admise de norme, pot influența precizia estimărilor analitice;

- abaterile normate de la valorile parametrilor primari ai regimului tehnologic de sudare nu produc efecte deosebite asupra preciziei de calcul a deformațiilor remanente;

- rezultatele obținute prin utilizarea metodei de calcul pentru un număr de 2315 situații distincte sunt în concordanță, din punct de vedere calitativ, cu aprecierile analitice și observațiile practice consemnate în literatura de specialitate.

Capitolul 4

CERCETĂRI EXPERIMENTALE ȘI ANALITICE PRIVIND CONTRACȚIA TRANSVERSALĂ LA SUDARE

4.1. Contracția transversală la depunerea unui strat de sudură pe o placă - studiu de caz

Din tablă de OL 37 cu grosime de 4 mm s-au pregătit 20 de epruvete având forma și dimensiunile din fig. 4.1. În aceeași figură se observă modul de dispunere a reperelor pentru măsurarea contracției. În acest scop se utilizează ca instrument de măsură un deformetru cu precizia de 10^{-2} mm, la o bază de măsurare de 200 mm, instrument prezentat în figura 4.2.

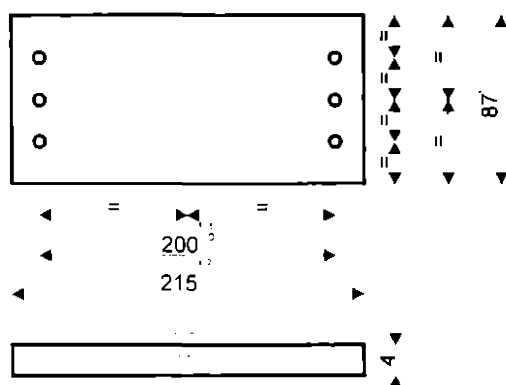


Fig. 4.1

În tabelul 4.1. sunt prezentate datele ce caracterizează tehnologia cadru utilizată pentru depunerea unui strat de sudură în axa epruvetelor, iar în tabelul 4.2. sunt indicați parametrii tehnologici primari și puterea calculată a arcului de sudare.



Fig. 4.2



Fig. 4.3

Tab. 4.1

Date tehnologice	Notăție	Mărime
Procedeul de sudare	MAG mecanizat	-
Instalația de sudare	ARISTO 500	-
Gaz de protecție	CO ₂ (100%)	-
Debitul de gaz	Q _g	15l/min
Material de adaos	S11Mn1SiNi1Ti	-
Diametrul sârmei electrod	d ₀	1.2 mm
Lungimea liberă a sârmei	L _t	13 mm
Viteza de avans a sârmei	v _{av}	5 m/min

Tab. 4.2

Set	Numerolarea epruvetelor	U _{s,med} [V]	I _{s,med} [A]	v _{s,med} [cm/s]	P = U _s · I _s / v _s [J/cm]
1	I ... V	20.6	185	1.09	3496
2	VI ... X			1.01	3773
3	VI ... XX			0.55	6929
4	XI ... XV			0.44	8661

Instalația de sudare ARISTO 500 (figura 4.3) permite programarea și menținerea cu mare precizie a parametrilor tehnologici primari. Controlul vitezei de sudare s-a realizat cu un vitezometru tip PHOTO/CONTACT TACHOMETER DT - 2236 montat pe tractorul de sudare, prezentat în figura 4.4.

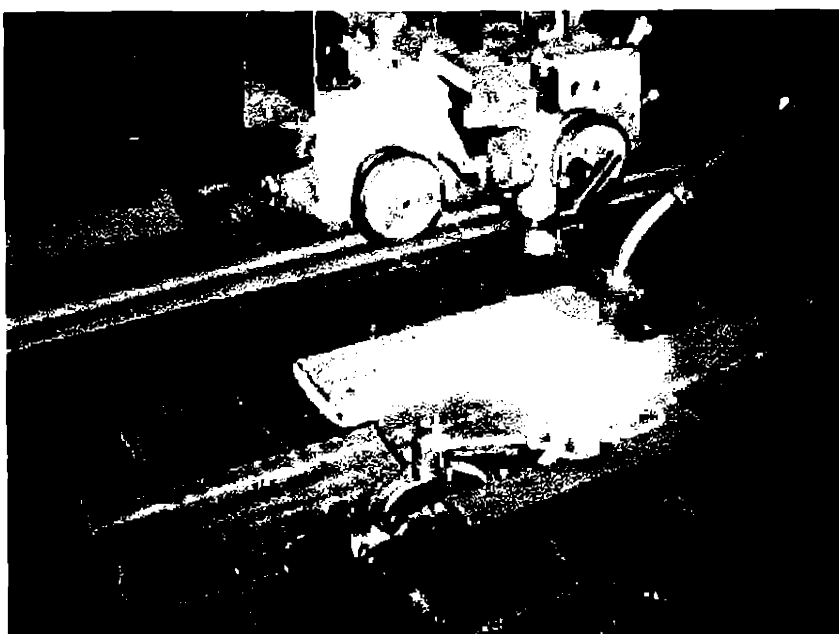


Fig. 4.4

În figurile 4.5 și 4.9. sunt prezentate aspectul exterior și macrogeometria straturilor depuse prin sudare.

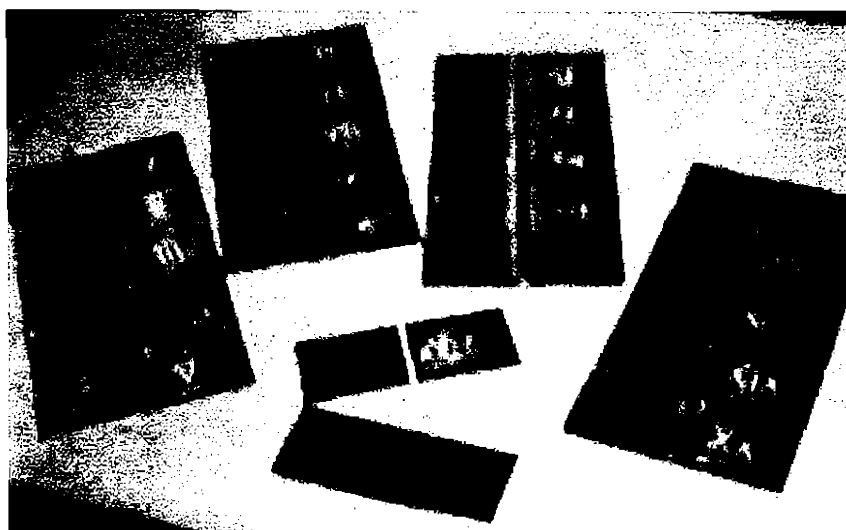


Fig. 4.5



Fig. 4.6

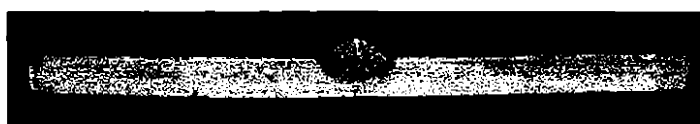


Fig. 4.7



Fig. 4.8



Fig. 4.9

În tabelul 4.3. sunt prezentate valorile măsurate ale distanței dintre repere, valorile obținute pentru contractia transversală post-sudare (Δb), atât pentru fiecare fibră cu repere de măsurare, cât și media pentru fiecare set de 5 epruvete (sudate cu aceeași energie liniară). În paranteze sunt indicate limitele intervalului de încredere a mediei, iar valorile hașurate au fost eliminate în procesul prelucrării statistice.

Tab. 4.3

Set de epruvete	Epruvete	Reper	Măsurători		Δb	
			inițiale	finale	reper	set
mm x 10 ²						
1	I	1-1'	35	53	18	17.3 [16.6 ... 18.1]
		2-2'	85	102	17	
		3-3'	5	22	17	
	II	1-1'	36	52	16	
		2-2'	36	53	17	
		3-3'	34	45	11	
	III	1-1'	83	101	18	
		2-2'	92	110	18	
		3-3'	35	50	15	
	IV	1-1'	150	181	31	
		2-2'	118	138	20	
		3-3'	112	129	17	
	V	1-1'	46	65	19	
		2-2'	50	66	16	
		3-3'	15	20	5	
2	VI	1-1'	35	53	18	18.6 [18.1 ... 19.2]
		2-2'	20	41	21	
		3-3'	56	74	18	
	VII	1-1'	60	77	17	
		2-2'	36	54	18	
		3-3'	40	57	17	
	VIII	1-1'	45	63	18	
		2-2'	20	40	20	
		3-3'	56	84	28	
	IX	1-1'	76	96	20	
		2-2'	77	97	20	
		3-3'	80	99	19	
	X	1-1'	45	63	18	
		2-2'	67	85	18	
		3-3'	38	57	19	

continuare →

Precizia determinărilor experimentale este precizia de măsurare a deformetrului utilizat și anume 10^{-2} mm, iar precizia prelucrărilor statistice (coloana 6 din tab. 4.3.) este de 10^{-3} mm.

Prelucrarea statistică a datelor (populație cu distribuție normală) s-a realizat cu un program de calcul pus la punct pe baza titlurilor bibliografice [1], [3], [4], [5], [6] și a schemei logice prezentate în figura 4.10. Aceasta din urmă are la bază testul de normalitate Chauvenet.

Datele necesare pentru realizarea estimărilor analitice cu metodele de largă circulație aplicabile în cazul depunerii prin sudare, sunt prezentate în tabelul 4.4.

Tab. 4.3 (continuare)

Set de epruvele	Epruvete	Reper	Măsurători		Ab	
			inițiate	finale	reper	set
mm x 10 ²						
3	XVI	1-1'	67	98	31	31.3 [30.4 ... 32.2]
		2-2'	46	76	30	
		3-3'	77	111	34	
	XVII	1-1'	62	90	28	
		2-2'	96	128	32	
		3-3'	22	55	33	
	XVIII	1-1'	15	47	32	
		2-2'	76	111	35	
		3-3'	64	94	30	
	XIX	1-1'	21	49	28	
		2-2'	84	115	31	
		3-3'	77	109	32	
XX	1-1'	106	136	30		
	2-2'	144	176	32		
	3-3'	118	150	32		
4	XI	1-1'	121	164	43	39.2 [37.1 ... 41.4]
		2-2'	123	162	39	
		3-3'	179	218	39	
	XII	1-1'	74	111	37	
		2-2'	101	139	38	
		3-3'	97	143	45	
	XIII	1-1'	93	126	33	
		2-2'	70	110	40	
		3-3'	66	112	46	
	XIV	1-1'	13	46	33	
		2-2'	15	51	36	
		3-3'	48	90	42	
XV	1-1'	42	74	32		
	2-2'	53	92	39		
	3-3'	11	58	47		

Tab. 4.4

Set de epruvele	$q_{1,med}$ [J/cm]	A_s [mm ²]	r [mm]	r_s [mm]
1	2622	9	0	3
2	2830	12		3.5
3	5197	24		4
4	6496	28		4.5

Aplicând relațiile (2.79), (2.22) și relația indicată în [0, 12] sub forma:

$$\Delta b = 0,1 \cdot \frac{A_s}{h_s} \quad (4.1.)$$

rezultă valorile prezentate în labelul 4.5. pentru contracția transversală estimată analitic.

Tab. 4.5

Metoda	experiment	Okerblom	Welding Handbook	Sparangen, Fittinger
1	17	17	30	45
2	19	18	34	60
3	31	33	60	120
4	39	41	62	140

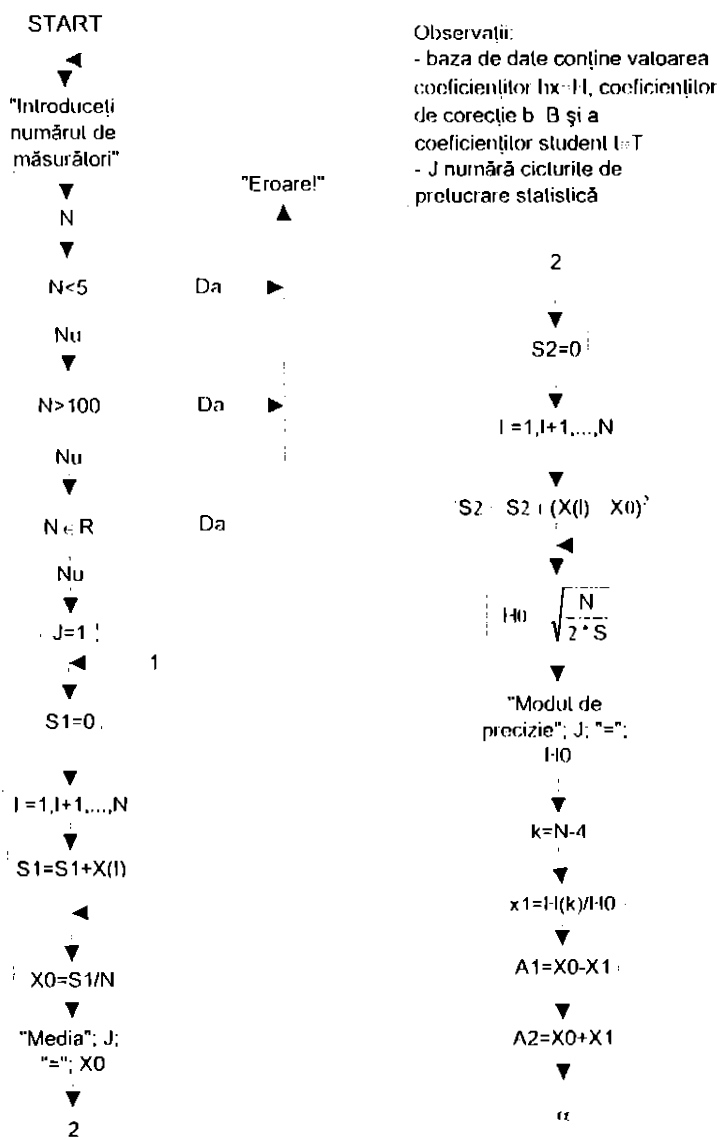


Fig. 4.10

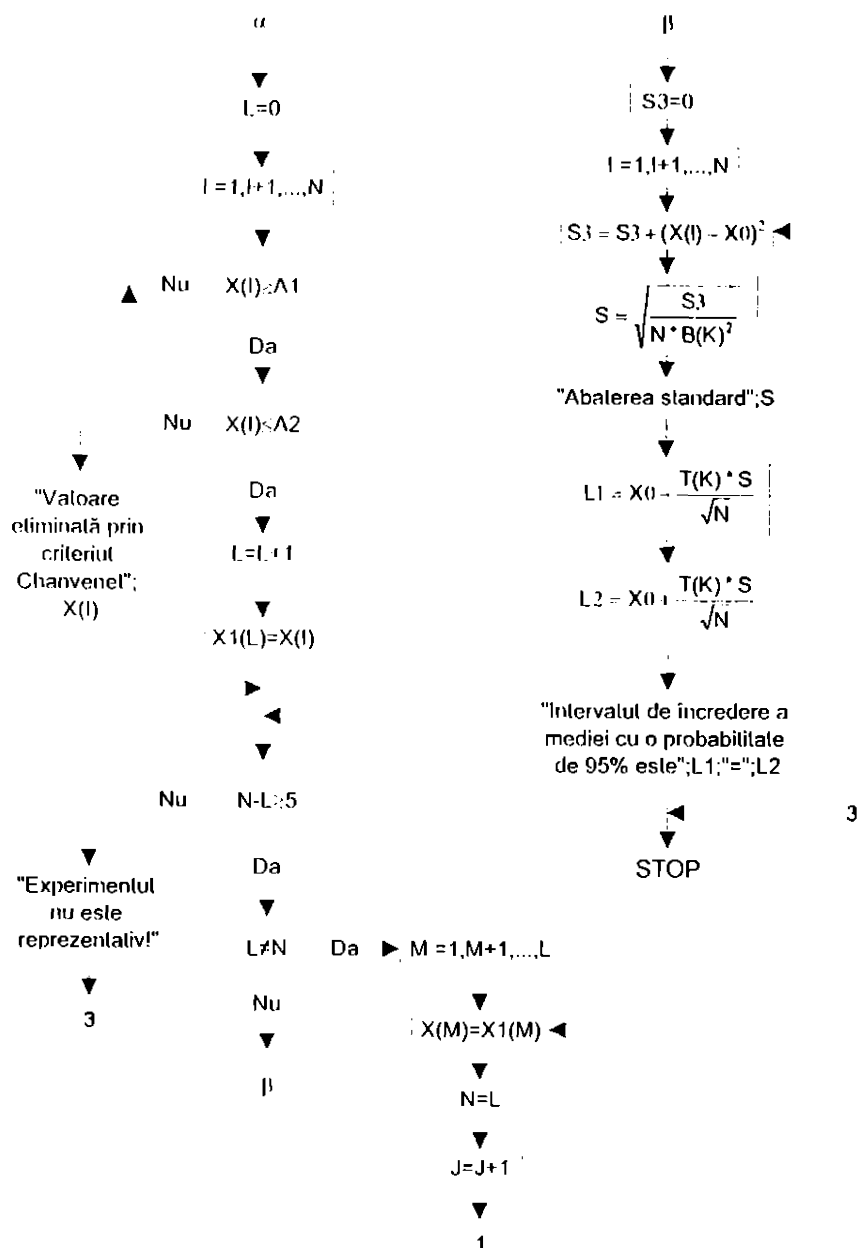


Fig. 4.10 (continuare)

Comparând determinările experimentale cu cele analitice se poate aprecia, în finalul acestui studiu de caz, atât încrederea deosebită pe care o dă utilizarea metodei Okerblom, cât și precizia adecvată a determinărilor experimentale.

4.2. Con tracția transversală la sudarea în mai multe straturi - studii de caz

4.2.1. Rost în V

Pentru experiment s-au pregătit 5 epruvete din tablă de OL 37, având forma și dimensiunile din figura 4.11. Pentru contracararea abaterilor ce pot fi introduse de deformația unghiulară, reperete pentru măsurarea contracției sunt dispuse pe ambele fețe ale epruvelelor.

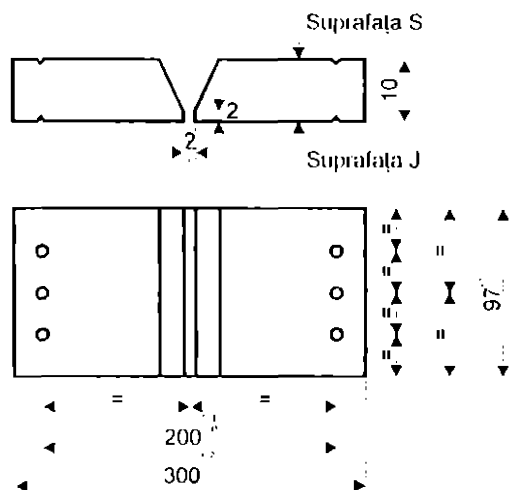


Fig. 4.11

Datele ce definesc tehnologia de sudare cadru, sunt - conform organizării lab. 4.1. următoarele:

- MIG/MAG mecanizat;
- 80% Al + 20% CO₂;
- Q₁ = 15 l/min;
- OK Autrod 12.51;
- de = 1,2 mm;
- L₁ = 15 mm;
- v_{ao} = 4 m/min

Sudarea s-a realizat într-un număr de șase treceri dispuse în patru straturi ca în figura 4.12.

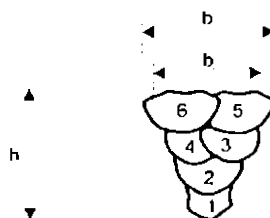


Fig. 4.12

În figurile 4.13 și 4.14 sunt prezentate cele cinci epruvete plus proba marlor, înainte și după sudare, iar în figura 4.15 macrogeometria îmbinării obținută pe proba marlor.

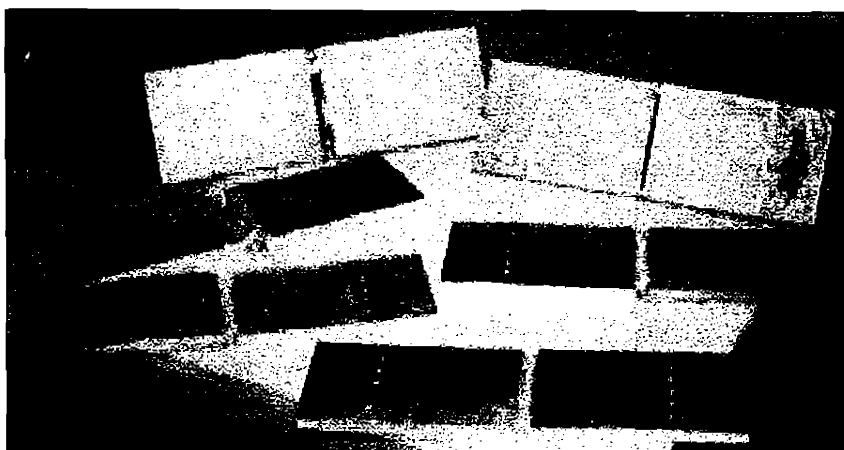


Fig. 4.13

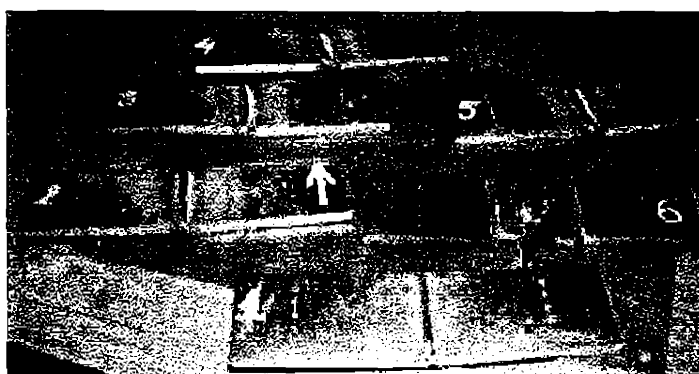


Fig. 4.14

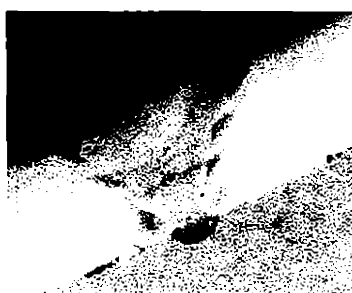


Fig. 4.15

Valorile medii înregistrate pentru parametrii tehnologici primari sunt: $I_s = 143 \text{ A}$; $U_a = 19,4 \text{ V}$ și $v_s = 0,5 \text{ cm/s}$. A rezultat o putere medie a arcului electric de 5550 J/cm , iar pentru un randament de transfer $\eta = 0,85$, o energie liniară medie $q_l = 4720 \text{ J/cm}$.

În tabelul 4.6 sunt prezentate valorile distanței dintre repere și ale contracției transversale la sudare, iar în tabelul 4.7. sunt calculate valorile contracției produse după fiecare strat sudat; toate exprimate în $\text{mm} \cdot 10^{-2}$.

Datele necesare pentru realizarea estimărilor analitice cu metodele de largă circulație aplicabile în acest caz sunt următoarele: $A_r = 0,53 \text{ cm}^2$; $A_s = 0,68 \text{ cm}^2$; $b_r = 6 \text{ mm}$; $b_s = 10 \text{ mm}$; $b_m = 6 \text{ mm}$.

Tab. 4.6

Epruveta	fibra	inital		$n_1=1$		$n_1=2$		$n_1=3,4$		$n_1=5,6$		Λ_b [mm \cdot 10 $^{-2}$]				
		s	j	s	j	s	j	s	j	s	j	s	j	med.	med. epruv.	med. exp.
1	1	76	64	87	81	100	91	128	82	144	75	60	11	39.5	40.3	46.9 [42.4 ... 51.4]
	2	69	87	81	104	94	111	121	104	142	97	73	10	41.5		
	3	77	93	88	110	99	118	129	112	147	103	70	10	40		
2	1	76	88	87	107	99	112	141	109	168	107	92	19	55.5	52.5	
	2	68	98	77	114	91	118	128	113	157	111	89	13	51		
	3	79	83	87	97	100	101	136	98	166	97	87	15	51		
3	1	72	71	88	93	96	97	131	88	150	85	78	14	46	44.5	
	2	43	95	55	116	74	121	98	114	120	111	77	16	46.5		
	3	58	61	69	73	78	80	113	74	140	71	72	10	41		
4	1	39	75	50	89	59	95	98	91	119	88	80	13	46.5	48	
	2	100	116	111	131	120	137	160	131	183	130	83	14	48.5		
	3	55	73	63	89	72	96	113	90	138	88	83	15	49		
5	1	82	65	91	87	98	94	138	90	164	83	82	18	50	49.2	
	2	71	88	80	104	87	113	127	107	154	102	83	14	48.5		
	3	78	76	87	94	97	101	137	97	165	92	87	11	49		

Tab. 4.7

Epruveta	fibra	Λ_b între straturi [mm \cdot 10 $^{-2}$]											
		$n_1=1$			$n_1=2$			$n_1=3,4$			$n_1=5,6$		
		s	j	med	s	j	med	s	j	med	s	j	med
1	1	11	17	14.0	13	10	11.5	28	-9	9.5	16	-7	4.5
	2	12	17	14.5	13	7	10.0	27	-7	10.0	21	-7	7.0
	3	11	17	14.0	11	8	9.5	30	-6	12.0	18	-9	4.5
2	1	11	19	15.0	12	5	8.5	42	-3	19.5	27	-2	12.5
	2	9	16	12.5	14	4	9.0	29	-5	12.0	29	-2	13.5
	3	8	15	11.5	13	4	9.0	36	-3	16.5	30	-1	14.5
3	1	16	22	19.0	8	4	6.0	35	-9	13.0	19	-3	8.0
	2	12	21	16.5	19	5	12.0	24	-7	8.5	22	-3	9.5
	3	11	12	11.5	9	7	8.0	35	-6	14.5	27	-3	12.0
4	1	11	14	12.5	9	6	7.5	39	-4	17.5	21	-3	9.0
	2	11	15	13.0	9	6	7.5	40	-6	17.0	23	-1	11.0
	3	8	17	12.5	9	7	8.0	41	-6	17.5	25	-2	11.5
5	1	9	22	15.5	7	7	7.0	40	-4	18.0	26	-7	9.5
	2	9	16	12.5	7	9	8.0	40	-6	17.0	27	-5	11.0
	3	9	18	13.5	10	7	8.5	40	-4	18.0	28	-5	11.5
media statistică		13.3 [12.6 ... 13.9]			8.2 [7.7 ... 8.7]			14.7 [13.1 ... 16.4]			10.0 [8.6 ... 11.3]		

Aplicând relațiile (2.78), (2.22), (4.1) și (2.30) se obțin datele prezentate în tabelul 4.8.

Tab. 4.8

metoda	Okerblom	experiment	Welding Handbook	Guiaux	Sparangen, Ellinger
construcția [mm \cdot 10 $^{-2}$]					
Λ_b	14	47	57	108	146

Cea mai importantă remarcă ce se desprinde este că dacă metoda Okerblom este preferabilă în cazul depunerii prin sudare, la sudarea în rost în V rezultatele cele mai apropiate le furnizează metoda Welding Handbook.

Pe de altă parte, așa cum era de așteptat, contracția transversală este maximă pentru stralul de

rădăcină și scade semnificativ la trecerile următoare; așa cum reiese din tabelul 4.6. Prelucrarea statistică a acestor date a dus la eliminarea doar a patru valori dintr-un total de 60, adică 6,7%, ceea ce dă o încredere suficientă pentru realizarea unei modelări matematice a fenomenului.

4.2.2. Rost în X

Epruvetele și proba martor din OL 37 au forma și dimensiunile din figura 4.16. Tot aici este prezentat și modul de dispunere a reperelor pentru măsurarea contracției transversale cu ajutorul deformetrului. În ceea ce privește datele tehnologice cadru prezentate în subcapitolul 4.2.1, singura modificare este $v_{a1} = 7$ m/min.

Sudarea s-a realizat în 12 treceri dispuse în 8 straturi ca în figura 4.17.

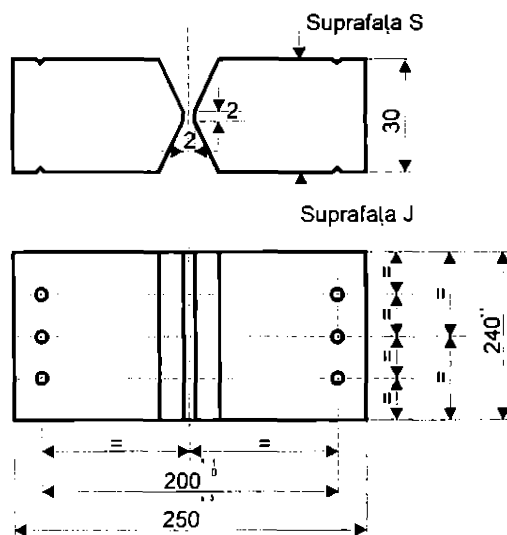


Fig. 4.16

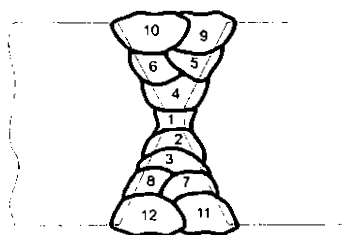


Fig. 4.17

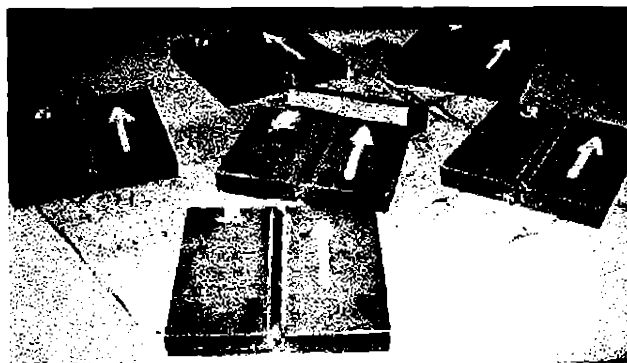


Fig. 4.18



Fig. 4.19

În figura 4.18 sunt prezentate cele cinci epruvete și proba martor după sudare, iar în figura 4.19 macrogeometria îmbinării.

Valorile medii înregistrate pentru parametrii tehnologici primari sunt $I_s = 216$ A; $U_s = 20,9$; V și $v_s = 0,5$ cm/s. S-au obținut astfel următoarele valori pentru puterea arcului și energia liniară ($\eta = 0,9$): $P = 9045$ J/cm; $q_l = 8140$ J/cm.

În tabelul 4.9 sunt prezentate valorile distanței dintre repre și a contracției transversale la sudare, iar în tabelul 4.10, valorile contracției produse după fiecare strat sudat; exprimate în $\text{mm} \cdot 10^{-2}$.

Datele necesare pentru realizarea estimărilor analitice cu metodele de largă circulație aplicabile în acest caz sunt următoarele: $A_r = 2,11 \text{ cm}^2$; $A_s = 2,53 \text{ cm}^2$ și $b_s = 3,4 \text{ mm}$.

Aplicând relațiile (2.79), (2.22) și (4.1) se obțin datele prezentate în tabelul 4.11).

Tab. 4.9

epruveta	fibra	inițial		$\eta_1=1,2$		$\eta_1=3,4$		$\eta_1=5, \dots, 8$		$\eta_1=9, \dots, 12$		Λ_b [$\text{mm} \times 10^{-2}$]				
		s	j	s	j	s	j	s	j	s	j	s	j	med. epruv.	med experiment	
1	1	65	45	97	105	106	131	124	132	122	132	57	87	72.0	66.8	
	2	62	42	91	101	100	126	116	126	114	127	52	85	68.5		
	3	89	21	110	63	119	90	138	91	137	93	48	72	60.0		
2	1	66	35	96	84	106	113	123	114	125	113	59	78	68.5	64.8	
	2	85	75	114	128	122	156	142	156	144	154	59	79	69.0		
	3	87	68	110	110	118	131	135	133	137	132	50	64	57.0		
3	1	107	78	133	133	144	155	161	157	163	155	56	77	66.5	64.7	67.1 [64.9 ... 69.2]
	2	58	82	86	134	96	159	114	159	116	157	58	75	66.5		
	3	97	72	123	115	131	141	149	141	150	141	53	69	61.0		
4	1	40	100	61	160	70	190	88	191	89	190	49	90	69.5	70.2	
	2	71	101	92	164	103	195	126	196	127	196	56	95	75.5		
	3	72	24	87	79	95	108	112	113	113	114	41	90	65.5		
5	1	7	57	28	115	41	142	66	143	65	142	58	85	71.5	68.8	
	2	100	68	127	124	138	151	157	152	157	151	57	83	70.0		
	3	39	65	56	117	64	142	86	140	87	147	48	82	65.0		

Tab. 4.10

epruveta	fibra	n _i =1,2			n _i =3,4			n _i =5,...,8			n _i =9,...,12		
		s	j	med.	s	j	med.	s	j	med.	s	j	med.
1	1	32	60	46.0	9	26	17.5	18	1	9.5	-2	0	-1.0
	2	29	59	44.0	9	25	17.0	16	0	8.0	-2	1	-0.5
	3	21	42	31.5	9	27	18.0	19	1	10.0	-1	2	0.5
2	1	30	49	39.5	10	29	19.5	17	1	9.0	2	-1	0.5
	2	29	53	41.0	8	28	18.0	20	0	10.0	2	-2	0.0
	3	23	42	32.5	8	21	14.5	17	2	9.5	2	-1	0.5
3	1	26	55	40.5	11	22	16.5	17	2	9.5	2	-2	0.0
	2	28	52	40.0	10	25	17.5	18	0	9.0	2	-2	0.0
	3	26	43	34.5	8	26	17.0	18	0	9.0	1	0	0.5
4	1	21	60	40.5	9	30	19.5	18	1	9.5	1	-1	0.0
	2	21	63	42.0	9	31	20.0	23	1	12.0	1	0	0.5
	3	15	55	35.0	8	29	18.5	17	5	11.0	1	1	1.0
5	1	21	58	39.5	13	27	20.0	25	1	13.0	1	-1	0.0
	2	27	56	41.5	11	27	19.0	19	1	10.0	0	-1	-0.5
	3	17	52	34.5	8	25	16.5	22	4	13.0	1	-1	0.0
Media statistică	38.8 [36.9 ... 40.8]			18.18 [17.6 ... 18.9]			10.13 [9.5 ... 10.8]			~ 0.0 -			

Tab. 4.11

metoda	Okerblom	experiment	Welding Handbook	Sperangen. Etlinger
A_b [mm x 10 ²]	18	67	75	179

Se observă și în acest caz că metoda Okerblom nu este adecvată în cazul sudării tablelor groase în mai multe straturi, iar relația empirică avansată de Welding Handbook dă rezultatele cele mai apropiate de valorile obținute experimental.

Așa cum reiese din tabelul 4.10, contracția între straturi scade semnificativ după realizarea stratului de rădăcină, anulându-se practic pentru straturile de toaletă. Nivelul de încredere al experimentului este de 98% (o singură valoare eliminată din cele 60 prelucrate statistic).

4.3. Model de calcul al contracției transversale la sudarea în mai multe treceri

Pentru realizarea modelului de calcul propus s-a plecat de la două premize inițiale:

Premiza 1: necesitatea modificării relației lui Okerblom pentru situația sudării în mai multe straturi; dată fiind baza teoretică și experimentală de excepție corespunzătoare sudării de depunere într-un singur strat.

Ca urmare se pornește de la relațiile (2.24), (2.63) și (3.24). Cea mai simplă adaptare ce poate fi concepută în acest context poate viza utilizarea unei energii liniare de calcul (q_{lc}) care să țină seama de forma restului și de numărul de straturi și de treceri la sudare.

Premiza 2: analiza și raportarea permanentă la baza de date obișnuită experimental, mai ales

la ponderea deformațiilor apărute după fiecare strat; pondere sistematizată în tabelul 4.12. și 4.13 pentru epruvetele cu rost în V și respectiv cele cu rost în X.

Tab. 4.12

n_i (rost V)	1	2	3,4	5,6	total
Λ_b [mm 10 ⁻²]	13.27	8.19	14.7	9.97	46.13
pondere pe strat [%]	28.77	17.75	31.87	21.61	100
pondere pe trecere [%]	28.77	17.75	15.94(*)	10.80(*)	
pondere față de prima trecere [%]	100	62	55(*)	38(*)	

(*) valori considerate ca medie aritmetică pentru trecerile din același strat

Tab. 4.13

n_i (rost X)	1,2	3,4	5,...,8	9,...,12	total
Λ_b [mm 10 ⁻²]	38.03	18.18	10.13	0.0	67.14
pondere pe strat [%]	57.8	27.1	15.1	0	100
(*) pondere pe trecere [%]	28.9	13.6	3.8	0	
(*) pondere față de prima trecere [%]	100	47	13	0	

(*) valori considerate ca medie aritmetică pentru trecerile din același strat

Un răspuns simplu la prima premiză s-a conturat sub forma următoarei relații pentru q_{lc} :

Relația (2.24) devine astfel:

$$\Lambda_b = \frac{\mu}{0,335} \cdot \frac{k \cdot q_l}{s} \cdot n_s \quad (4.2)$$

Propunând valorile $k=1$ pentru rost în V și $k=1,2$ pentru rost în X, au rezultat datele din tabelul 4.14

Tab. 4.14

relație	tip rost	calcul	rezultat		abateri
			analitic	experimental	
$q_{lc} = k \cdot q_l \cdot n_s$ [J/cm]	V	$1 \times 4720 \times 4$	18880	-	-
	X	$1,2 \times 8140 \times 8$	78144	-	-
$\Lambda_b = \frac{\mu}{0,335} \cdot \frac{q_{lc}}{s}$ [cm 10 ⁻²]	V	$\frac{0,85 \cdot 10^{-6} \cdot 18880}{0,335}$	47.9	46.13	3.7
	X	$\frac{0,85 \cdot 10^{-6} \cdot 78144}{0,335}$	66.09	67.14	1.6

Abaterile obținute astfel pentru contracția totală pot fi considerate acceptabile.

În continuare și cu referire la cea de-a doua premiză, studiind impactul major al contracției produse de straturile de rădăcină (tab. 4.7 și 4.10) s-a impus o primă ipoteză pentru abordarea modelului matematic.

Ipoteza 1: la sudarea rădăcinii, peste contracția propriu-zisă la sudare se suprapune și efectul

de închidere a rostului datorat forței de contracție produsă la răcirea tablelor, după o relație generală de forma:

$$\Delta b_1 = \Delta b_1' + 2\Delta r \quad (4.3)$$

unde

Δb_1 - contracția totală la sudarea rădăcinii;

$\Delta b_1'$ - contracția produsă de ciclul termic în materialul de bază;

Δr - efectul de închidere a restului produs de forța de contracție (F_c) asupra uneia dintre componente

Pentru calculul $\Delta b_1'$ se propune utilizarea relațiilor (2.24) și (4.2) cumulate sub forma:

$$\Delta b_1' = 2,54 \cdot 10^{-6} \frac{k \cdot q_l}{s} \quad (4.4)$$

,ceea ce este motivat de faptul că uzual raza de plastifiere este mai mare decât grosimea tablelor.

Pentru calculul efectului de închidere a restului (Δr) se propune schematizarea de calcul din figura 4.20, unde cu G s-a notat centrul de greutate a jumătății de suprafață cuprinsă între poziția inițială și cea deformată a muchiei unei componente.

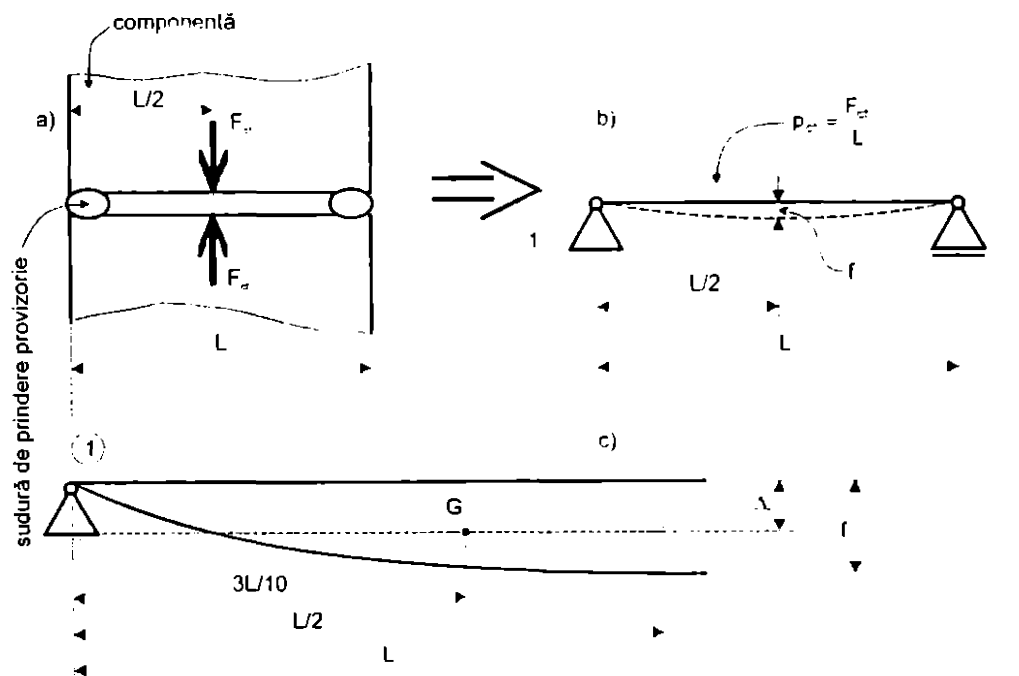


Fig 4.20

La calculul Δr se utilizează conform [2], relația:

$$f_x = \frac{p}{2E \cdot I} \left[\frac{x^4}{12} - \frac{L - x^3}{6} + \frac{L^3 \cdot x}{12} \right] \quad (4.5)$$

care pentru $x = 3L/10$ devine:

$$\Delta r \equiv f_{3L/10} = \frac{p_{cl} \cdot L^4}{94,451 \cdot E \cdot I_{z1}} \quad (4.6)$$

, unde I_{z1} este momentul de inerție după axa principală de încovoiere a uneia dintre componente, și se poate stabili cu relația:

$$I_{z1} = \frac{s \cdot b^3}{96} \quad (4.7)$$

Pentru utilizarea relației (4.7) se pune problema determinării sarcinii uniform distribuite de contracție (p_{cl}), deci a forței de contracție (F_{cl}). Literatura de specialitate de largă circulație (cel puțin cea consemnată în bibliografia acestei lucrări) face trimitere la o singură relație, și anume cea demonstrată de NIKOLAEV în lucrarea [2.17]. Aceasta este:

$$F_{cl} = \frac{A_{pl} \cdot b}{0,335 \cdot L} \cdot \sigma_c \quad (4.8)$$

Pe această bază se poate determina valoarea:

$$p_{cl} = p_{cl1} = \frac{A_{pl1} \cdot b}{0,335 \cdot L^2} \cdot \sigma_c \quad (4.9)$$

Pentru calculul lui A_{pl1} , deci a ariei plastifiate la trecerea de rădăcină, nu există referințe bibliografice. În această situație se avansează

Ipozeza 2: la sudarea în mai multe straturi contracția remanentă după fiecare strat este proporțională cu aria plastifiată de aceasta.

Recursul la experiment, mai precis la ponderea efectivă a contracției după sudarea rădăcinii (tab. 4.12 și 4.13) a permis, pe baza principiului general de calcul a ariei plastificabile prezentat de OKERBLOM în [0.8], propunerea următoarelor relații de calcul:

$$A_{pl1} = \begin{cases} k_{d1} \cdot \left\{ A_{r1} + 2 \left[r_{pl} \cdot s - \frac{(s-c)^2}{2} \cdot \lg \frac{\alpha}{2} \right] \right\}, \text{ pentru rost în V} \\ k_{d1} \cdot \left\{ A_{r1} + 2 \left[r_{pl} \cdot s - \left(\frac{s-c}{2} \right)^2 \cdot \lg \frac{\alpha}{2} \right] \right\}, \text{ pentru rost în X} \end{cases}$$

, unde

$$r_{pl} = 21,31 \cdot 10^{-3} \sqrt{k \cdot q_l}; \quad (4.12)$$

k_{d1} - coeficient de umplere a rostului după sudarea rădăcinii, stabilit cu relația:

$$k_{d1} = \frac{s}{s - h_{s1}}; \quad (4.13)$$

h_{s1} - înălțimea sudurii de rădăcină;

A_{r1} - aria rostului în care se depune sudura de rădăcină.

Aplicarea celei de-a doua ipoteze pentru celelalte straturi se bazează pe relația:

$$\Delta b_{(i)} = F \cdot A_{pl(i)} \quad (4.14)$$

, unde:

$\Delta b_{(i)}$ - contracția la sudare după depunerea stratului i ($i \geq 2$);

$A_{pl(i)}$ - aria plastifiată totală după depunerea stratului i ;

F - o funcție ce exprimă proporționalitatea globală dintre contracția totală și aria plastifiată totală.

Relații conexe:

$$A_{pl(i)} = [1 - k_{d(i)}] \cdot A_{pl(i-1)}; \quad (4.15)$$

$$k_{d(i)} = \begin{cases} \frac{s}{s + n_{sb} \cdot n_{1/s(i)} \cdot \frac{h_{s_i}}{n_{1/s(i)}}}, & \text{pentru } i < n; \end{cases} \quad (4.16)$$

$$k_{d(i)} = \begin{cases} \frac{s}{s + n_{sb} \cdot n_{1/s(i)} \cdot \left[\frac{h_{s_i}}{n_{1/s(i)}} \right]^2}, & \text{pentru } i = n \end{cases} \quad (4.17)$$

$$F = \frac{\Delta b}{A_{pl}}; \quad (4.18)$$

$$A_{pl} = \frac{1}{A + l_y + k \cdot q_l \cdot n_s}; \quad (4.19)$$

, unde:

$k_{d(i)}$ - coeficientul de umplere a rostului după sudarea stratului i ($i > 1$);

n_{sb} - numărul straturilor bilaterale, ce ia valorile $n_{sb} = 1$ pentru rost în V și $n_{sb} = 2$ pentru rost în X simetric;

$n_{1/s(i)}$ - numărul de treceri pe stral la realizarea stratului i ;

$h_{s(i)}$ - înălțimea sudurii după depunerea stratului i ;

n - numărul de straturi depus unilateral, ce ia valorile $n = n_s$ pentru rost în V și $n = n_s/2$ pentru rost în X;

Δb - contracția totală, evaluată cu relația (4.2)

Modelul de calcul este sistematizat în schema logică prezentată în figura 4.21.

Rezultatele obținute prin aplicarea modului de calcul pentru sudarea în rost V și X sunt prezentate în tabelele 4.15 și respectiv 4.16.

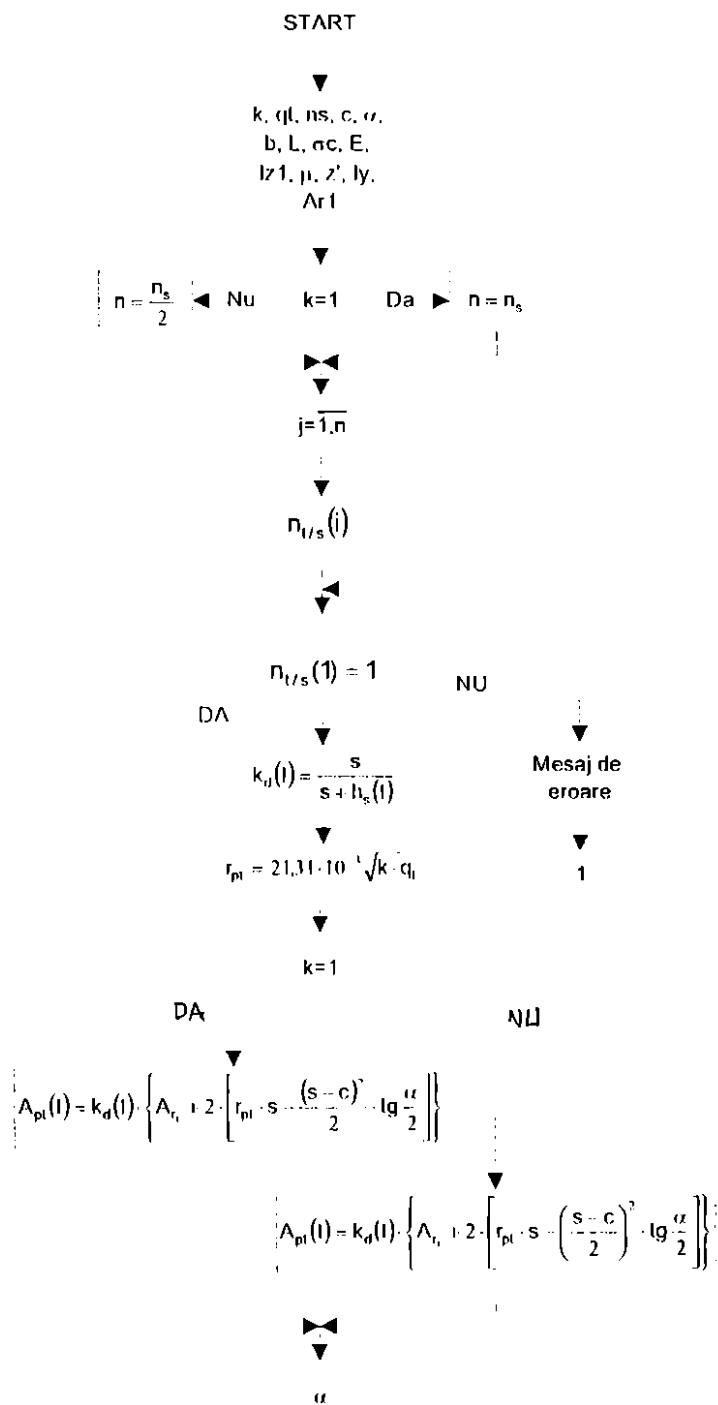


Fig. 4.21 Schemă logică (condensată) pentru calculul A_{pl} la sudarea în mai multe straturi în rosturi V sau X

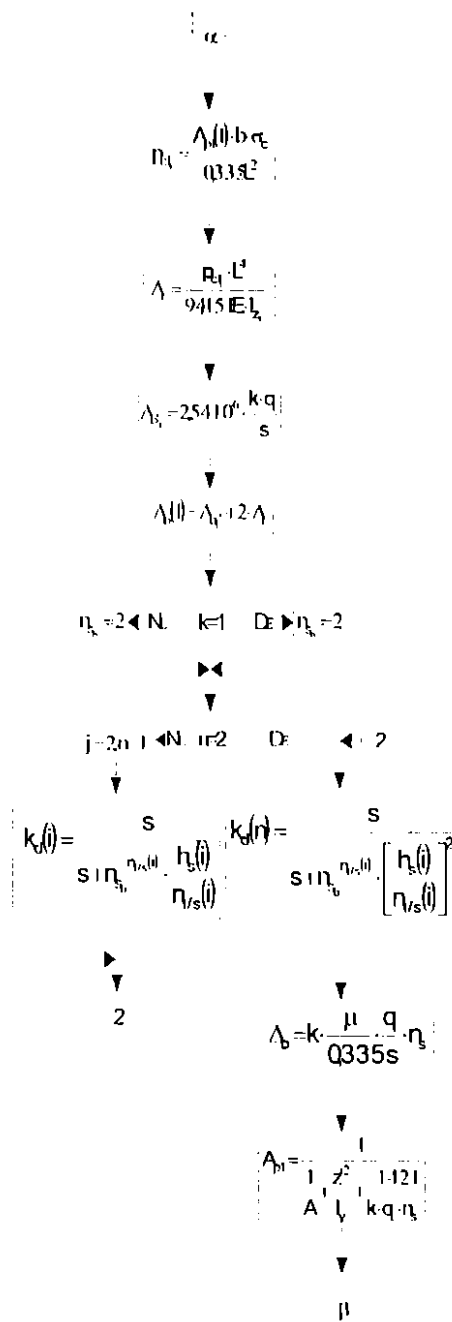


Fig. 4.21 (continuare)

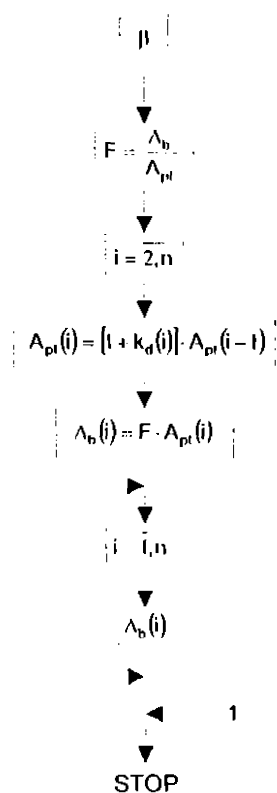


Fig. 4.21 (continuare)

Tab. 4.15

n_s	n_t	A_{pl} [cm ²] rel. (4.10), (4.11) și (4.15)	Λ_b [cm ⁻¹], rost V				experiment
			calcul direct		calcul indirect		
			valoare rel. (4.14)	abatere față de experiment [%]	valoare rel. (4.3)	abatere față de experiment [%]	
1	1	1.98	-	-	13.45	1.3	13.27
2	2	3.27	22.28	3.7	-	-	21.46
3	3,4	5.62	38.29	5.6	-	-	36.16
4	5,6	7.21	49.13	6.1	-	-	46.13
calcul direct Λ_b total	valoare rel. (4.2)	7.03	47.9				
	abatere față de experiment [%]		3.7				

Tab. 4.16

n_c	n_i	Ap _i [cm ²] rel. (4.10), (4.11) și (4.15)	Δ_n [cm · 10 ⁻³], rost X				experiment
			calcul direct		calcul indirect		
			valoare rel. (4.14)	abatere față de experiment [%]	valoare rel. (4.3)	abatere față de experiment [%]	
1	1	9.4	-	-	29.99	-	-
2	2	16.45	34.84	11.5	-	-	36.83
3;4	3,4	26.13	55.34	3.0	-	-	57.01
5;6	5,...,8	31.36	66.42	1.1	-	-	67.14
7;8	9,...,12	32.25	68.31	3.2	-	-	66.14
calcul direct Δ_n total	valoare rel. (4.2)	31.2	66.09				
	abatere față de experiment [%]		0.1				

Abaterile valorilor contracției între straturi, respectiv a contracției finale față de valorile corespunzătoare determinate experimental, se înscriu în limite acceptabile (între 0,1 și 11,5%). În ceea ce privește mărimile de cel mai mare interes practic și anume contracția după primul și ultimul stral, abaterile sunt neglijabile (între 0,1 și 3,7%)

4.4. Concluzii

Rezultatele cercetărilor analitico-experimentale prezentate în acest capitol sunt sintetizate în tabelul 4.17.

Tab. 4.17

metoda	Ab _s		Ab		
	[mm · 10 ⁻²]				
	V10	X25	depunere ($\eta=5200$ J/cm)	V10	X25
Sparangen, Elinger	-	-	120	146	179
Guiaux	-	-	-	108	-
Okerblom	-	-	33	14	18
Welding Handbook	-	-	60	57	75
experiment	13	39	31	47	67
DD1	-	-	33	48	66
DD2	13	35	-	49	68

S-a notat aici cu DD1 - aplicarea relației (4.2.) pentru calculul direct a deformației lolate și cu DD2 - aplicarea modelului matematic propus la punctul 4.3.

Rezultatele obținute permit formularea următoarelor concluzii:

1. La depunerea unui stral de sudură pe o placă rețeaua de calcul a contracției transversale (2.78) propusă de Okerblom dă rezultate foarte apropiate de cele obținute experimental;
2. La sudarea în mai multe straturi a tablelor cu rost în V și X rezultatele cele mai bune le asigură relația (4.1) preluată după Welding Handbook;
3. La sudarea în mai multe treceri cea mai mare contracție se produce după realizarea rădăcinii îmbinării, datorită rigidității încă scăzute a ansamblului și a efectului de închidere a rostului;

4. Modelul matematic realizat pentru determinarea contracției la sudarea în mai multe treceri a tablelor cu rost în V și X (practic cele mai uzuale rosturi pentru sudarea cap la cap) generalizează metoda Okerblom, ținând seama în principal de numărul de straturi și treceri la sudare, fenomenul de închidere a rostului la sudarea rădăcinii, evoluția ariei plastificate după fiecare strat depus;

5. Complexitatea modelului matematic este relativ descurajantă pentru calculul manual, dar metodica este ușor programabilă pe baza schemei logice concepută în acest scop. Ca urmare acest model își poate găsi aplicabilitatea în etapa de punere la punct a tehnologiilor de sudare pentru subansamble la care se impune o precizie deosebită în execuție.

Capitolul 5

5. CERCETĂRI ANALITICO-EXPERIMENTALE PRIVIND SĂGEATA REMANENTĂ LA SUDARE

5.1. Sudarea grinzilor cu rigiditate constantă

5.1.1. Metodă de calcul alternativă

Pentru eslimarea analitică a deformației remanente de săgeată se va utiliza în acest capitol relația generată (3.3) obținută prin generalizarea Metodei Okerblom (relația 2.59).

Literatura de specialitate nu consacră momentan nici o altă relație cu aplicabilitate generată. O alternativă punctuală în acest sens a adus ediția din 1987 a Welding Handbook [0.12]

Deoarece pentru contracția transversală la sudare cele mai bune rezultate au fost asigurate de relația (4.1) preluată după Welding Handbook, s-a considerat oportună utilizarea aceleiași metode alternative de calcul și în cazul săgeții remanente, sub forma:

$$f_{L/2} = \frac{A_c \cdot z' \cdot L^2}{200 \cdot I_y} \quad (5.1),$$

unde:

A_c = aria cusăturii, iar ceilalți termeni au aceeași semnificație ca și cei utilizați în relația (3.3).

Apare aici problema delerminării analitice a ariei cusăturii sudate. O metodă de bună precizie este indicată în [14] sub forma:

$$A_c = \frac{q_l}{Q} \quad (5.2),$$

unde:

Q = căldura necesară aducerii metalului la temperatura de topire plus căldura de topire, a cărei valoare poate fi determinată cu relația:

$$Q \left[\frac{J}{mm^3} \right] = \frac{(Q_{top} + 273)^2}{300.000} \quad (5.3)$$

Considerând pentru oțeturi temperatura de topire $Q_{top} \approx 1530^0 C$, se obține:

$$A_c [cm^2] = \frac{q_l \left[\frac{J}{cm} \right]}{108360} \quad (5.4.)$$

Dacă nu se poate determina cu o precizie convenabilă energia liniară la sudare, se poate utiliza o metodă aproximativă, bazată pe relația:

$$A_c = k(1 + p_{MB}) \cdot A_r \quad (5.5)$$

unde:

k = coeficient de supraînălțare, cu valori în intervalul [1,1 1,4], conform [1.28];

p_{MB} = coeficient de participare a materialului de bază la formarea cusăturii, ce ia, conform [2], valorile 0,2.... 0,3 pentru MAG și 0,3... 0,6 pentru SF;

A_r = aria rostului

Verificarea gradului de încredere în relațiile (5.4) și (5.5) s-a realizat pentru datele experimentale

prezentate la subcapitolul 5.1.2.A.b. Este cazul sudării de colț bilaterale cu procedeu MAG a cinci epruvele cu secțiune T, utilizând o energie liniară $q_l \approx 3270$ [J/cm], și pentru care a rezultat o catelă a sudurii $c_{s,exp} \approx 0,22$ cm. Aplicând relațiile menționate se obține:

$$A_c = \frac{2 \cdot q_l}{108360} = \frac{2 \cdot 3270}{108360} = 0,0604 \text{ cm}^2;$$

$$A_r = \frac{A_c}{k(1 + p_{MB})} = \frac{0,0604}{1,2(1 + 0,25)} = 0,0402 \text{ cm}^2;$$

$$c_s = \sqrt{A_r} = \sqrt{0,0402} = 0,2 \text{ cm}.$$

Compararea valorilor obținute pentru catela sudurii (c_s și $c_{s,exp}$) indică o eroare acceptabilă de 9%. În această situație se poate realiza și o comparație de principiu între metodele Okerblon și Welding Handbook pentru cazul particular al depunerii unui singur strat pe lungimea unei bare, prin raportarea relațiilor (2.59) și (5.1), cu utilizarea inclusiv a relației (5.4).

Notând cu R raportul:

$$R = \frac{f_{L/2Ok}}{f_{L/2WH}} \quad (5.6)$$

se obține:

$$\begin{aligned} R &= \frac{\mu \cdot q_l \cdot \frac{z'}{I_y} \cdot \frac{L^2}{8}}{A_c \cdot \frac{z'}{200 \cdot I_y} \cdot L^2} = \frac{200 \cdot \mu \cdot q_l}{8 \cdot A_c} = \\ &= \frac{200 \cdot \mu \cdot q_l}{8 \cdot \frac{q_l}{108360}} = \frac{200 \cdot 0,85 \cdot 108360}{8 \cdot 10^6} = 2,3 \end{aligned}$$

A rezultat astfel că săgeala remanentă la mijlocul deschiderii estimată, pentru cazul particular menționat, cu Metoda Okerblon este de 2,3 ori mai mare decât cea estimată cu Metoda Welding Handbook.

5.1.2. Studii de caz

A. Experimente în condiții de laborator

a) Depunere prin sudare

S-au utilizat un număr de 6 epruvete identice cu cea prezentată schematizat în figura 5.1.

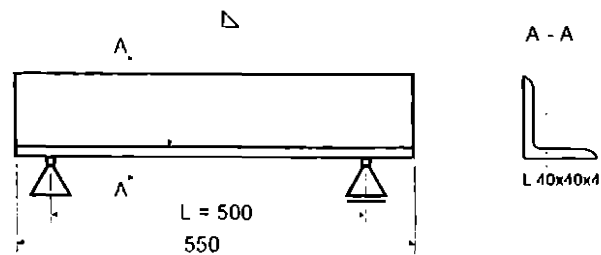


Fig. 5.1.

Date de interes:

- procedeul de sudare: MAG, sha, mecanizat ($\eta \approx 90\%$);
- utilaj de sudare: ARISTO 500;
- parametrii tehnologici: $U_n = 19,5$ V; $I_s = 161$ A; $v_s = 1,92$ cm/s; $q_l = 1472$ J/cm;
- caracteristici geometrice: $I_y = 4,47$ cm⁴; $z' = 0,6$ cm;
- stand de sudare: identic cu cel prezentat în fig. 4.4;
- dispozitive de măsură a săgeții, realizate prin autodolare și prezentate în fig. 5.2. și 5.3.

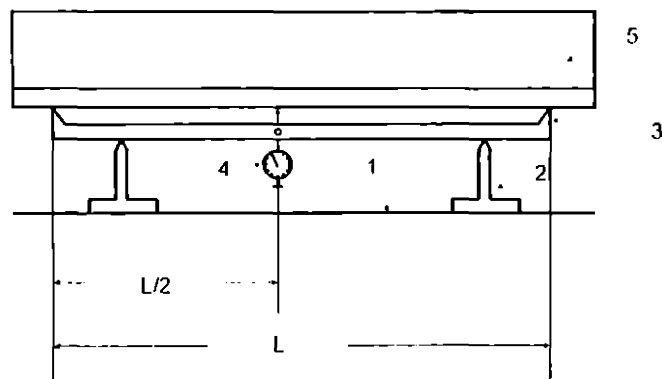


Fig. 5.2. - Dispozitiv cu comparator fix (dispozitiv A) pentru măsurarea săgeții în timpul sudării și răcirii probelor: 1 - masa de sudare; 2 - suport general; 3 - suport comparator; 4 - comparator; 5 - epruvelă.

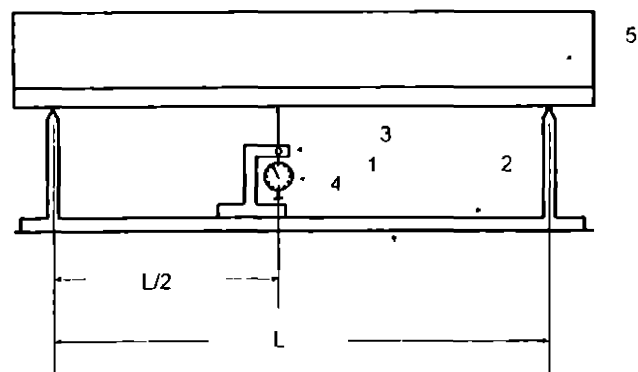


Fig. 5.3. - Dispozitiv cu comparator mobil (dispozitiv B) pentru măsurarea săgeții remanente: 1 - masa de sudare; 2 - suport general; 3 - suport (mobil) comparator; 4 - comparator; 5 epruvelă.

Valorile săgeții măsurate în timpul sudării și post-sudare a dispozitivului A sunt prezentate în tabelul 5.1.

Tab. 5.1. - Evoluția în timp a $f_{L/2}$ la depunerea unui cordon de sudură pe profile L40x40x4

$f_{L/2}$ [mm·10 ⁻²]	t [s]	Proba					
		1	2	3	4	5	6
IL/2(t)	0	0	0	0	0	0	
	5	-18	-13	-16	-20	-14	-17
	10	-70	-67	-67	-74	-68	-74
	15	-145	-140	-140	-155	-149	-160
	20	-208	-206	-210	-213	-206	-211
	25	-204	-210	-215	-209	-200	-206
	30	-140	-160	-170	-167	-135	-165
	35	-90	-100	-100	-94	-84	-94
	40	-45	-60	-60	-52	-42	-53
	45	-15	-30	-30	-17	-10	-22
	50	8	-6	-12	5	10	10
	55	22	9	4	22	28	16
	60	33	20	15	34	37	26
	65	40	28	27	42	46	33
	70	-	34	32	-	-	31
75	-	38	36	-	-	35	
f_{zA}	σ	57	47	48	64	70	50

În pofida erorilor umane inerente de cronometrare și citire a indicațiilor comparatorului în chiar timpul sudării și apoi a răcirii epruvetelor se apreciază că valorile momentane ale săgeții sunt bine grupate.

În tabelul 5.2. sunt prezentate comparativ valorile săgeții remanente măsurate în dispozitivul A (f_{zA}) și respectiv B (f_{zB}), precum și abaterile înregistrate.

Tab. 5.2.

$f_{L/2}$ [mm·10 ⁻²]	Proba					
	1	2	3	4	5	6
f_{zA}	57	47	48	64	70	50
f_{zB}	62	46	45	60	63	44
$f_{zA}-f_{zB}$	-5	1	3	4	7	6
f_{zmed}	59	46	66	62	66	47
f_{zMed}	58					

Pe această bază se apreciază că precizia determinărilor experimentale este de $\begin{pmatrix} +7 \\ -5 \end{pmatrix} \cdot 10^{-2}$ în cazul epruvetelor individuale. Valorile medii obținute (f_{zmed}) pentru cele 6 epruvete se încadrează

într-o marjă de eroare de $\begin{pmatrix} +14 \\ -21 \end{pmatrix} \%$ față de media generală (f_{med}).

De remarcat că nici una din cele 12 valori determinate experimental pentru $f_{L/2}$ și $f_{L/2WH}$ nu se elimină la aplicarea testului de normalitate Chi-Square (după metodologia prezentată în subcapitolul 4.1), intervalul de încredere al valorilor experimentale fiind $[37,16... 72,18] \times 10^{-2} \text{mm}$.

Utilizând, în continuare, relațiile (2.59), (5.4) și (5.1) se obțin:

$$f_{L/2Ok} = 0,85 \cdot 10^{-6} \cdot 1472 \cdot \frac{0,6}{4,47} \cdot \frac{50^2}{8} = 0,053 \text{cm};$$

$$A_c = \frac{1472}{108360} = 0,014 \text{cm}^2;$$

$$f_{L/2WH} = \frac{0,14 \cdot 0,6 \cdot 50^2}{200 \cdot 4,47} = 0,023 \text{cm}.$$

Raportând acum $f_{L/2Ok}$ la $f_{L/2WH}$ se obține valoarea $R = 2,3$, previzională exact în subcapitolul 5.1.1.

Abaterile dintre valorile estimate analitic și cea determinată experimental sunt prezentate în tabelul 5.3

Tab. 5.3

fL/2 exp	fL/2 analitic			
	Metoda Okerblom		Metoda W H	
	valoare	abateri	valoare	abateri
[mm · 10 ⁻²]		%	[mm · 10 ⁻²]	%
58	53	-9	23	-60

Se poate aprecia astfel, ca și în lucrarea [6], că Metoda Okerblom permite estimarea cu bună precizie a săgeții remanente în cazul depunerii continue, de la un capăt la celălalt, a unui cordon sudat dintr-un singur strat, pe bare de rigiditate constantă.

b) Sudare în rost

Pentru determinările experimentale s-au utilizat un număr de 5 epruvete similare cu cea prezentată în figura 5.4.

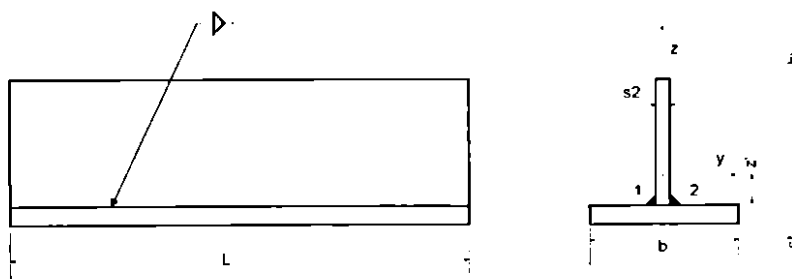


Fig. 5.4

Pentru fiecare epruvetă s-au măsurat în câte 10 secțiuni dimensiunile efective ale acestora. Au rezultat astfel intervalele de valori pentru caracteristicile geometrice de interes prezentate în tabelul 5.4.

Tab. 5.4.

Caracteristici geometrice	Interval de valori	Valori medii	Abateri ale mediei [%]
s_x [cm]	0,56 ... 0,6	0,58	± 4
s_y [cm]	0,56 ... 0,6	0,58	± 4
z' [cm]	1,33 ... 1,41	1,37	± 3
I_y [cm ⁴]	27,77 ... 32,24	30	± 7
A [cm ²]	6,77 ... 7,27	7,02	± 4
z'/I_y [cm ⁻³]	0,044 ... 0,048	0,046	± 4

În general, abaterile valorilor medii (de calcul) ale caracteristicilor geometrice sunt acceptabile. Chiar și abaterea înregistrată pentru I_y poate fi convenabilă deoarece raportul z'/I_y , ce influențează direct proporțional estimările analitice, are doar o abatere de $\pm 4\%$.

Alte date de interes:

- procedeu de sudare: MAG, sha, mecanizat;
- utilaj de sudare: ARISTO 500;
- parametrii tehnologici, conform tabelelor 5.5 și 5.6;
- șland de sudare, identic cu cel prezentat în fig. 4.4;
- dispozitivul de măsură a săgeții: dispozitiv A, identic cu cel prezentat în figura 5.5

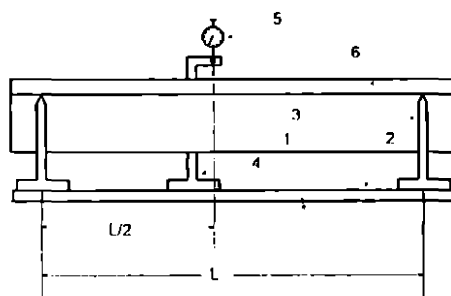


Fig. 5.5 - Dispozitiv (maritor) pentru măsurarea săgeții remanente după sudare (dispozitiv B):

1 - masa de sudare; 2 - placă cu ghidaje; 3 - reazeme mobile (4 buc.); 4 - suport (mobil) comparator; 5 - comparator; 6 - epruvetă.

Tab.5.5 - Variația experimentală a parametrilor tehnologici primari la sudarea bilaterală a barelor cu secțiune T.

Nr. probă (6)	Nr. imb. sudată (1)	Variația tensiunii arcului și a intensității curentului în timpul sudării (2)		vs (cm/min) (3)
		U_a [V]	I_a [A]	
1	1	19.8 / 19.8 / 19.8 / 20.0 / 19.8 / 20.1 / 20.5 / 20.0 / 20.0 / 19.8 / 19.8 / 20.3	164 / 165 / 164 / 160 / 168 / 156 / 148 / 160 / 164 / 164 / 164 / 152	48.3
	2	19.8 / 20.0 / 19.8 / 20.0 / 20.0 / 20.0 / 19.8 / 20.0 / 20.0 / 19.8 / 20.0 / 19.8	164 / 160 / 164 / 164 / 180 / 164 / 164 / 164 / 160 / 164 / 160 / 164	
2	1	19.8 / 20.0 / 19.8 / 20.3 / 20.0 / 19.8 / 20.5 / 20.0 / 20.0 / 19.8 / 20.0 / 20.8	164 / 164 / 164 / 156 / 160 / 164 / 152 / 160 / 164 / 164 / 160 / 140	47.0
	2	20.0 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 160 / 160 / 164 / 164 / 164 / 164 / 156 / 158 / 156 / 158 / 152	19.8 / 19.8 / 20.0 / 20.0 / 19.8 / 20.0 / 20.0 / 20.0 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 160 / 160 / 164 / 164 / 164 / 164 / 156 / 158 / 156 / 158 / 152	
3	1	19.8 / 20.0 / 20.3 / 20.3 / 20.0 / 20.3 / 160 / 164 / 164 / 160 / 160 / 164 / 160 / 160 / 156 / 164 / 152	20.3 / 20.0 / 20.0 / 20.0 / 20.3 / 20.3 / 160 / 158 / 160 / 160 / 158 / 180 / 152 / 156 / 158 / 156 / 158 / 152	47.5
	2	20.0 / 20.0 / 20.3 / 20.0 / 20.3 / 20.3 / 156 / 158 / 156 / 158 / 152	20.0 / 20.0 / 20.3 / 20.0 / 20.3 / 20.3 / 156 / 158 / 156 / 160 / 164 / 164 / 164 / 156 / 152 / 160 / 160 / 164 / 164 / 164 / 156 / 158 / 156 / 158 / 152	
4	1	20.0 / 20.3 / 20.3 / 20.0 / 20.0 / 20.5 / 160 / 158 / 156 / 156 / 156 / 156 / 156 / 156 / 156 / 156 / 160 / 160 / 160 / 1532	20.3 / 20.0 / 20.0 / 20.0 / 20.0 / 20.0 / 19.8 / 20.3 / 20.3 / 156 / 158 / 156 / 160 / 164 / 164 / 164 / 156 / 152 / 160 / 160 / 164 / 164 / 164 / 156 / 158 / 156 / 158 / 152	47.5
	2	20.0 / 20.3 / 20.0 / 20.0 / 20.3 / 20.3 / 156 / 158 / 156 / 160 / 164 / 164 / 164 / 156 / 152 / 160 / 160 / 164 / 164 / 164 / 156 / 158 / 156 / 158 / 152	20.0 / 20.3 / 20.0 / 20.0 / 20.3 / 20.3 / 156 / 158 / 156 / 160 / 164 / 164 / 164 / 156 / 152 / 160 / 160 / 164 / 164 / 164 / 156 / 158 / 156 / 158 / 152	
5	1	20.0 / 20.3 / 20.0 / 20.0 / 20.3 / 20.3 / 156 / 156 / 160 / 164 / 164 / 160 / 160 / 154 / 160 / 158 / 158 / 152	20.3 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 20.0 / 20.0 / 20.0 / 19.8 / 20.3 / 20.3 / 156 / 152 / 158 / 158 / 160 / 164 / 168 / 160 / 152 / 158 / 158 / 152	49.5
	2	19.8 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 20.3 / 160 / 152 / 158 / 158 / 160 / 164 / 168 / 160 / 152 / 158 / 158 / 152		

Tab. 5.6. - Valori limită pentru energia liniară la sudare

Nr. probă	Nr. sudură	q , [J/cm]						
		cordon		probă		experiment		
		min	max	min	max	min	max	med
1	1	3015	3512	3015	3701	2974	3559	3266
	2	3398	3701					
2	1	2974	3559	2974	3559			
	2	3118	3522					
3	1	3151	3559	3118	3559			
	2	3118	3488					
4	1	3162	3450	3119	3522			
	2	3119	3522					
5	1	3118	3552	3119	3522			
	2	3992	3427					

Urmărind evoluția deformației de încovoiere în timpul sudării (din 5 în 5 secunde) și post sudare (din 10 în 10 secunde) s-a obținut plaja de variație prezentată în figura 5.5.

În labelul 5.7 sunt prezentate valorile măsurate în cele două dispozitive (A și B) pentru deformația de săgeată după prima sudură (f_{21}), a doua (f_{22}) și deformația finală (f_2).

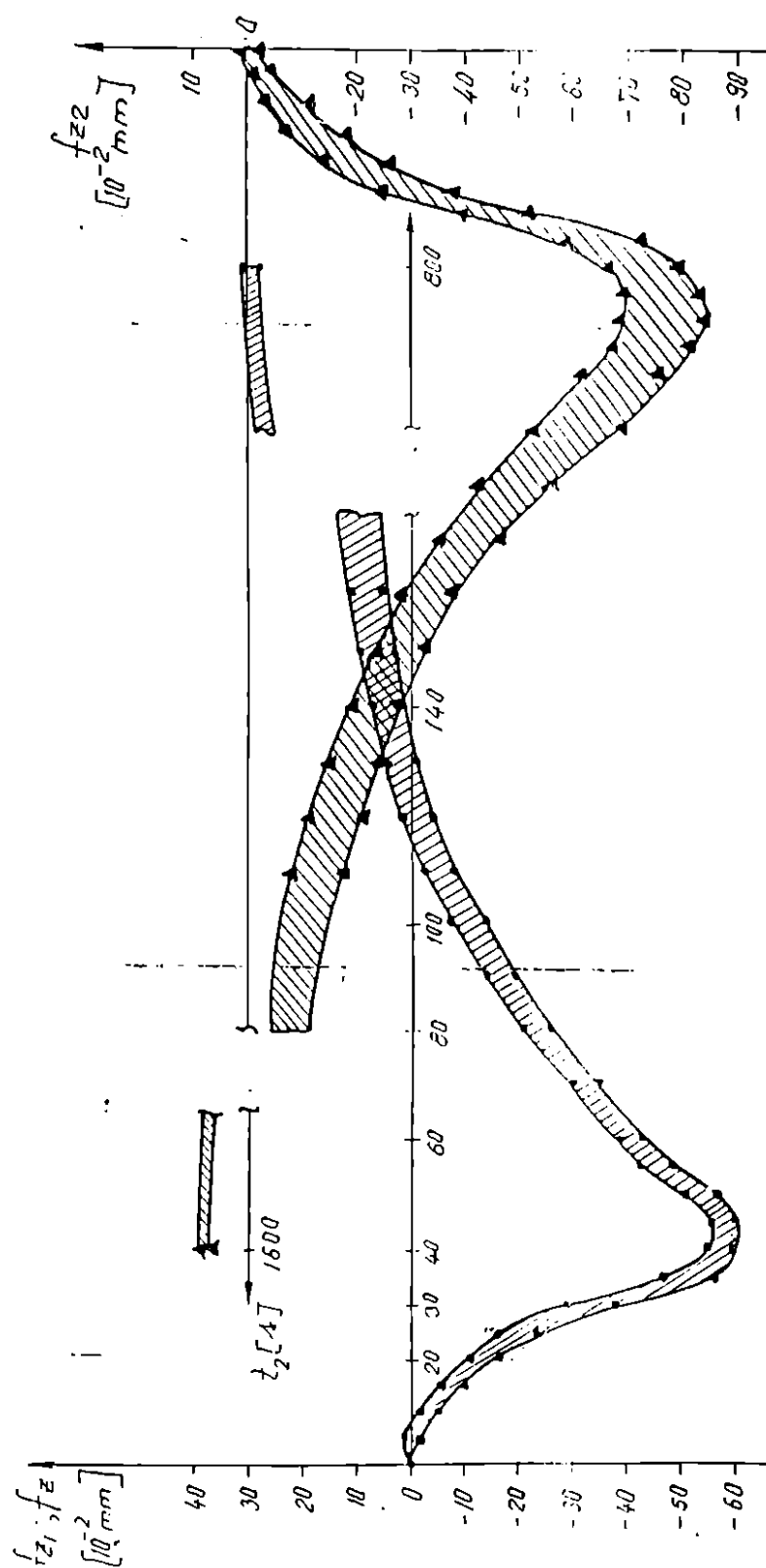


Fig. 5.6. - Plaja de variație a deformației în limpuț și după sudarea epruvetelor 1...5

Tab. 5.7

$f_{i,0}$ [mm·10 ⁻²]		Nr. probă					Valori medii directe	Valori medii corelate
		1	2	3	4	5		
dispozitiv A	f_{z1}	28	-	30	31	29	29	29
	f_{z2}	9	8	7	9	9	8	8
	f_z	37	-	37	40	38	37	
dispozitiv B	f_z	35	38	33	35	37		

Se observă în acest tabel că nu apar diferențe între valorile medii directe, calculate între valorile medii directe, calculate pentru cele 5 probe, referitor la săgețile după primul (f_{z1}) și al doilea cordon (f_{z2}) și valorile corelate în funcție de media determinărilor pentru săgeata totală (f_z) în dispozitivele A și B. Aceasta conferă încredere suficientă în precizia determinărilor experimentale în pofida faptului că, dintr-o eroare umană, s-a pierdut la un moment dat (cu 15" înaintea terminării sudării) vizibilitatea asupra cadranului comparatorului la determinarea f_{z1} pentru proba nr. 2.

Pentru determinarea analitică a săgeții remanente cu metodele Okerblom și Welding Handbook se utilizează consecutiv relațiile: (3.3), (2.62), (2.61), (2.60), (2.63), (3.3), (5.4), (5.1) și se obțin:

$$f_{z,Ok} = 0,85 \cdot 10^{-6} \cdot 3266 \cdot \frac{1,37}{30} \cdot \frac{46,3^2}{8} = 0,034 \text{ cm} = 34 \cdot 10^{-2} \text{ mm};$$

$$A_{pl} = \frac{1}{\frac{1}{7,02} + \frac{1,37^2}{30} + \frac{1421}{3266}} = 1,56 \text{ cm}^2;$$

$$m_{1,2} = 1 + \frac{(0,22 + 0,58) \cdot 0,58}{1,56} = 1,3;$$

$$q_{ic} = 1,3 \cdot 3266 = 4246 \text{ J / cm};$$

$$f_{z,Ok} = 0,85 \cdot 10^{-6} \cdot 4246 \cdot \frac{1,37}{30} \cdot \frac{46,3^2}{8} = 0,044 = 44 \cdot 10^{-2} \text{ mm};$$

$$A_c = \frac{2 \cdot q_{ic}}{108360} = \frac{2 \cdot 3266}{108360} = 0,06 \text{ cm}^2;$$

$$f_{L/2WH} = \frac{0,06 \cdot 1,37 \cdot 46,3^2}{200 \cdot 30} = 0,029 \text{ cm} = 29 \cdot 10^{-2} \text{ mm}.$$

Raportând $f_{L/2WH}$ se obține conform relației (5.6) valoarea $R = 1,5$, inferioară cu 65% celei obținute în cazul depunerii unui singur cordon prin sudare.

În tabelul 5.8. sunt prezentate abaterile dintre valorile estimate analitic și cele determinate experimental pentru săgeata remanentă; rezultate prezentate și în lucrarea [7].

Tab. 5.8.

Cusătura sudată	$f_{1,2,exp.}$	$f_{1,2,analitic}$			
		Metoda Ok		Metoda W.H	
		valoare	abatere	valoare	abatere
		[mm 10 ⁻²]		%	
1	29	34	+17	14,5	-50
2	8	10	+25	14,5	+81
1+2	37	44	+19	29	-22

Concluziile studiului de caz:

- Metoda Okerblom dă rezultate relativ acoperitoare atât pentru săgeata remanentă după fiecare cusătură sudată, cât și pentru săgeata finală, deoarece ia în considerare și fenomenul de suprapunere parțială a ariilor plastifiabile, prin coeficientul $m_{1,2}$;

- Metoda Welding Handbook dă pentru săgeata finală rezultate practic la fel de bune, atât doar că abaterea obținută este negativă;

- Cum experiența autorului în domeniu ([3], [4], [5]) atestă că la sudarea de colț bilaterală a tablelor de grosime medie, coeficientul $m_{1,2}$ ia uzual valori în intervalul [1,25... 1,35], se apreciază că în acest domeniu de larg interes practic, Met. W.H. poate da, mult mai expeditiv, rezultate convenabile.

B. Experiment în mărime naturală

Subansamblul "lonjeron central" reprezintă principalul element al structurii metalice de rezistență a vagoanelor. Schemalizarea lui constructivă pentru un vagon de transport cereale cu capacitatea de 80 t este prezentată în figura 5.6.

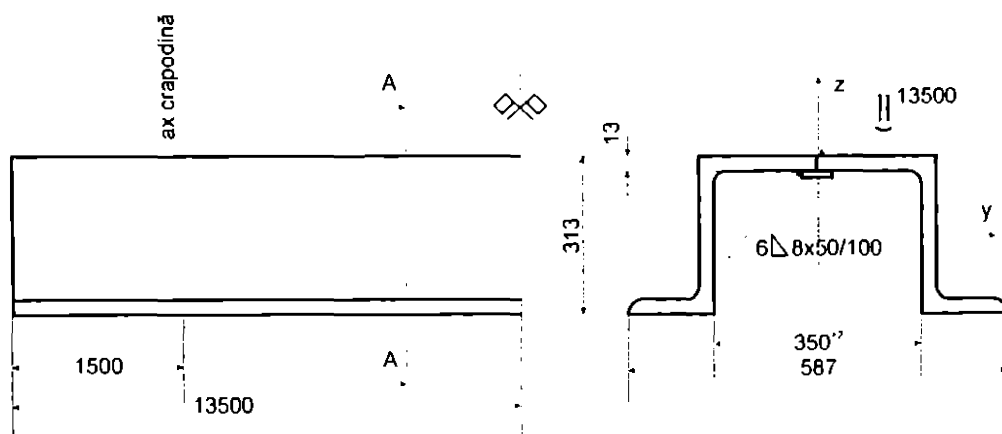


Fig. 5.6.

Se remarcă aici o alcătuire simplă, din două profile Z speciale, laminale din OL52 și îmbinate prin sudură cap la cap cu suport la rădăcină pe toată lungimea. Aceasta se execută cu procedeul SF ($\eta = 0,91... 0,99$), dintr-o singură trecere, în următoarele condiții tehnologice: $U_a = 37... 39V$; $I_s = 540... 560 A$; $v_s = 0,5... 0,55 cm/s$; $d_e = 3,2 mm$; flux - FB10; sârmă: S10 Mn1Ni1; utilaj de sudare - RSAR 1000.

Rezultă în aceste condiții (industriale) o plajă de variație a energiei liniare relativ importantă: $q_l \approx 33050... 43250 [J/cm]$

Pe lungimea de cca. 13,7 m (cu tot cu adaosul de debitare), profilele Z prezintă abateri dimensionale.

Principalele dimensiuni controlate prin sondaj sunt notate în figura 5.7, iar în tabelul 5.9 sunt prezentate valorile măsurărilor și abaterilor înregistrate.

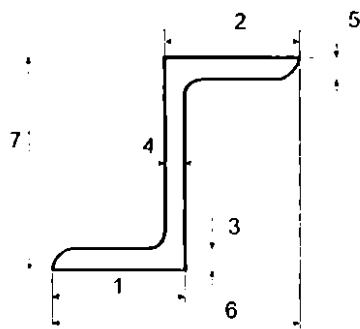


Fig. 5.7 Dimensiuni caracteristice ale profilului Z

Tab. 5.9 Abateri dimensionate ale profilului Z (în mm)

Cota	Măsurători										Valori		Abateri maxime
	Număr de măsurători										min	max	
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10			
1	131 ^{+0,4}	132 ^{+0,5}	131 ^{+0,4}	131 ^{+0,4}	131 ^{+0,4}	130 ^{+0,3}	130 ^{+0,3}	131 ^{+0,4}	130 ^{+0,4}	130 ^{+0,4}	131,5	129,5	2
2	166 ^{+0,5}	165 ^{+0,6}	166 ^{+0,5}	166 ^{+0,5}	166 ^{+0,5}	166 ^{+0,5}	165 ^{+0,4}	166 ^{+0,5}	165 ^{+0,4}	165 ^{+0,4}	166	164,8	1,2
3	19 ^{+0,1}	20 ^{+0,2}	20 ^{+0,2}	20 ^{+0,2}	20 ^{+0,2}	20 ^{+0,2}	20 ^{+0,2}	20 ^{+0,2}	20 ^{+0,2}	20 ^{+0,2}	20,2	18,5	1,7
4	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12 ^{+0,1}	12,4	11,2	1,2
5	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13 ^{+0,2}	13,0	12,5	0,5
6	293 ^{+1,3}	290 ^{+0,6}	293 ^{+0,8}	293 ^{+0,8}	292 ^{+0,9}	292 ^{+0,8}	291 ^{+0,8}	293 ^{+0,8}	291 ^{+0,8}	292 ^{+0,8}	294,2	290	4,2
7	312 ^{+0,8}	312 ^{+0,8}	312 ^{+0,8}	312 ^{+0,8}	312 ^{+0,8}	313 ^{+0,8}	312 ^{+0,8}	312 ^{+0,8}	312 ^{+0,8}	312 ^{+0,8}	313	312	1

În aceste condiții au fost stabilite principalele caracteristici geometrice de interes, unele dintre ele prezentând o plajă de variație relativ importantă:

$$I_y = 22995... 27220 \text{ cm}^4;$$

$$Z' = 15,36... 15,4 \text{ cm};$$

$$L = 1365... 1375 \text{ cm};$$

$$A_f = 0,22... 0,26 \text{ cm}^2.$$

La întreprinderea MEVA Drobeta Turnu-Severin au fost efectuate o serie de determinări experimentale ale deformației remanente de încovoiere a lonjeronului, atât în timpul sudării, cât și post sudare [8]. Acestea sunt prezentate în tabelul 5.10 cu referire la notațiile explicative din figura 5.8.

Tab. 5.10

Nr. experiment	Timp	Deformații - valori momentane și finale [mm]			f_r [mm]
		poz. A	poz. B	poz. C	
1	1	0	0	0	-60
	2	-20	+42	-15	
	3	-25	+48	-30	
	4	-30	+45	-25	
	5	-25	+42	-20	
	rece	+20	-40	+20	
2	1	0	0	-3	-53
	2	-22	+45	-18	
	3	-38	+50	-36	
	4	-35	+46	-32	
	5	-20	+13	-20	
	rece	+12	-42	+10	
3	1	0	0	0	-50,5
	2	-18	+40	-14	
	3	-24	+46	-18	
	4	-20	+43	-22	
	5	-14	+41	-18	
	rece	-40	-40	+10	

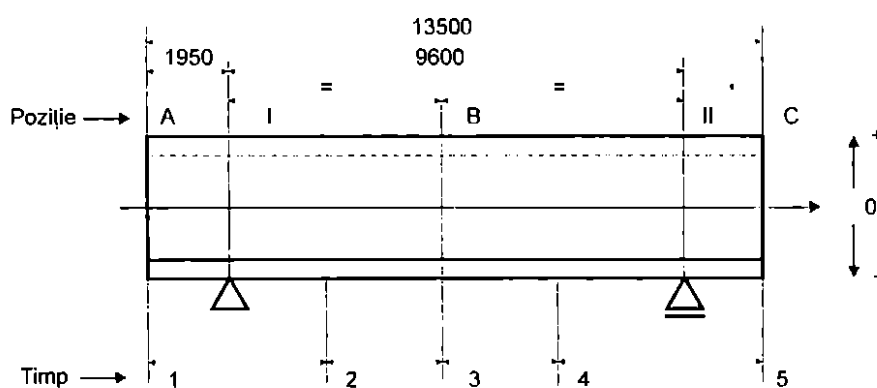


Fig. 5.8

În concluzie se apreciază că și în cazul structurilor reale, Metoda Okerblom poate fi utilizată cu succes în evaluarea deformației remanente de încovoiere, dar cu condiția stăpânirii în limite cât mai restrânse a parametrilor tehnologici primari și a abaterilor de formă și poziție a semifabricatelor și subansamblilor preasamblate pentru sudare.

Tab. 5.11

$f_{1,2}$ med. experimental	$f_{1,2}$ analitic (met. Ok.)	
	Valoare	Abatere
[mm]		[%]
54,5	37 ... 58	-32 ... +6

5.2. Sudarea grinzilor de rigiditate variabilă

5.2.1. Model de calcul simplificat

A. Ipoteză de calcul specifică

În practica industrială se întâlnesc numeroase elemente de structură metalică sudată, de lipul grinzilor și sălpilor, a căror rigiditate nu este constantă. Dacă pentru calculul deformațiilor remanente la bare de rigiditate constantă pot fi găsite unele încercări de aplicare a Metodei Okerblom ([1], [9], [10], [11], [12]), pentru calculul la rigiditate variabilă, referințele bibliografice lipsesc.

Cele mai uzuale secțiuni pentru elemente de structură de rezistență în concepție sudată, la care se poate modifica ușor rigiditatea în funcție de starea de solcicare, sunt secțiunea I (dublu T) și secțiunea cheson (II).

Fie 2 grinzi de lungime L , a căror înălțime scade liniar de la un capăt la altul, având la mijloc și extremități dimensiunile caracteristice pentru secțiunea transversală prezentate în figura 5.9 și caracteristicile geometrice de interes din tabelul 5.12.

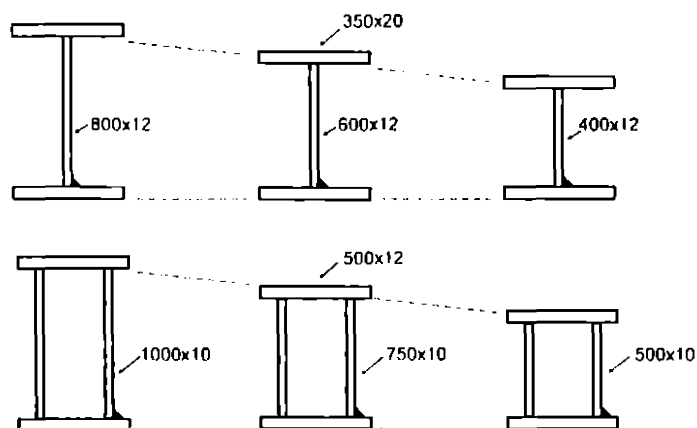


Fig. 5.9

Tab. 5.12

Caracteristici geometrice	Tip secțiune	Secțiunea curentă		
		$x = 0$	$x = L/2$	$x = L$
z' [cm]	I	40	30	20
	II	50	37.5	25
I_y [cm ⁴]	I	286540	156140	68140
	II	416667	210938	83333

Se obțin atât pentru I_y cât și pentru raportul z'/I_y (ce intră în relația de calcul a curburii) variații parabolice, ce au în secțiunea mijlocie ($x = L/2$) abaterile maxime față de variația liniară prezentate în tabelul 5.13.

Tab. 5.13

Mărimi	Tip secțiune	Legea de variație		Abalere [%]
		parabolică (reală)	liniară	
I_y [cm ⁴]	I	156140	177340	-12
	II	210938	250000	-16
Z'/I_y [1/cm ³]	I	192 · 10 ⁻⁶	217 · 10 ⁻⁶	-12
	II	178 · 10 ⁻⁶	210 · 10 ⁻⁶	-15

Se observă de aici că la o variație liniară a înălțimii grinzii (cea mai uzuală situație practică) se obțin variații parabolice atât pentru I_y cât și pentru raportul z'/I_y . Pe de altă parte, pentru secțiunile de rezistență tipice (I și II), abaterea maximă față de o variație liniară a raportului z'/I_y este relativ mică.

În acest stadiu, pentru o simplificare rațională a calculului de estimare a săgeții remanente la sudare, se avansează următoarea ipoteză simplificatoare:

"În cazul barelor cu secțiune I sau II din table sudate, având înălțimea inimii ^{liniar} variabilă, raportul z'/I_y variază, cu o bună aproximație, tot liniar".

B. Metodă de stabilire a relațiilor de calcul a săgeții remanente

Acceptând o variație liniară a raportului z'/I_y și considerând relația (2.41) pentru calculul curburii ($C = \mu \cdot q_l \cdot z'/I_y$), respectiv metoda grinzii conjugate prezentată în subcapitolul 2.3.6., modelul de calcul general al săgeții remanente poate fi sintetizat astfel:

"Săgeata remanentă la sudarea unei grinzii de rigiditate variabilă este dată de momentul încovoietor pe grinda dreaptă conjugată de rigiditate constantă, încărcată cu o curbă variabilă

în conformitate cu variația expresiei $q_l \cdot z'/I_y$ ".

În cazul barelor cu profil I și II din table sudate cu $q_l = cl.$ și având o variație aproximativ liniară a raportului z'/I_y , se obține, pentru calcul săgeții remanente, schema statică de calcul din figura 5.10.d.

Pe această bază se calculează în continuare:

- reacțiunea V_1 :

$$\begin{aligned} (\sum M_i)_2 &\equiv V_1 \cdot L - C_1 \cdot \frac{L^2}{2} - \frac{C_2 - C_1}{2} \cdot \frac{L^2}{3} = 0 \Rightarrow \\ \Rightarrow V_1 &= \frac{2C_1 + C_2}{6} \cdot L \end{aligned} \quad (5.7)$$

- expresia momentului încovoietor pe grinda dreaptă conjugată:

$$\begin{aligned} M^o(x) &= V_1 \cdot x - C_1 \cdot \frac{x^2}{2} - \frac{1}{2} \cdot x \cdot \frac{x(C_2 - C_1)}{2} \cdot \frac{x}{3} = \\ &= \frac{2C_1 + C_2}{6} \cdot L \cdot x - \frac{C_1}{2} \cdot x^2 - \frac{C_2 - C_1}{6L} \cdot x^3 ; \end{aligned} \quad (5.8)$$

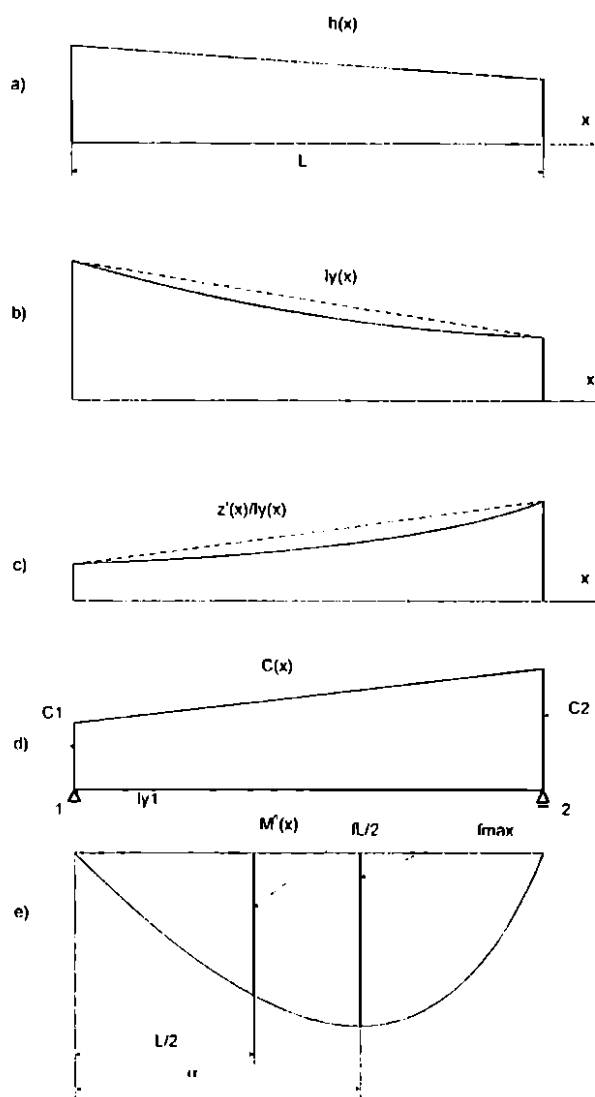


Fig. 5.10 - Schematizarea modelului de calcul: a - variația liniară a înălțimii grinzii; b - variația aproximativ liniară a momentului de inerție axial; c - variație aproximativ liniară a raportului z'/I_y ;

d - schema statică de calcul ($C_1 = \mu \cdot q_l \cdot z'_1 / I_{y_1}$; $C_2 = \mu \cdot q_l \cdot z'_2 / I_{y_2}$); e -

momentul încovoietor pe grinda conjugată de rigiditate constantă ($E \cdot I_{y_1}$).

- săgeata remanentă la mijlocul deschiderii:

$$\begin{aligned}
 f_{L/2} \equiv M_{L/2}^o &= \frac{2C_1 + C_2}{6} \cdot \frac{L^2}{2} - \frac{C_1}{2} \cdot \frac{L^2}{4} - \frac{C_2 - C_1}{6L} \cdot \frac{L^3}{8} = \\
 &= \frac{C_1 + C_2}{16} \cdot L^2 ; \quad (5.9)
 \end{aligned}$$

- poziția secțiunii ($x = \alpha$) de M^o maxim:

$$\frac{dM_x^o}{dx} = \frac{2C_1 + C_2}{6} \cdot L - C_1 \cdot x - \frac{C_2 - C_1}{2L} \cdot x^2 = 0$$

$$\Rightarrow \alpha = \frac{C_1 - 0,577 \sqrt{C_1^2 + C_2^2} + C_1 \cdot C_2}{C_1 - C_2} \cdot L; \quad (5.10)$$

- săgeata maximă:

$$f_{max} = M^o(\alpha). \quad (5.11)$$

Dacă se consideră suficientă rezolvarea cu o aproximație mai largă, dar mai expeditivă, a problemei se poate aplica relația (5.9) sub forma:

$$f_{L/2} = C_{med} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (5.12)$$

unde:

$$C_{med} = \frac{C_1 + C_2}{2} \quad (5.13),$$

considerându-se astfel încărcarea grinzii conjugate cu o curbură (C_{med}) de mărime constantă.

Această procedură poate fi aplicată cu rezultate convenabile atunci când lungimea pe care se produce variația de rigiditate a barei este relativ mică în raport cu lungimea totală a barei.

5.2.2. Generalizarea modelului de calcul

A. Studiu de caz

Se consideră grinda principală (cheson asimetric) a unei macarale portal monogridă, cu o consolă, tip MPT (macara portal lipizată).

Pentru acest subansamblu, proiectul de execuție impune o ordine tehnologică de asamblare-montaj riguroasă (fără alternativă). Aceasta conduce la o succesiune complexă de variație a rigidității grinzii în procesul de fabricație și deci și a curburii ce produce deformația remanentă de încovoiere.

Utilizând relațiile (2.41), (5.12) și (5.13) rezultă modelul de calcul prezentat calitativ în figura 5.11.

Relațiile de calcul a curburilor ce intervin aici, în ordinea producerii lor, sunt următoarele:

$$C_1 = 2 \mu q_{p_1} \cdot z'_1 / l_{y_1}; \quad C'_1 = 2 \mu q_{l_1} \cdot z'_2 / l_{y_2}; \quad C''_{med 2:3} = \mu \cdot q_{l_1} (z'_1 / l_{y_1} + z'_2 / l_{y_2});$$

$$C'''_1 = C_1 \cdot l_{y_1} / l_{y_3}; \quad C''''_1 = C'_1 \cdot l_{y_1} / l_{y_3}; \quad C_2 = 2 \cdot \mu' \cdot q_{l_2} \cdot z'_3 / l_{y_3};$$

$$C'_2 = 2 \mu \cdot q_{l_2} \cdot z'_4 / l_{y_2}; \quad C''_2 = C_{2 med 2:3} = \mu \cdot q_{l_2} (z'_3 / l_{y_3} + z'_4 / l_{y_2});$$

$$C'''_2 = C_2 \cdot l_{y_1} / l_{y_3};$$

$$C''''_2 = C'_2 \cdot l_{y_1} / l_{y_3}; \quad C_3 = \mu'_{3a} \cdot q_{l_3} (z'_5 / l_{y_1}) \cdot l_{s_3} / l; \quad C'_3 = \mu'_{3b} \cdot q_{l_3} (z'_6 / l_{y_2}) \cdot l_{s_3} / l;$$

$$C''_3 = C_{3 med 2:3} = 1/2 (\mu'_{3a} \cdot z'_5 / l_{y_1} + \mu'_{3b} \cdot z'_6 / l_{y_2}) \cdot l_{s_3} / l;$$

$$C_A = C''''_1 + C''''_2 + C''''_3; \quad C_B = C'''_1 - C'''_2 + C'''_3; \quad C_4 = 2 \mu \cdot q_{l_1} \cdot z'_7 / l_{y_4};$$

$$C'_4 = C_4 \cdot l_{y_6} / l_{y_4};$$

(relație propusă)

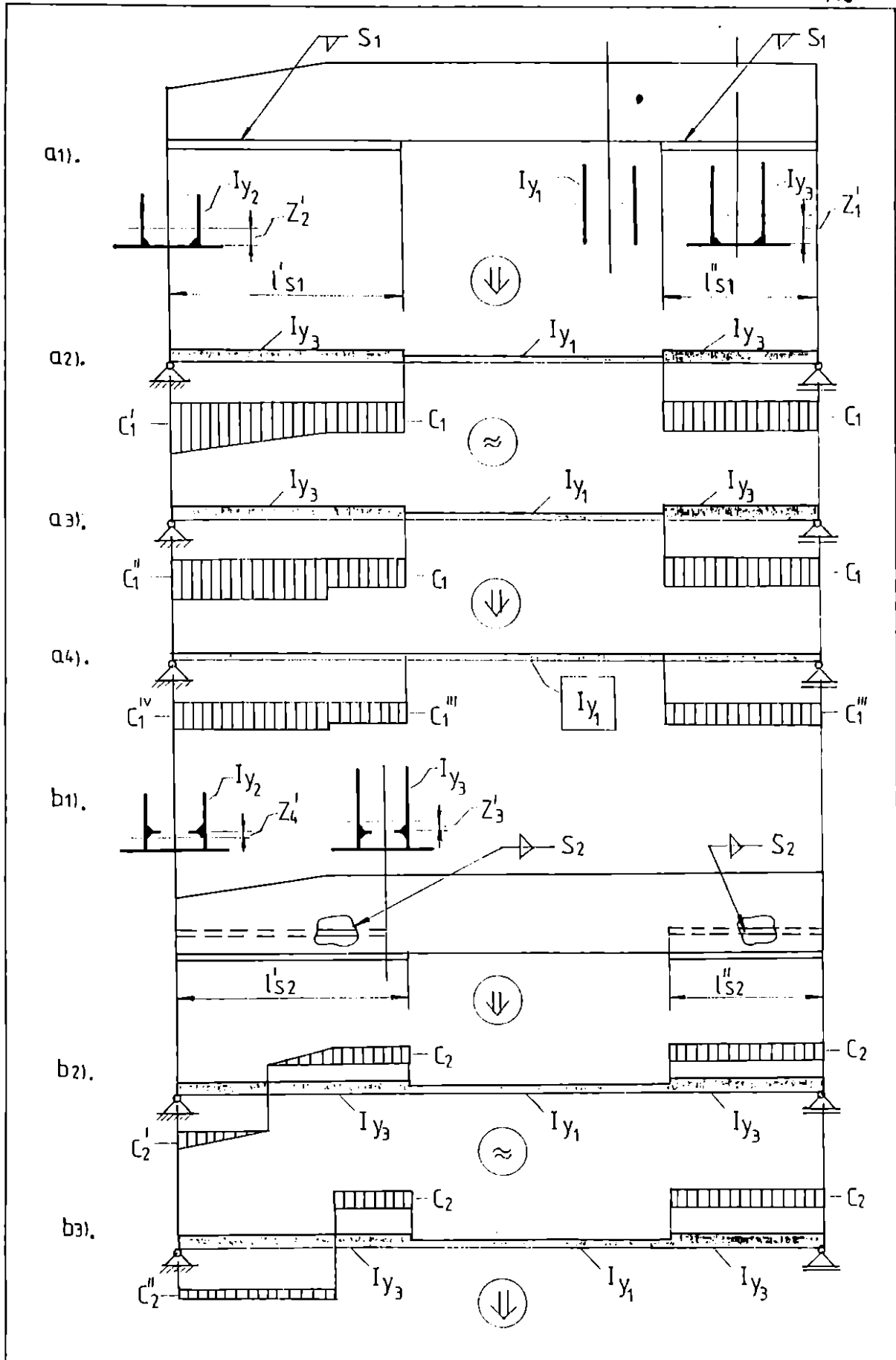


Fig. 5. 11.

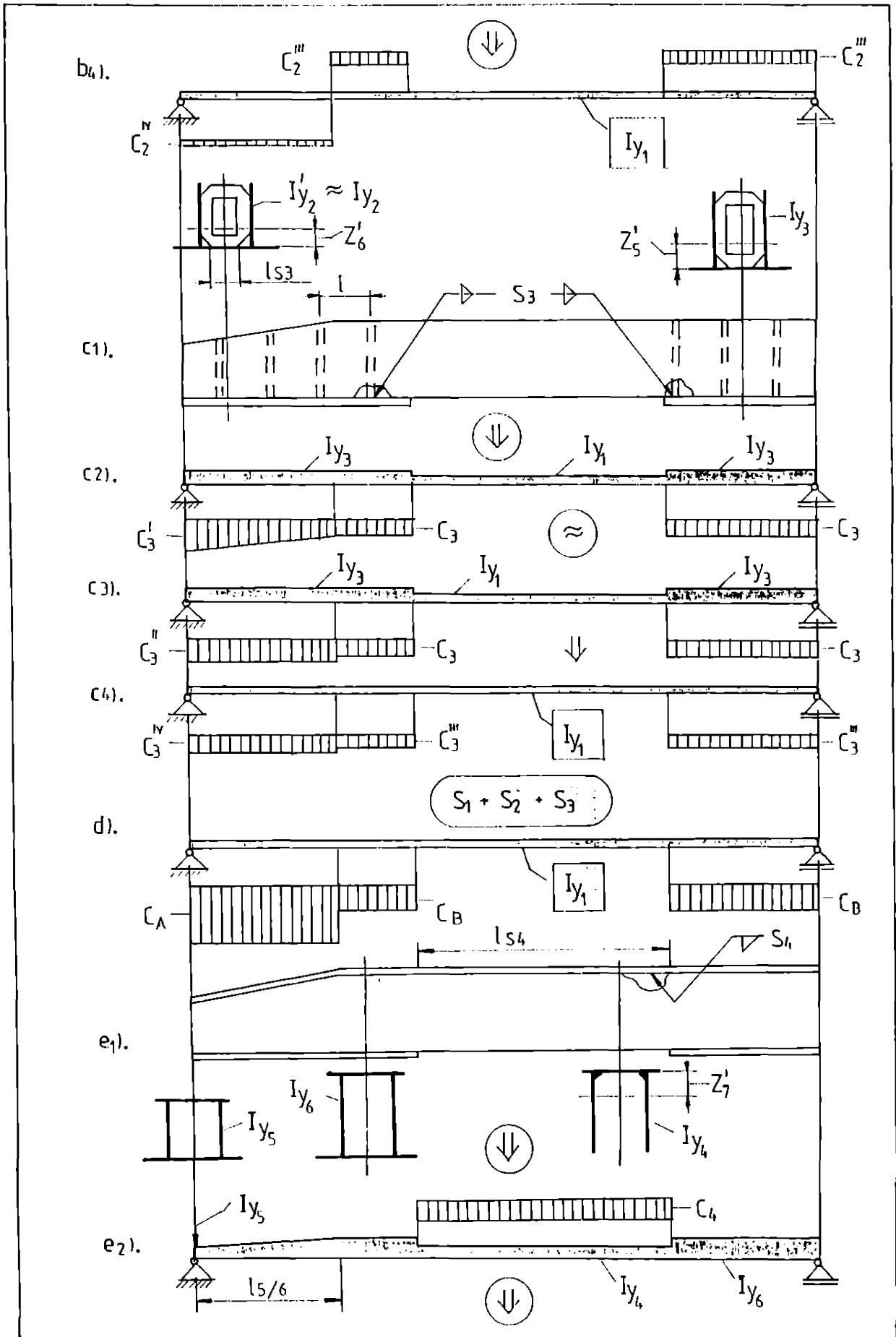


Fig. 5.11. - continuare

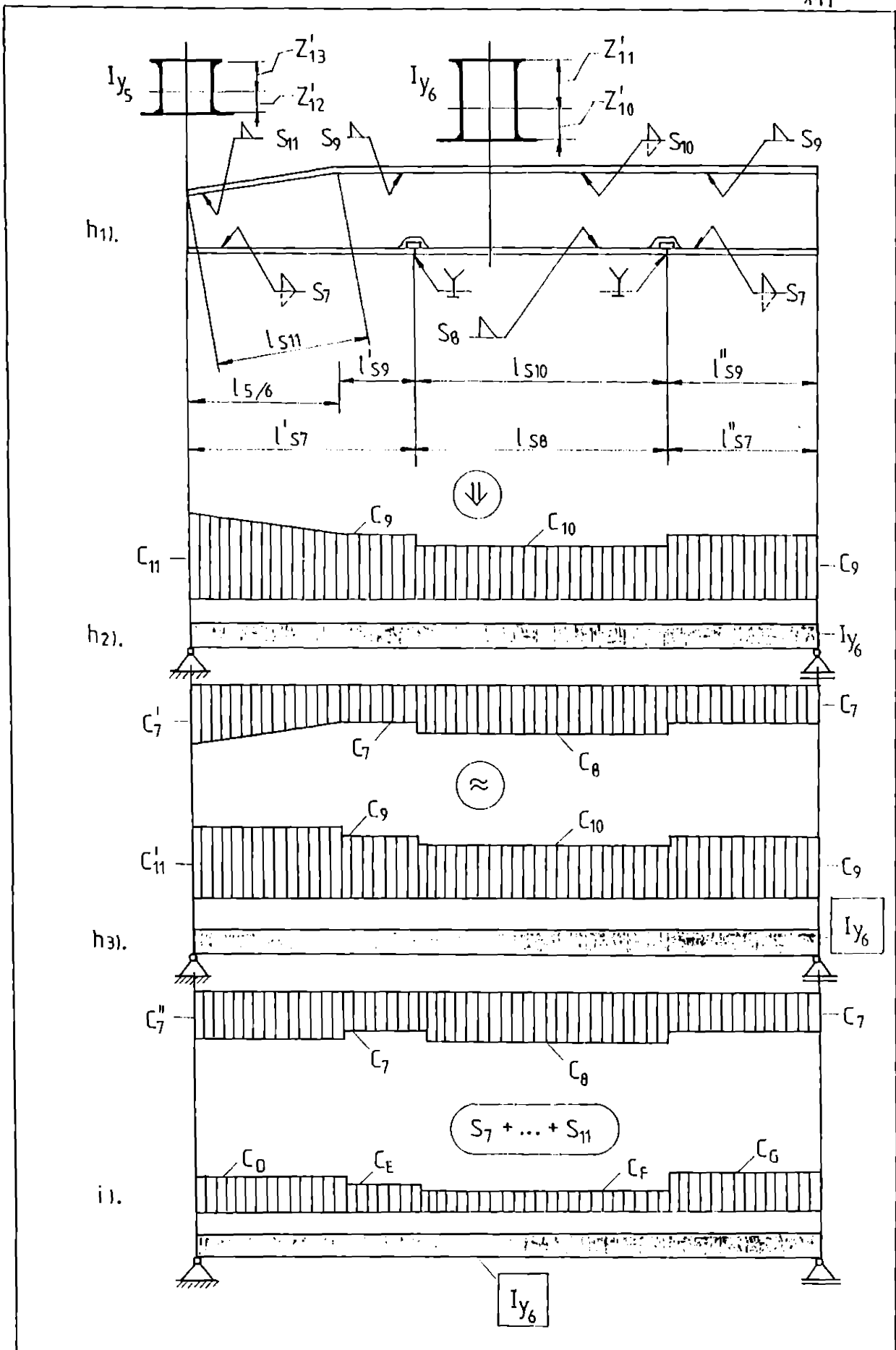


Fig. 5.11.- continuare

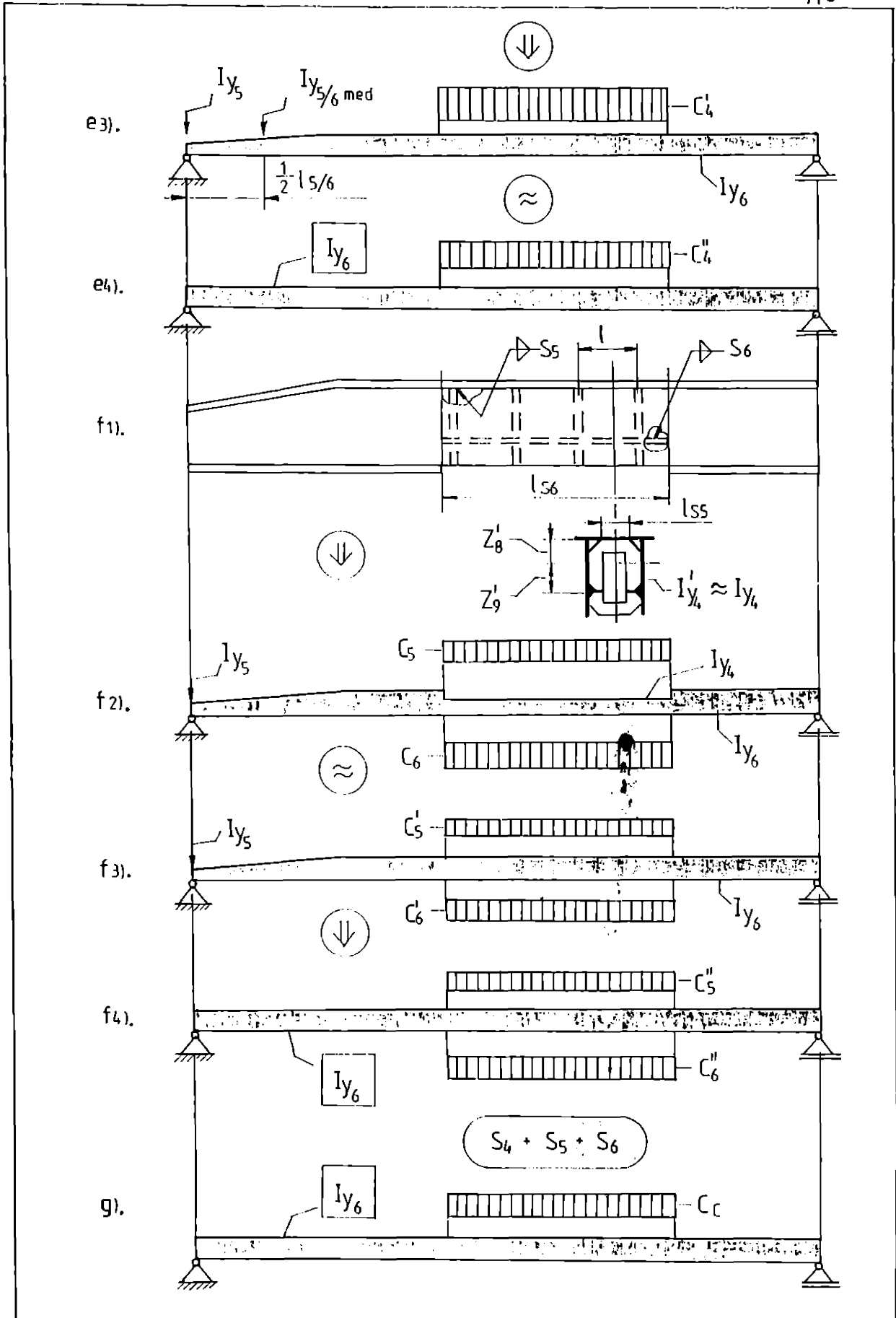


Fig. 5.11.—continuare

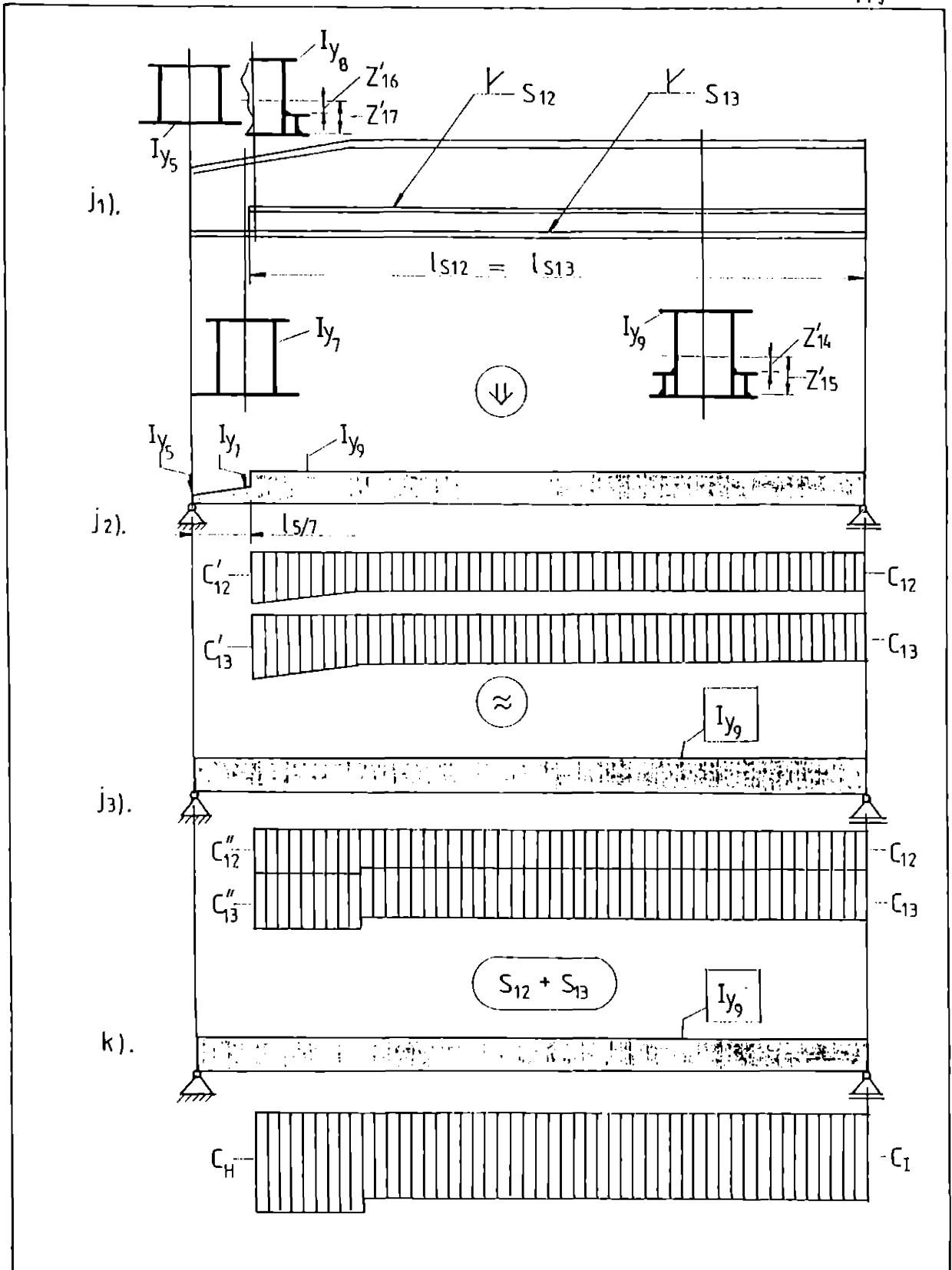


Fig. 5.11. - continuare

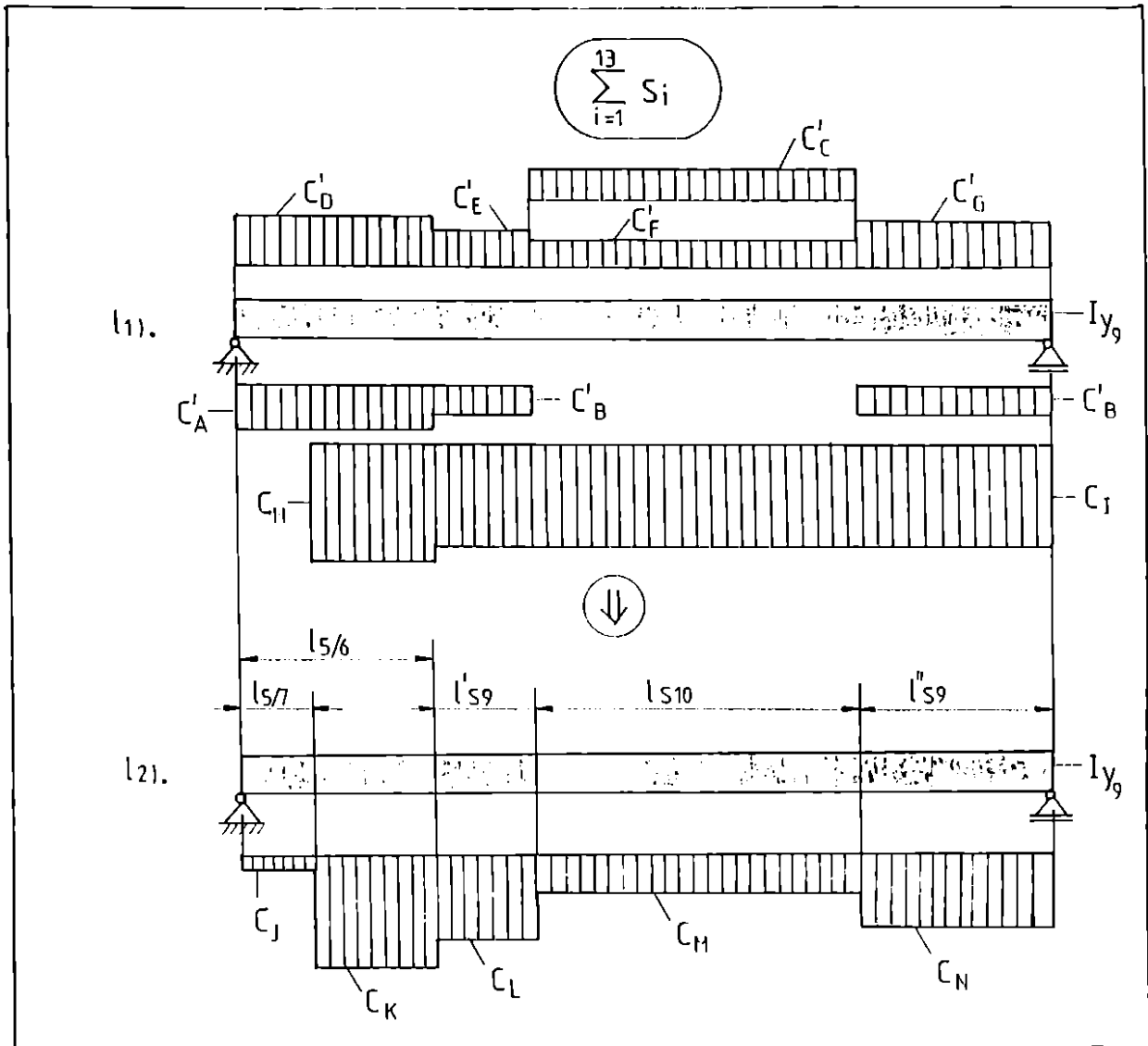


Fig. 5. 11. - continuare

$$C_4'' \approx C_4' \cdot \frac{l_{y_6}}{l_{y_{5/6med}}} \cdot \left[1 \cdot \frac{(l_{y_6} - l_{y_5}) \cdot l_{5/6}}{2 \cdot l_{y_6} \cdot l_{s_4}} \right]; \quad (5.14)$$

$$C_5' = 2 \mu' \cdot q_{l_5} \cdot z_8' / l_{y_5}; \quad C_6 = 2 \mu \cdot q_{lc_6} \cdot z_9' / l_{y_6};$$

$$C_5' = C_5 \cdot l_{y_4} / l_{y_6}; \quad C_6' = C_6 \cdot l_{y_4} / l_{y_6};$$

$$C_5'' \approx C_5' \cdot \frac{l_{y_6}}{l_{y_{5/6med}}} \cdot \left[1 + \frac{(l_{y_6} - l_{y_5}) \cdot l_{5/6}}{2 \cdot l_{y_6} \cdot l_{s_5}} \right];$$

$$C_6'' \approx C_6' \cdot \frac{l_{y_6}}{l_{y_{5/6med}}} \cdot \left[1 + \frac{(l_{y_6} - l_{y_5}) \cdot l_{5/6}}{2 \cdot l_{y_6} \cdot l_{s_6}} \right];$$

$$C_c = C_4'' + C_5'' - C_6'';$$

$$C_7 = 2 \mu \cdot q_{lc_7} \cdot z_{10}' / l_{y_6}; \quad C_7' = 2 \mu \cdot q_{lc_7} \cdot z_{12}' / l_{y_5};$$

$$C_8 = 2 \mu \cdot q_{lc_8} \cdot z_{10}' / l_{y_6}; \quad (q_{l_8} \approx q_{l_7});$$

$$C_9 = 2 \mu \cdot q_{lc_9} \cdot z_{11}' / l_{y_6}; \quad C_{10} = 2 \mu \cdot q_{lc_{10}} \cdot z_{11}' / l_{y_6}; \quad (q_{l_9} \approx q_{l_{10}});$$

(relație propusă)

$$C_{11} = q \cdot \mu \cdot q_{lc_{11}} \cdot \frac{z_{13}'}{l_{y_5}} \cdot \left(1 + \frac{l_{s_{11}}}{l_{5/6}} \right); \quad (q_{l_{11}} \approx q_{l_8}); \quad (5.15)$$

$$C_7'' = C_{7med5:6} = \mu \cdot q_{lc_7} \cdot (z_{10}' / l_{y_6} + z_{12}' / l_{y_5});$$

$$C_{11}' = C_{11med5:6} = \mu \cdot q_{lc_{11}} \cdot (z_{11}' / l_{y_6} + z_{13}' / l_{y_5}) \cdot (1 + l_{s_{11}} / l_{5/6});$$

$$C_D = C_{11}' - C_7''; \quad C_E = C_9 - C_7; \quad C_F = C_{10} - C_8; \quad C_G = C_9 - C_7;$$

$$C_{12} = 2 \cdot \mu \cdot q_{p_{12}} \cdot z_{14}' / l_{y_9}; \quad C_{13} = 2 \cdot \mu \cdot q_{p_{13}} \cdot z_{15}' / l_{y_9}; \quad C_{12}' = 2 \cdot \mu \cdot q_{p_{12}} \cdot z_{16}' / l_{y_8};$$

$$C_{13}' = 2 \mu \cdot q_{l_{13}} \cdot z_{17}' / l_{y_8}; \quad C_{12}'' = C_{12med8:9} = \mu \cdot q_{l_{12}} \cdot (z_{14}' / l_{y_9} + z_{16}' / l_{y_8});$$

$$C_{13}'' = C_{13med8:9} = \mu \cdot q_{l_{13}} \cdot (z_{15}' / l_{y_9} + z_{17}' / l_{y_8});$$

$$C_H = C_{12}'' + C_{13}''; \quad C_I = C_{12} + C_{13};$$

$$C_A' = C_A \cdot l_{y_1} / l_{y_9}; \quad C_B' = C_B \cdot l_{y_1} / l_{y_9}; \quad C_C' = C_C \cdot l_{y_6} / l_{y_9};$$

$$C_D' = C_D \cdot l_{y_6} / l_{y_9}; \quad C_E' = C_E \cdot l_{y_6} / l_{y_9};$$

$$C_F' = C_F \cdot l_{y_6} / l_{y_9}; \quad C_G' = C_G \cdot l_{y_6} / l_{y_9};$$

$$C_7 = C_A' - C_D'; \quad C_K = C_A' + C_H - C_D';$$

$$C_L = C_B' + C_I - C_E'; \quad C_M = C_I - C_C' - C_F';$$

$$C_N = C'_B + C_I - C'_G.$$

Prin această metodologie, problema s-a redus în final la calculul săgeții remanente pentru o bară de rigiditate constantă pe care se realizează o îmbinare sudată ce produce o curbura variabilă în trepte.

În practica industrială interesează săgeata remanentă într-un număr de 1 până la 3 secțiuni (în general) și anume acolo unde se impune verificarea contrasăgeții tehnologice la recepția subansamblului.

Spre exemplu, pentru grinzile principale ale macaralelor portal cu o consolă interesează valoarea contrasăgeții în două secțiuni și anume la capătul consolei și la mijlocul distanței dintre axele picioarelor. În figura 5.12 este prezentată o comparație calitativă între contrasăgeata cerută de proiect și săgeata remanentă la sudare.

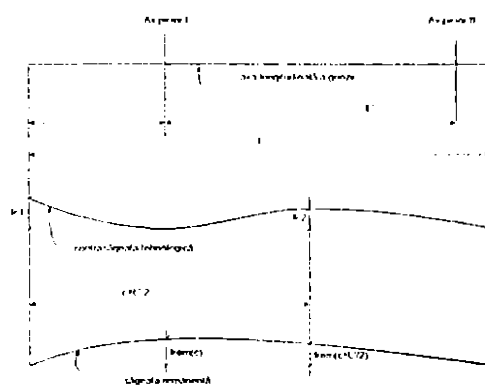


Fig. 5.12.

Cum, în lipsa unui calcul specializat care să evalueze deformația remanentă de încovoiere, debitarea inimilor chesonului se face în concordanță cu evoluția impusă săgeții tehnologice (la mașini cu comandă program), este evident că în cazul prezentat, ca de altfel în orice alt caz similar, nu există nici o șansă de a se evita lucrările suplimentare de redresare a grinzii.

B. Relațiile generate de calcul

Aplicând principiul suprapunerii efectelor forțelor, curbura unei grinzi sudate poate fi, în general, descompusă într-o serie de dreptunghiuri, ce pot fi considerate că acționează separat, ca în figura 5.13.

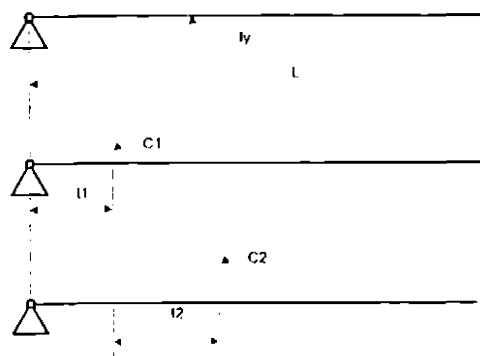


Fig. 5.13

Pentru simplificarea calculului săgeții remanente, cu metodologia prezentată la punctul 5.2.1.B, au fost stabilite o serie de relații generale pentru situațiile de larg interes.

Schemele statice de calcul tip și relațiile corespunzătoare sunt prezentate în tabelul 5.14.

Tab. 5.141

Nr. crt.	Schema statică de calcul	Relația de calcul	Nr. rel.
1		$f_x = \frac{C \cdot l \cdot (2a + l)}{2l} \cdot (L - x)$	(5.16)
2		$f_x = \frac{C \cdot l \cdot (2b + l)}{2L} \cdot x$	(5.17)
3		$f_x = \frac{C \cdot l \cdot (2b + l)}{2L} \cdot x - \frac{C(x - a)}{2}$	(5.18)
4		$f_{L/2} = \frac{C \cdot l^2}{4}$	(5.19)
5		$f_{L/2} = \frac{C \cdot l \cdot (2a + l)}{4}$	(5.20)
6		$f_{L/2} = \frac{C[2l(2b + l) - (L - 2a)^2]}{8}$	(5.21)

5.3. Aplicații diverse

5.3.1. Estimarea analitică a nivelului critic al tensiunilor remanente la sudare

Tensiunile remanente la sudare pot fi estimate analitic, conform [2.22], cu o relație de forma:

$$\sigma_{rem} = E \cdot \mu \cdot q_l \cdot \left[\frac{1}{A} \pm \frac{z \cdot z'}{I_y} \right] \quad (5.22),$$

unde z este distanța de la centrul de greutate al secțiunii transversale până la fibra în care se calculează valoarea tensiunii.

Această relație se poate scrie și sub forma:

$$\sigma_{rem} = E \cdot \left[\frac{\mu \cdot q_l}{A} \pm \mu \cdot q_l \cdot \frac{z'}{I_y} \cdot z \right] = E \left[\frac{\mu \cdot q_l}{A} \pm C \cdot z \right] \quad (5.23)$$

În relație se ia semnul + sau - după cum C și z au același semn sau semne diferite.

Tensiunea remanentă va fi maximă în fibra extremă a secțiunii și în zona de curbură maximă. Se găsește astfel o altă utilitate importantă pentru ridicarea diagramei de variație a curburii.

5.3.2. Selecția procedeeelor, tehnologiilor și a ordinii de sudare - exemplu de caz

Se consideră un stâlp marginal al unei hale industriale cu regim greu de funcționare, având soluția constructivă din figura 5.14.

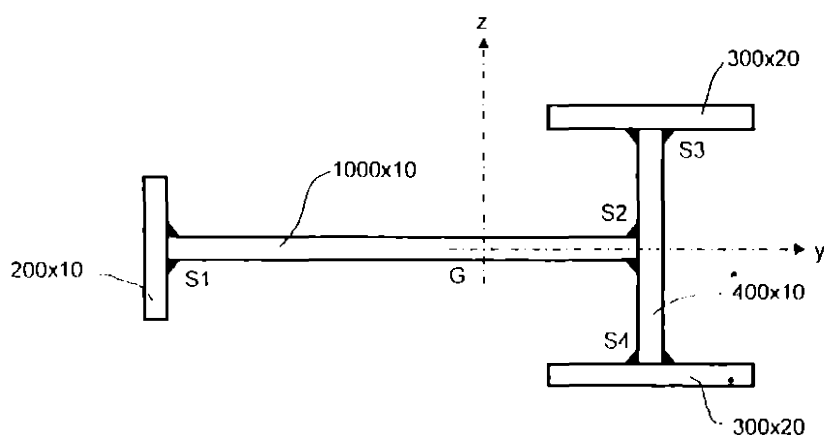


Fig. 5.14

Pentru realizarea celor patru îmbinări sudate (de lip bitateral) pot fi utilizate diverse procedee, tehnologii și ordini de sudare.

Din considerente de productivitate și economicitate sunt preferabile procedeele MAG și SF mecanizate, respectiv tehnologiile de sudare dintr-o singură trecere.

În tabelul 5.15 sunt prezentate patru tehnologii convenabile tehnico-economic pentru realizarea îmbinărilor în T, pe table (inimi) cu grosimea de 10 mm.

Tab. 5.15 - Tehnologii de sudare calculate

Parametri	Simbolizare tehnologie							
	T1		T2		T3		T4	
Tip rost								
Treceri la sudare	s	d	s	d	s	d	s _i	u
Procedeu	MAG spa		SF		MAG sha		MAG	
							sha	spa
d _a [mm]	1,2		4,0		1,2		1,2	
U _a [V]	32		36		17,5	18,5	18	31
I _a [A]	324		700		135	175	120	300
v _{ar} [m/min]	14		1,85		3,5	5	3	13
v _{tr} [cm/min]	29,3		41,7		26	25	28	33
MA	sârmă	SG2	S12Mn1		SG2 (S12MnSi)			
	gaz/flux	CORGON 18	FSM 37		CORGON 18 (82%Ar+18%CO ₂)			
η [%]	85		95		85			
q ₁ [J/cm]	18050		34450		4630	6600	3930	14370
A _{pr} [cm ²]	12,7		24,2		-			
m _{1,2}	1,13		1,07		-			
q _{lc} [J/cm]	20400		36860		6600		14370	

r - deschiderea rostului, s - slănga; d - dreapta; sr - suport la rădăcină
u - umplere, MA - material de adaos; (-) - aproximativ egal

Se poate considera ca varianță de comparație pentru ordinea de asamblare - sudare cea care constă în preasamblarea inițială a laturilor componentelor, urmată de realizarea îmbinărilor sudate cu un singur procedeu (MAG - din condiția de acces la sudurile S2, S3 și S4), în ordinea: S2, S1, S3, S4.

Caracteristicile geometrice de interes pentru eslimarea săgeții remanente în această variație sunt prezentate în figura 5.15.

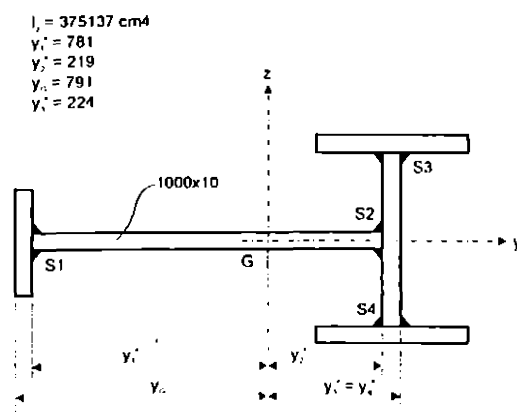


Fig. 5.15

În această situație, calculul săgeții remanente se realizează cu o relație de forma:

$$f_{yL/2} = |M| \cdot q_{IC} \cdot (y'_1 - y'_2 - 2y'_3) \cdot \frac{L^2}{8 \cdot I_z} \quad (5.24)$$

Considerând că loale sudurile se realizează cu aceeași tehnologie (pentru minimizarea operațiilor de reglaj a instalației de sudare) și pentru o lungime de stâlp $L = 20$ m, se obțin următoarele valori ale săgeții remanente: 2,6 mm pentru tehnologia T1; 0,9 mm pentru T3 și 1,9 mm pentru T4.

Rezultă că pentru această ordine de asamblare-sudare cu procedeul MAG nu apar probleme de asigurare a preciziei de execuție. Se va prefera desigur tehnologia T1 care este cel mai puțin pretențioasă referitor la pregătirea rostului de sudare.

Această variantă de lucru prezintă însă dezavantaje importante din punct de vedere al organizării fabricației și al productivității în condiții de producție de serie, și anume:

- nu pot fi organizate mai multe locuri de muncă paralele pentru realizarea simultană a mai multor suduri;

- sunt necesare numeroase manipulări (pentru poziționare) a unui ansamblu cu greutate mare;
- sudarea în condiții dificile de acces a patru cordoane din lotul de opt.

O variantă ce poate minimiza deficiențele menționate constă în realizarea în paralel a subansamblelor T(S1) și a I (S3 și S4), urmată de asamblarea acestora (S2). În plus se poate utiliza și procedeul SF la sudurile S1, S3 și S4, procedeu ce asigură productivitate și calitate superioară a sudurilor de rezistență.

Caracteristicile geometrice de interes pentru estimarea săgeții remanente în acest caz sunt prezentate în figura 5.16.

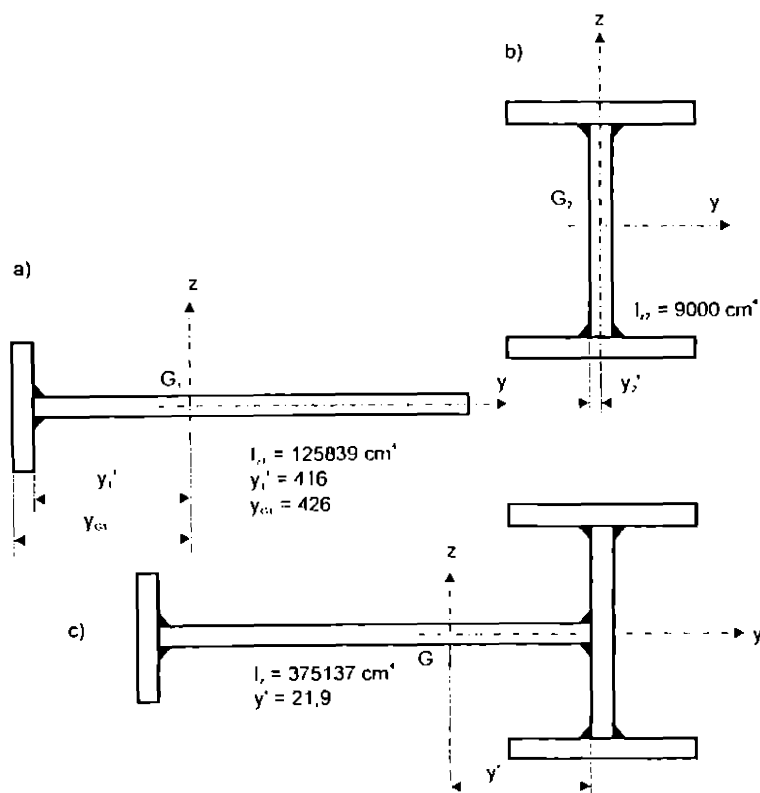


Fig. 5.16

Relațiile de calcul necesare sunt:

$$f_{y_1, L/2} = |\mu| \cdot q_{lc_1} \cdot \frac{y'_1}{l_{z_1}} \cdot \frac{L^2}{8}; \quad (5.25)$$

$$F_{y_2, L/2} = 2|\mu| \cdot [1 - (m_{1,2} - 1)] \cdot q_{lc_2} \cdot \frac{y'_2}{l_{z_2}} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (5.26)$$

$$f_{y_3, L/2} = -|\mu| \cdot q_{lc_3} \cdot \frac{y'_3}{l_{z_3}} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (5.27)$$

În tabelul 5.16 sunt prezentate valorile calculate pentru săgeata remanentă și patru variante de interpretare a rezultatelor globale.

Tab. 5.16

Structura	Tehnologia	f_y [mm]	Varianta de grupare a rezultatelor			
			V1	V2	V3	V4
Subansambul T ($f_{y_1, L/2}$)	T1	29	-	-	-	-
	T2	52	X	X	-	X
	T3	9	-	-	X	-
	T4	20	-	-	-	-
Subansambul I ($f_{y_2, L/2}$)	T1	8	-	-	X	X
	T2	15	X	-	-	-
	T3	3	-	X	-	-
	T4	6	-	-	-	-
Subansambul general ($f_{y_3, L/2}$)	T1	-5	X	-	X	X
	T3	-2	-	X	-	-
	T4	-3	-	-	-	-
$\sum_{i=1}^3 f_{y_i} \text{ [mm]}$			10*	-50**	-3	3*

* cu redresare parțială a subansamblului T

** cu redresare parțială a subansamblului I

Aceste variante reprezentative pentru combinațiile procedeu-tehnologie, pot fi caracterizate astfel:

- V₁: permite utilizarea procedurii SF la realizarea subansamblelor, dar reclamă o redresare de cca 37 mm a subansamblului T;

- V₂: reprezintă cea mai greșită opțiune posibilă din punct de vedere al preciziei de execuție;

- V₃: este varianta optimă pentru precizia de execuție în condiții de evitare a operațiilor de redresare, dar cu o pregătire mai pretențioasă a rostului la sudarea profilului T, dublată de un număr mai mare de reglaje a parametrilor tehnologici;

- V₄: este acceptabilă tehnico-economic, deoarece permite utilizarea procentului SF la execuția

sudurii S1, sudură solicitată puternic la întindere în exploatare.

5.4. Concluzii

1. Metoda Okerblom (Ok) permite estimarea cu bună precizie a săgeții remanente în cazul dispunerii continue, de la un capăt la celălalt, a unui cordon sudal dintr-un singur strat, pe bare de rigiditate constantă. Valorile obținute astfel sunt de cca. 2,3 ori mai mari decât cele estimate de Metoda Welding Handbook (WH) completată cu o metodă exactă de determinare a ariei cusăturii sudate;

2. În cazul sudării unor îmbinări de colț bilaterale, Metoda WH dă practic rezultate la fel de bune ca și Metoda Ok, dar este mult mai expeditivă;

3. Dacă îmbinarea sudată este de tip cap la cap, sunt valabile aprecierile menționate la punctul 1.;

4. Metoda Ok poate fi utilizată cu succes în evaluarea săgeții remanente a grinzilor în mărime naturală, cu condiția stăpânirii în limite cât mai strânse a parametrilor tehnologici primari și a abaterilor de formă și poziție a semifabricatelor și a subansamblurilor preasamblate pentru sudare;

5. Modelul de calcul propus pentru estimarea săgeții remanente a grinzilor de rigiditate variabilă poate fi sintetizat astfel: "Săgeata remanentă este cuantificată de momentul încovoietor pe grinda dreaptă de rigiditate constantă, încărcată cu o curbura variabilă, în conformitate cu variația expresiei

$$q_l \cdot z' / I_y .$$

Acest model de calcul a permis obținerea unor relații generale de calcul, ce permit rezolvarea mai expeditivă a unor situații particulare;

6. Metoda de calcul a săgeții remanente, generalizată pentru bare de rigiditate variabilă, poate fi utilizată direct și pentru:

- estimarea tensiunilor remanente la sudare;
- selecția procedurilor, tehnologiilor și a ordinea de sudare.

Capitolul 6

SINTEZA CONTRIBUȚIILOR PERSONALE

1. Succesiunea considerentelor de oportunitate:

În procesul complex al proiectării constructiv-tehnologice a structurilor sudate, precizia de execuție este o funcție obiectiv cu implicații distincte asupra proiectului constructiv, proiectului tehnologic și stabilirii schemei dispozitivelor de fabricație;

- toleranțele admise la realizarea structurilor sudate sunt relativ strânse, după cum relevă concordant atât standardele românești cât și cele promovate de Comunitatea Europeană în domeniu;

- elaborarea condițiilor de precizie geometrico-dimensională este considerată, inclusiv conform documentelor Institutului Internațional de Sudură, unul din principalii factori de calitate în tehnica sudării;

- în condiții normale de lucru (precizie suficientă a pieselor, ansamblurilor, parametrilor tehnologici primari și control interfazic eficient) influența hotărâtoare asupra preciziei de execuție a structurilor metalice după sudare o au deformațiile remanente;

- toate tipurile de deformații se produc ca o consecință a excentrităților forțelor de contracție transversală și longitudinală din îmbinarea sudată față de centrul de greutate al ansamblului, sau ca o consecință directă a acestora (contractia longitudinală);

- contractia longitudinală poate fi estimată principial similar cu cea transversală;

- contractia transversală este în general mai mare decât cea longitudinală datorită rigidității mai reduse a ansamblului pe direcția ei și ca urmare, pentru compararea metodelor de calcul analitic a deformațiilor remanente, edificatoare este compararea relațiilor propuse pentru estimarea contracției transversale la sudare.

2. Analiza relațiilor de estimare analitică a contracției transversale la sudare.

Au fost investigate relațiile de referință în domeniu, dintre cele semnalate de literatura de specialitate, și anume, cele propuse de Malisius, Spraragen și Ettinger, Kihara și Masubuchi, Okerblom, Watanabe și Satoh, Capel, Guiaux și cea propusă în *Welding Handbook* ediția 1987 (cu toate că nu mai apare în ediția următoare).

Analiza comparativă a acestor relații a impus alegerea celei propuse de Okerblom ca bază de referință pentru cercetările propuse, din următoarele considerente:

- este singura formulă ce ia în considerare toți factorii de influență esențiali (material, parametri tehnologici primari, rigiditate);

- autorul a adus și o serie de contribuții la calculul celorlalte tipuri de deformații (săgeată, deformație unghiulară) în tratare principal unitară, bazată pe o cercetare științifică fundamentală de anvergură.

3. Analiza Metodei Okerblom de determinare a deformațiilor remanente la sudare.

Prezentarea metodei a fost considerată utilă deoarece aceasta nu se găsește în literatura de specialitate decât în limba rusă și nici referirile bibliografice, altfel destul de dese, nu fac

comentarii de substanță asupra ei.

A fost realizată cu această ocazie o sinteză a ipotezelor simplificatoare ce limitează aplicabilitatea relațiilor pentru calculul săgeții și contracției remanente, dintre care cele mai importante sunt:

- elementul de structură considerat este bara dreaptă de rigiditate constantă, a cărei rezemare permite deformații libere;
- materialul de bază poate fi un oțel de construcție de uz general sau un oțel austenitic, iar sudarea se realizează prin topire cu arcul electric;
- energia introdusă la sudare este constantă pe toată lungimea barei;
- se acceptă generalizarea rezultatelor obținute pentru cazul particular al depunerii prin sudare.

Dincolo de aceste ipoteze, unele foarte restrictive, metoda a fost completată cu câteva deschideri încurajatoare pentru continuarea cercelărilor pe baza ei, și anume:

- relația de calcul a contracției la sudare a fost particularizată pentru cazul sudării cap la cap în multe treceri a tablelor groase, cu pregătirea rostului în V;
- relația de calcul a săgeții remanente a fost generalizată din punct de vedere leoretic pentru situația când sudarea se realizează cu energie liniară variabilă după o lege oarecare;
- relațiile de calcul au fost particularizate și pentru cazul sudurilor de colț bilaterale simetrice, ca și în cazul sudării nervurilor de rigidizare transversale.

4. Definirea esenței demersurilor proprii de cercetare în domeniu.

În acest scop și în completarea elementelor prezentate la punctul 1, pot fi menționate următoarele motivații importante:

- precizia de execuție este afectată negativ, în mod sistematic, de lipsa unei exigențe ferme și consecvente în faza de confecționare a semifabricatelor, realizându-se astfel o tentanță dar aparentă economie de manoperă în această etapă;
- dacă, și mai grav, corecțiile necesare în faza de preasamblare sunt amânate după realizarea operațiilor de sudare, sunt puse sub semnul întrebării nu numai eficiența economică, ci și posibilitatea asigurării preciziei de execuție necesare;
- corecții aplicabile numai în faza finală de execuție sunt în general forțate afectând negativ fiabilitatea și siguranța în exploatare;
- neîncrederea ce se manifestă cvasigeneral în calculele specializate are următoarele cauze:

- metodele de calcul disponibile nu pot fi aplicate cu succes facil nici măcar în cazul structurilor cu un nivel redus de complexitate;
- chiar în situații foarte simple rezultă frecvent abateri mari între rezultatele experimentale și analitice, în special din cauzele prezentate la primele două aliniate.

Având în vedere toate acestea, autorul și-a propus să contribuie la rezolvarea următoarelor probleme de interes în domeniu:

- clarificarea incidenței diferiților factori (inclusiv perturbatori) asupra preciziei determinărilor analitice;
- realizarea unui model de calcul a contracției transversale, valabil și pentru sudarea în mai multe treceri în rost prelucrat;
- realizarea unui model de calcul a săgeților remanente la sudarea elementelor de structură de rigiditate variabilă (situație de cvasigeneral interes practic);

Observație importantă: chiar și elementele de structură de rigiditate constantă, în faza finală de produs, trec uzual, în procesul de fabricație, prin situații efective de elemente cu rigiditate variabilă, în diferitele etape de preasamblare - sudare;

- oferirea în ultimă analiză a unui criteriu tehnic de selecție a procedeelor, tehnologiilor și a ordinii de sudare, care să permită optimizarea execuției structurilor sudate din punct de vedere a preciziei acestora.

5. Analiza aprofundată a factorilor ce influențează producerea deformațiilor remanente

Acești factori sunt clasificați în patru grupe: însușirile și caracteristicile metalului de bază, concepția structurii sudate, procedeele și tehnologiile de sudare și factorii perturbatori. Ultima grupă de factori este propusă de autor și cuprinde reproductibilitatea parametrilor tehnologici primari și precizia semifabricalelor și a preasambllării.

Pentru primele trei grupe de factori rezultatele obținute sunt în concordanță, din punct de vedere calitativ cu aprecierile și observațiile consemnate în literatura de specialitate și vin să întărească încrederea în bazele metodei de calcul.

Pentru grupa factorilor perturbatori s-a realizat un studiu de caz, ce a urmărit evidențierea influenței lor asupra deformației de încovoiere oblică a barelor cu secțiune T din table sudate.

În prima etapă s-a realizat evaluarea incidenței acestor factori prin calcul manual în cele mai frecvente situații de interes practic: abateri de pregătire și preasamblare, abateri de la valoarea prescrisă a parametrilor tehnologici și supradimensionarea îmbinărilor sudate.

Rezultatele și experiența astfel dobândită au permis, într-o a doua etapă, punerea la punct a unui studiu mai extins realizat prin calcul automat. Acesta a ocazionat propunerea a 40 de relații pentru stabilirea poziției centrului de greutate a diverselor tipuri de îmbinări sudate, calculul energiei liniare la realizarea sudurilor bilaterale, respectiv a ariei plasfiate și a săgeților remanente (rel. (3.11)... (3.22), (3.26)... (3.54)).

Cele mai importante constatări, desprinse din analiza a 2315 combinații distincte procedeu (ros) combinație de grosimi de table, (abateri de formă și poziție) sunt:

- abaterile de pregătire și preasamblare, chiar în limitele admise de norme, pot influența precizia estimărilor analitice;
- abaterile de la valorile parametrilor tehnologici primari nu influențează semnificativ rezultatele, dacă aceste abateri se situează în limitele normale.

6. Realizarea unei serii de contribuții punctuale la interpretarea și extinderea aplicațiilor metodei de calcul, cum sunt:

- modelarea matematică a coeficientului de material μ (pag. 33);
- studiul posibilității practice ca $\mu \neq \text{constant}$ (pag. 34);
- particularizarea relațiilor de calcul în cazul sudurilor de colț bilaterale asimetrice (pag. 39);
- modelarea matematică a variației coeficientului de material μ' (pag. 41);
- exemplu complex de aplicare a metodei de calcul (pag. 42).

7. Realizarea unui program de cercetări experimentale privind contracția la sudare (pag. 77).

În acest scop au fost puse la punct următoarele facilități:

- stand de sudare adecvat, ce cuprinde:
 - masă de sudare cu cale de rulare;
 - cărucior de sudare dotat cu vitezometru performant;
 - instalație de sudare (ARISTO 500) ce permite programarea și menținerea parametrilor tehnologici cu mare precizie;

- metodă precisă de măsurare a contracției, adecvată utilizării unui deformetru, cu precizia de 10^{-2} mm, ca instrument de măsurare a contracției;

- adaptarea metodei de prelucrare statistică a rezultatelor pentru calculul automat.

Primul experiment a urmărit determinarea contracției transversale la depunerea unui cordon de sudură pe o placă, cu utilizarea unor energii liniare diferite. Au fost utilizate 20 de epruvete, realizându-se un număr de 60 de determinări experimentale. Aceste valori au fost prelucrate statistic și comparate cu rezultatele date de trei metode de calcul.

În cadrul celui de-al doilea experiment s-a realizat sudarea în 6 treceri a lătelor cu rost în V, utilizând 5 epruvete și efectuând alte 60 determinări ale contracției apărute după fiecare strat de sudură. S-a observat cu această ocazie că la sudarea rădăcinii contracția este maximă și ea scade după straturile următoare. Au fost utilizate comparativ patru metode analitice, constatându-se că Metoda Okerblom, valabilă în cazul depunerii prin sudare, dă rezultate mult diferite de cele obținute experimental.

Cel de-al treilea experiment a fost dedicat sudării în rost X simetric. Pentru cele 5 epruvete utilizate s-au obținut tot 60 de valori efective ale contracției, înregistrate după fiecare din cele 8 straturi de sudură, realizate printr-un număr de 12 treceri. A rezultat un nivel de încredere deosebit în datele experimentale (o singură valoare eliminată prin prelucrare statistică). Compararea dintre valorile obținute cu metodele analitice și cele determinate experimental, confirmă aprecierile făcute pentru sudarea în rost V.

8. Realizarea unui model de calcul a contracției transversale la sudarea în mai multe treceri (pag. 84)

Într-o primă analiză, prin raportarea la baza de date obținută experimental, se propune generalizarea metodicii de calcul cu ajutorul unei relații (rel. 4.2) ce ia în considerare suplimentar numărul de straturi la sudare și forma rostului. Abaterile rezultatelor experimentale obținute, pentru contracția după realizarea fiecărui strat, confirmă observațiile făcute de Kihara și Masubuchi (pag. 21) potrivit cărora ultima trecere produce o contracție net inferioară primelor.

În continuare se avansează și se verifică analitic ipoteza proprie, conform căreia, la sudarea rădăcinii, peste contracția la sudare propriu-zisă se suprapune și efectul de închidere a rostului. Verificarea analitică s-a bazat pe o schematizare de calcul adecvată și pe relația lui Nikolaev de determinare a forței de contracție.

Pentru modelarea matematică a evoluției contracției transversale la sudarea trecerilor depuse peste stratul de rădăcină am pornit de la ipoteza potrivit căreia, după depunerea fiecărui strat, contracția produsă este proporțională cu aria plastifiată de acesta.

La concretizarea modelului de calcul a fost necesară introducerea următoarelor noțiuni:

- coeficientul de umplere a rostului la sudare în mai multe straturi;
- funcție de proporționalitate contracție-arie plastifiată;
- număr de straturi depuse unilateral sau bilateral la sudare;
- număr de treceri la realizarea unui strat depus;
- înălțimea (grosimea) totală a sudurii după realizarea fiecărui strat.

Modelul acesta, ce a presupus elaborarea a 9 relații noi de calcul ((4.2)... (4.4), (4.10), (4.13), (4.14) ... (4.17)), este lăptos iterativ. Aceasta a permis obținerea unei scheme logice performante pentru implementarea calculului automat.

Abaterile valorilor contracției între straturi, respectiv a contracției finale, determinate analitic, față de valorile determinate experimental, se înscriu de asemenea în limite acceptabile (tab. 4.15 și 4.16). Ca urmare, modelul de calcul își poate găsi aplicabilitatea în etapa de punere la punct a tehnologiilor de sudare pentru subsambele la care se impune o precizie

deosebită în execuție.

În cazul sudurilor de lungime mare, care necesită mai multe suduri de prindere provizorie, în schema logică din fig. 4.21 se modifică doar relația pentru calculul contracției din închiderea rostului (Δr). Se consideră în această situație deformația de săgeată a grinzii drepte pe mai multe reazeme, încărcată cu o sarcină uniform distribuită.

9. Realizarea unui program de cercetări analitico-experimentale privind săgeata remanentă la sudarea grinzilor de rigiditate constantă (pag. 99), caracterizat prin următoarele elemente:

- realizarea a 3 dispozitive specializate de măsurare a deformației de săgeată (fig. 5.2, 5.3 și 5.5);

- propunerea unei metode alternative de calcul, prin completarea Metodei Welding Handbook cu o metodă performantă de determinare a ariei cusăturii în funcție de energia liniară la sudare (relațiile (5.2)... (5.5));

- determinarea experimentală a evoluției deformației de săgeată în timpul sudării și post-sudare, în condiții de laborator, pentru un număr de 6 epruvete, în cazul depunerii prin sudare (cca. 90 de determinări) și 5 epruvele în cazul sudării în rost (cca. 260 de determinări); la acestea se adaugă numeroase alte determinări în timp real a intensității curentului și lensiunii arcului la sudare;

- realizarea unui experiment în mărime naturală pentru subansamblul "lonjeron central" din componența vagoanelor de transport cereale.

Cercetările efectuate cu această ocazie au demonstrat, pe de o parte posibilitățile reale de estimare analitică a săgeții remanente la sudarea barelor de rigiditate constantă, iar pe de altă parte au evidențiat importanța slăbînirii în limite cât mai strânse a factorilor perturbatori atât pentru asigurarea preciziei de execuție, cât și pentru încrederea în calculele specializate.

10. Realizarea unei serii de cercetări privind săgeata remanentă la sudarea grinzilor de rigiditate variabilă (pag. 111).

La baza acestora stau următoarele contribuții esențiale:

- avansarea și verificarea unei ipoteze de calcul specifice, potrivit căreia la sudarea barelor cu secțiuni I și II, având înălțimea inimii liniar variabilă, raportul dintre excentricitatea îmbinării sudale și momentul de inerție axial variază, cu o bună aproximație, tot liniar;

* observație importantă: la realizarea structurilor sudale de rezistență subansamblele de tip bară dreaptă dețin ponderea (a se vedea primul capitol), iar soluțiile constructive I și II sunt preferate datorită avantajelor tehnico-economice pe care le asigură (capacitate porțană ridicată în condiții de economie de oțel și execuție simplă, cu posibilități optime de mecanizare și chiar robotizare a operațiilor tehnologice)

- fundamentarea metodologiei de stabilire a relațiilor de calcul a săgeții remanente pe baza principiului: "săgeata remanentă la sudarea unei grinzi de rigiditate variabilă este dată de momentul încovoietor pe grinda conjugată de rigiditate constantă, încărcată cu o curbură variabilă, definită de evoluția excentricității îmbinării (z') și a momentului de inerție axial al secțiunii transversale (J_y)".

În primă analiză a fost rezolvat cazul sudării continue de la un capăt la altul, cu energie liniară constantă a barelor la care raportul z'/I_y variază aproximativ liniar.

Dar în practica industrială, interesează și alte situații de calcul ce pot apărea în succesiunea operațiilor de preasamblare-sudare.

Pentru a decela aceste situații, a fost realizat un studiu de caz pentru un subansamblu

de complexitate pesle medie, și anume grinda principală (cheson asimetric) a unei macarale portul monogridă cu o consolă. Proiectul de execuție impune aici o succesiune complexă de variație a rigidității grinzii în procesul de fabricație, mai precis un număr de 7 situații distincte în care se realizează diferite îmbinări sudate pe o grindă de rigiditate variabilă (fig. 5.11).

Aplicând principiul suprapunerii efectelor forțelor s-a obținut în final o schemă statică de calcul a săgeții remanente, constând dintr-o grindă de rigiditate constantă, încărcată cu o curbă variabilă în 5 trepte.

S-a constatat astfel că, în general, curbura produsă la sudare poate fi descompusă într-o serie de distribuții de formă dreptunghiulară, având diferite dimensiuni și dispuneri pe o grindă conjugată de rigiditate constantă.

Pe baza studiului efectuat au fost decelate un număr de 6 situații de interes general. Acestea au fost rezolvate individual, stabilindu-se relațiile pentru calculul săgeții remanente pe care o produce fiecare în parte.

Generalizând, se poate afirma că la sudarea oricărei grinzi de rigiditate variabilă se poate stabili, prin calcule relativ specializate, o schemă statică simplă, pentru calcul săgeții remanente, cu utilizarea expeditivă a unor relații de acum disponibile.

Utilitatea unui astfel de demers este evidentă, cel puțin în cazul produselor de serie. Iată doar un exemplu: de zeci de ani se produc mii de poduri rulante și macarale diverse în soluție constructivă cu inimă plină; la toate acestea, una din principalele cerințe calitative este asigurarea contrasăgeții sau a contrasăgeților constructive impuse, deoarece influențează hotărâtor funcționalitatea și fiabilitatea; ce se întâmplă de fapt?; debitarea inimilor grinzilor se realizează conform cu traseul contrasăgeții nominale (impuse de proiect); dar orice studiu de caz (cum este și cel prezentat în lucrare) demonstrează că în aceste condiții nu există nici o șansă de evitare a unor costisitoare lucrări de redresare post-sudare.

Punerea la punct a acestui model de calcul presupune utilizarea a 20 de relații specializate, dintre care 11 originale ((5.8)... (5.10), (5.14)... (5.21)).

11. Oportunități și deschideri pentru continuarea cercetărilor în domeniu și realizarea de noi aplicații tehnice:

a) Minimizarea adaosurilor de debitare la realizarea structurilor complexe (a se vedea studiul de caz de la pag. 42) prin controlul deformației generale de contracție la sudare și/sau controlul tensiunilor reactive din împiedicarea (totală sau parțială) a producerii libere a acestora;

b) Conștientizarea faptului că respectarea disciplinei tehnologice, inclusiv asigurarea unui control strict al factorilor perturbatori, influențează consistent precizia dimensională, cu consolidarea implicită a statutului inginerului sudor în lucrările de fabricație.

c) Corecții importante în proiectarea dispozitivelor pentru sudare, având în vedere, cel puțin faptul că deformația de încovoiere în timpul sudării este net superioară ca amplitudine și de sens contrar celei remanente (a se vedea fig. 5.5);

d) Optimizarea lucrărilor de debitare a inimilor grinzilor cu inimă plină, la care există sau nu prescripții privind contrasăgeala constructivă, pe considerentul că valorile nominale ale acestora nu constituie date de intrare în proces, ci rezultate finale, optenabile numai după sudare;

e) Selecția procedeelor, tehnologiilor și a ordinii de sudare pentru asigurarea, cu minim de efort tehnico-economic, a preciziei de execuție. Se impune aici conștientizarea faptului că procedeele și tehnologiile de sudare cele mai productive nu sunt neapărat și cele mai indicate în contextul cerințelor globale de fabricație (a se vedea exemplul complex de

la pag. 124);

f) Estimarea analitică, cu mai bună precizie, a nivelului critic al tensiunilor remanente la sudare, prin utilizarea directă a distribuției curburii pe deschiderea grinzii (pag. 123);

g) Bază de plecare pentru cercetări aplicative în câteva direcții de certă perspectivă:

- deformații și tensiuni remanente la sudarea sub sarcină;

- deformații și tensiuni remanente la sudarea în secvențe scurte (pas de pelerii), sau în secvențe mai lungi, realizate în succesiuni și direcții de sudare diverse;

- cuantificarea cantitativă a efectului tratamentelor termice de detensionare, generală sau locală, asupra reducerii și redistribuirii stării generale de tensiuni și deformații remanente;

- reconsiderarea problematicii tensiunilor remanente la sudare în contextul stării generale de eforturi ce se dezvoltă în structura sudată supusă sarcinilor utile, cu utilizarea acestora ca sursă suplimentară pentru o dimensionare economică.

Bibliografie

- pe capitole -

INTRODUCERE

1. Avram, I., Grabovsky, R. - Prevenirea deformațiilor și îndreptarea ansamblelor sudate. Comunicările celei de-a V-a Conferințe de sudură și încercări de metale, Timișoara, 1965.
2. Azimov, B.K. ș.a. - Influența rigidizării construcțiilor și a energiei liniare la sudare asupra forței de contracție (țrad). Svarocinoe proizvodstvo, nr. 2/1973.
3. Dehelean, D. Tehnologia sudării prin lopire, vol. I. Litografia U.T.T., Timișoara, 1994.
4. Faerman, A.I., Reazanov, A.N. - Analiza economică a variantelor procedeeleor de înlăturare a deformațiilor de sudare (țrad). Svarocinoe proizvodstvo, nr. 9/1961.
5. Masubuchi, K. Research activities examine residual stresses and distortion in welded structures. Welding Journal, december 1991.
6. Miclosi, V. ș.a. - Bazele proceselor de sudare. EDP, București, 1982.
7. Newmann, A., Robenack, K.-D. - Verformungen und Spanungen beim Schweißen. VEB Verlag Technik, Berlin, 1978.
8. Okerblom, N.O. - Proiectarea constructiv-tehnologică a construcțiilor sudate - traducere din limba rusă. IDT, București, 1965.
9. Okerblom, N.O. - Svarocinie deformții; napreajenia. Mașghiz, Moscova, 1948.
10. Șarlău, C. - Proiectarea mașinilor, utilajelor și construcțiilor sudate, vol. 1. Litografia IPTVT, Timișoara, 1983.
11. Zgură, G. ș.a. - Tehnologia sudării prin lopire. EDP, București, 1983.
12. *** - Welding Handbook, Volume One. American Welding Society, Miami, 1987.

CAPITOLUL 1

1. Băncilă, R. - Calculul îmbinărilor sudate. Curs European Welding Engineer, ISIM Timișoara, 1995;
2. Băncilă, R. - Noțiuni de statica construcțiilor. Curs BWE, ISIM Timișoara, 1995;
3. Bob, C. Verificarea calității, siguranței și durabilității construcțiilor. Ed. Facla, Timișoara, 1989;
4. Bondariuc, V., Băncilă, R. Poduri metalice. Lito IPTVT, Timișoara, 1983;
5. Brodka, J., Lubinski, M. Construcții metalice ușoare. Ed. Tehnică, București, 1971;
6. Bucă, I., ș.a. - Poduri metalice. EDP, București, 1981;
7. CS-CM-80. Instalații de ridicat - Construcția metalică - Caiet de sarcini lip;
8. Dalban, C., ș.a. - Construcții metalice. IP "Otlenia", Craiova, 1983;
9. Dehetean, P. - Cercul pentru Încurajarea sudurii precursor al Asociației de Sudură din România. Sudura, nr. 1/1991;
10. DIN 8570/1 - 74 - Freimastoleranzen fur Schweiskonstruktione - Lagenmase und Winkel;
11. Dumitru, R., Dietrich, M. - Tehnologia sudării electrice, vol. II. Lito IPTVT, Timișoara, 1980;
12. ELIR 8849 - Eurocode 3: Gemeinsame einheitliche Regeln fur Stahlbauten;

13. Ganea, E. Tehnologia construcției cazanelor de abur EDP, București, 1963;
14. Ivancenco, A. - Principii constructiv tehnologice la proiectarea și realizarea construcțiilor sudate. Cursuri de perfecționare în domeniul sudării, vol. 9, Lilo IPTVT, Timișoara, 1972;
15. Mateescu, D. - Construcții metalice speciale. Ed. Tehnică, București, 1956;
16. Mateescu, D., Ivan, M. - Conducte metalice circulare de diametru mare. Ed. Tehnică, București, 1985.
17. Mocanu, D.R., Safta, V. ș.a. - Încercarea materialelor, vol. 3. Ed. Tehnică, București, 1986;
18. P22-311/7/92. Eurocode 3: Calcul des structures en acier - Regles generales et regles pour les bâtiments;
19. Popescu, V., ș.a. - Calitatea și siguranța construcțiilor. Ed. Tehnică, București, 1987;
20. Popescu, V. - Construcții metalice industriale. Ed. Tehnică, București, 1977;
21. pr. EN 33920/1-94 - General tolerances for welded constructions - Dimensions for lengths and angles;
22. pr. EN 33920/2-94 - Welding - General tolerances for welded constructions - Shape and position;
23. Safta, V., Miloș, L. - Pregătirea specialiștilor sudori la Institutul Politehnic Timișoara. Sudura, nr. 1/1981;
24. Safta, V. - Controlul îmbinărilor și produselor sudate, vol. 1. Ed. Facta, Timișoara, 1984;
25. Safta, V., ș.a. - Încercări de material în contextul creșterii calității produselor. Sudură și încercări de materiale, nr. 1/1980.
26. Safta, V. - Încercări nedistructive. Curs EWM, ISIM Timișoara, 1995;
27. Safta, V., ș.a. - Structuri sudate industriale - Lucrări de laborator. Lilo IPTVT, Timișoara, 1987;
28. Sălăgean, T. Tehnologia procedeelor de sudare cu arc. Ed. Tehnică, București, 1985;
29. STAS 767/0-77. Construcții din oțel - condiții tehnice generale de calitate;
30. STAS 11694-83. Abateri limită pentru dimensiuni fără indicații de toleranță la elemente de construcții metalice sudate;
31. STAS 9101-77. Abateri limită la dimensiunile fără indicații de toleranță ale îmbinărilor din oțel sudate prin topire;
32. Strelețki, N.S., ș.a. - Construcții metalice, vol. 1 și 2. Editura de stat pentru arhitectură și construcții, București, 1954;
33. Șarlău, C. - Mașini și construcții sudate, partea I și II. Lilo IPTVT, Timișoara, 1977;
34. *** - Manual of Steel Construction. American Institute of Steel Construction, Chicago, 1989;
35. *** - Caiet de sarcini tip pentru instalații de ridicat și transportat. CIUEMMR, Timișoara, 1989;

CAPITOLUL 2

1. Dumbravă, D., Șarlău, C. Proiectarea mașinilor, utilajelor și construcțiilor sudate - lucrări de laborator. Lilo IPT, 1992;
2. Dumbravă, D, ș.a. - Dependența deformațiilor remanente la sudare de raportul dintre energia liniară și secțiunea elementului sudat. Sesiunea de comunicări științifice a Universității "Ovidius", Constanța, 1991;

3. Dumbravă, D., ș.a. - Berechnung des Dschumpfungs und biegeverformunges - restes beim schweissen. *Butelinul Științific al IPTV Timișoara*, 1990;
4. Fadeev, I.S. - Delerminarea parametrilor de bază ai încovoierii elastice și ai preîncălzirii pentru compensarea curburii grinzelor sudate (trad. din limba rusă).
5. Faria, L. - Juntas soldadas elasticamente solicitadas em estruturas de aço. *Curso do Insitudo Superior Tehnico, Lisabona*, 1984;
6. Fernandes, A.A. Previso e controle de deformagoes em construcoes soldados. *Tensoes Residuasis. Curso de engeharia de soldadura*, vol. 1 ISQ Lisabona, 1985;
7. Fletscher, M.J. - Distorsion in elektronbeam Welding and Metal Fabr. nr. 39/1971;
8. Goglio, L., Gola, M.M. - Il ritiro nei giunli saldali testa a lesa: misura e previsione. *Revista Italiana della Soldatura*, nr. 1/1993;
9. Ianke, F. Schrumpverhalten - supertrawler - seitensektionen. Diss. TH "Otto von Guericke", Magdeburg, 1973;
10. Machnenko, W.I., Beyer, M. Teoretische und experimemtelle unter suchangen von beim schweissen von Iragern. *Schweisstechnik*, nr. 25/1975;
11. Malsius, R. Schrumpfungen, spannungen und risse beim schweissen DVS, Dusseldorf, 1960;
12. Masubuchi, K. *Analysis of Welded structures* Pergamon Press, New York, 1980;
13. Matling, A., Wolf, H. - Zum elektrodeneinflus auf die schweisschrumpfung. *Schweissen und Schneiden*, nr. 3/1961;
14. Mazilu, P. - *Statica construcțiilor*, vol. II. Ed. Tehnică, București, 1980;
15. Muller, R. - Einflus der blechbreite auf sweisspannungen und schrumpfungen an unlegierten und Cr-Ni-legierten stahl. *Schweisstechnik*, nr. 16/1966;
16. Naumann, M. Beitrag zur bestimmung makroskopischer sweisverformungen in folge langsschrumpfung. Diss. TH Karl-Marx-Stadt, 1973;
17. Nădășanu, S., ș.a.- Încercări și analiza de metale. Ed. Tehnică, București, 1956;
18. Nikolaev, G.A. - *Conslucții sudate*. Ed. Tehnică, București, 1955;
19. Okerblom, N.O. - *Rasciet deformații metallo-construkții prin svarke*, Mașghiz, Moscova, 1955;
20. Okerblom, N.O. - *The calculatin of deformation of welded metal structures*. Her Majesty's Stationery Office, London, 1958;
21. Pflug, H. Verwerfungen beim schweissen insbesondere mit liefeinbrand-elektroden, nr. 8/1956;
22. Popovici, V.ș.a. - *Ghidul lucrărilor de sudare, tăiere, lipire*. Ed. "Scirsul Românesc", Craiova, 1984;
23. Richter, E., Georgi, G. Nahlguerschnitt und schrumpfung. *Zig-Milt*, nr. 2/1970;
24. Rikalın, N.N. - *Rasceļi teplovih āretesov pri svarke*. Mașghiz, Moscova, 1951;
25. Robenach, K.-D. Beitrag zur bestimmung der seaktionsspannungen infolge schweisschrumpfung an eingespanuten stabartigen bauteilen in abhangigkeil von enspannlage, einspanngrad und zugefuhrter warmeenergie. Diss. Hochschule fur Archilektur und Bauwesen, Weimar, 1970;
26. Safonnikov, A.N. - *Elektroschlackeschweissen austenitischer stahle*. *Schweisstechnik*, nr. 22/1972;
27. Sălăgean, T. - *Tehnologia sudării metalelor cu arcul electric*. Ed. tehnică, București, 1986;
28. Schleicher, F. *Taschenbuch fur bauingenieurwesen*, Bd. 1; 2 Aufl. Springer - Verlag, Berlin, 1955.
29. Schmidt, R. *Deformalfonsunlersuchungen a schweissteilen*. Diss. TH "Otto von Guericke", Magdeburg, 1970;

30. Schultz, E. Teoretische und experimentelle untersuchungen der strunpfschweissen von platten. Diss. Wilhelm-Pieck-Universitat, Rostock, 1972;
31. Tatsukawa, I. Oda, I. - Distortions and residual stresses in arc welding. Transactions of J.W.S., vol. 3, Nr. 2, September 1972;
32. Wollny, F. - Schweisertaschenbuch. VEB verlag Technik, Berlin, 1966;
33. Yoshiaki, A. - Grundlegende untersuchungen des verzuges der schweisnacht einer scheibenformigen verbindung beim elektronenstrahlschweissen. IIW Doc, IV, September, 1973.

CAPITOLUL 3

1. Berinde, V. - Agenda sudorului. Ed. Tehnică, București, 1984;
2. Bonța, A., Giurgeu, M. - Cercetări privind precizia de execuție a barelor cu profil compus din labe sudate - proiect de diplomă; cond. șt. Safta, V. și Dumbravă, D. IPTVT, Catedra UTS, Timișoara, 1988.
3. Buzdugan, G. - Rezistența materialelor. Ed. tehnică, București, 1974;
4. Costea, V. ș.a. - Instalații industriale - tehnologie și montaj, vol. 1. Lito UTC, Cluj-Napoca, 1993;
5. Dumbravă, D. - Tensiuni și deformații remanente la sudare. Curs EWE, ISIM Timișoara, 1997;
6. Dumbravă, D. ș.a. - Proiectarea structurilor sudate asistată de calculator. Lito. UPT, Timișoara, 1995;
7. Dumbravă, D. - Proiectarea structurilor sudate încărcate dinamic. Curs EWE, ISIM Timișoara, 1997;
8. Dumitraș, ș.a. - Culegere de probleme pentru proiectarea mașinilor, utilajelor și construcțiilor sudate. CMCIPB, București, 1986;
9. Fluture, E., ș.a. - Îndreptar pentru construcții metalice. Ed. Tehnică, București, 1964;
10. Ionescu, G. - Tehnologia construcțiilor sudate. Ed. de Stat Didactică și Pedagogică, București, 1962;
11. Mateescu, D. ș.a. - Construcții metalice - Calculul și proiectarea elementelor din oțel. Ed. Tehnică, București, 1980;
12. Mateescu, D. ș.a. - Calculul structurilor sudate, partea II, Lito. IPTVT, Timișoara, 1975;
13. Mitelea, I., Budău, V. - Materiale și tratamente pentru structuri sudate. Ed. de Vest, Timișoara, 1992;
14. Nanu, A. - Tehnologia materialelor, EDP, București, 1977;
15. Neumann, A. - Schweistechnisches handbuch fur Konstrukture, Teil 1. VEB verlag Technik, Berlin, 1978;
16. Nicoară, L. - Din experiența uzinelor pentru combaterea tensiunilor și a deformațiilor datorită sudării, la construcții din oțeluri aliate și placate - Cursuri de perfecționare în domeniul sudării, vol. 8. Lito. IPTVT, Timișoara, 1971;
17. Nicolau, M. - Contribuții la determinarea stării de deformații și tensiuni remanente în îmbinările sudate. Lucrările simpozionului "Rezistența îmbinărilor sudate", vol. I, Iași, sept. 1973;
18. Popa, N. - Din experiența întreprinderilor privind combaterea deformațiilor și a tensiunilor din construcții metalice sudate - Cursuri de perfecționare în domeniul sudării, vol. 8. Lito. IPTVT, Timișoara, 1971;
19. Posea, N. ș.a. - Rezistența materialelor - probleme. Ed. Științifică și Enciclopedică, București, 1986;
20. Safta, V. - Controlul îmbinărilor și produselor sudate, vol. II. Ed. Facla, Timișoara,

1986;

21. Sălăgean, T. - Sudarea cu arcul electric. Ed. Facta, Timisoara, 1977;
22. Strătescu, I. - Execuția construcțiilor cu placă ortotropă. Ed. tehnică, București, 1984;
23. Șarlău, C. - Măsurile constructiv - tehnologice pentru combaterea tensiunilor și deformațiilor datorită sudării - Cursuri în domeniul sudării, vol. 9. Lito IPTVT, Timișoara, 1972;
24. Șmilovici, M. ș.a. - Îndrumător pentru îmbinări sudate. Ed. Tehnică, București, 1962;
25. Tănăsescu, F.T., ș.a. - Agenda tehnică. Ed. Tehnică, București, 1990;
26. Teodorescu, C.C., ș.a. - Îmbinări sudate. Ed. tehnică, București, 1972;
27. Ursache, M., ș.a. - Proprietățile metalelor. EDP, București, 1982;
28. Velze, A. - Fertigungsgenauigkeit und tolerierung geschweiseter bauteile. Schweiss technik, VEB Verlag Technik, Berlin, nr. 6/1981.

CAPITOLUL 4

1. Benjamin, J. R., ș.a. - Probability, Statistics and Decision for Civil Engineers. New York, Mc. Graw - Hill Book Cd, 1971;
2. Boia, C, ș.a. - Rezistența materialelor și teoria elasticității. EDP, București, 1983;
3. Mihoc, G, ș.a. - Teoria probabilităților și statistică matematică. EDP, București, 1970;
4. Panaite, V., Munleanu, R. - Control statistic și fiabilitate. EDP, București, 1982;
5. Safta, V., Dumbravă, D. - Controlul sudurilor și construcțiilor sudate - lucrări de laborator. Lito. IPTVT, Timișoara, 1984;
6. *** - Mică enciclopedie matematică. Ed. tehnică, București, 1980;
7. *** - SR EN 29692 - Sudarea cu arc electric cu electrod învelit în mediu de gaze protecloare și sudare cu gaze prin topire. Pregătire pieselor de îmbinal de oțel.

CAPITOLUL 5

1. Bakși, O. - Napriajenia; korolenie prin svare. Mașgiz, Moscova, 1961;
2. Dehelean, D. - Tehnologia sudării prin topire, vol. II. Litografia U.T.T., Timișoara, 1993;
3. Dumbravă, D. - Experimentări pe structuri sudate pentru determinarea deformațiilor remanente la sudare și validarea modelului teoretic. Contract de cercetare științifică nr. 242 B/A 10.1, ISIM, Timișoara, 1995;
4. Dumbravă, D., ș.a. - Evaluarea deformațiilor remanente la sudarea mecanizată a grinzilor. Buletinul Științific al universității "Politehnica", Timișoara, Tomul 42(56), Fascicola 1, 1997;
5. Dumbravă, D. - Robotizarea principalelor tehnologii de sudare și cercetări experimentale privind minimizarea consumurilor energetice și materiale. Contract de cercetare științifică nr. 21/1986, faza pe 1989, IPTVT;
6. Dumbravă, D., ș.a. - Cercetări privind săgeala remanentă a barelor de rigiditate constantă la depunerea prin sudare. Rev. "Sudura", nr. 2/1998;
7. Dumbravă, D., ș.a. - Cercetări privind săgeala remanentă la sudarea barelor cu profil T. Rev. "Sudura", nr. 3/1998;
8. Dumbravă, D., Safta, V. - Cercetări privind săgeala remanentă la sudarea tonjeroanelor centrale componența vagoanelor de transport cereale cu capacitatea de 80 t. Buletinul de Informare și Documentare, nr. 1/1998, ISIM Timișoara;

10. Nikolaeva, G. - Mejuvozskaia Konferenċia po svarke. Maşgiz, Moscova, 1958;
11. Puhov, G. - Svarka legkih metallov i ih splavov. Leningrad, Moscova, 1959;
12. Sahnovskii, M. - Tehnologicinosti stroitelinâh svarnâh stalinâh konstrukċii izdatelstvo izdatelstvo. "Budivel'nik", Kiev, 1966;
13. *** - Le Systeme international d'uniles (SI), 5^o Edition. BIPM, Sevres, 1985;
14. *** - Curso de especializacão em engenharia da soldadura. ISQ, Lisabona, 1992/93.

CUPRINS

	pag
Introducere	01
1. Abateri de formă și dimensiuni în structuri metalice sudate	1
1.1. Tipuri de construcții și structuri sudate. Avataje și particularități	1
1.2. Proveniența defectelor în structurile sudate. Cauze ale abaterilor de formă și dimensiuni	4
1.3. Abateri admise de formă și dimensiuni în structuri metalice sudate	6
1.4. Concluzii	11
2. Bazele teoretice ale metodei de calcul a deformațiilor remanente generale la sudarea oțelurilor	12
2.1. Noțiun de referință	12
2.1.1. Deformații termice libere și împiedicate la încălzire uniformă	12
2.1.2. Procesul de formare a tensiunilor și deformațiilor remanente datorită încălzirii și răcirii neuniforme	13
2.1.3. Câmpul termic la sudarea plăcilor	14
2.1.4. Determinarea analitică a extinderii ariei cu deformații elasto- plastice la sudarea plăcilor	16
2.1.5. Clasificarea deformațiilor remanente la sudare	18
2.2. Selecția metodei de calcul	20
2.3. Prezentarea metodei	23
2.3.1. Determinarea analitică a deformațiilor la încălzire neuniformă	23
2.3.2. Determinarea analitică a deformațiilor în urma răcirii după o încălzire neuniformă	25
2.3.3. Determinarea analitică a deformațiilor remanente generale la sudare	26
2.3.4. Metodă de calcul simplificat	29
2.3.5. Determinarea coeficientului de material	32
A. Metoda generală	32
B. Modelarea matematică	33
C. Studiu de caz	34
2.3.6. Calculul deformațiilor remanente de încovoiere la sudarea barelor drepte de rigiditate constantă	36
2.3.7. Particularizarea relațiilor de calcul în cazul sudurilor de colț bilaterale	37
A. Suduri longitudinale	37
a. Îmbinări simetrice	37
b. Îmbinări asimetrice	39
B. Suduri transversale	39
a. Metoda graficoanalitică	39
b. Metoda analitică	41
2.3.8. Exemplu de aplicare a metodei de calcul	42
2.4. Concluzii	45
3. Factori de influență asupra deformațiilor remanente la sudare	47
3.1. Clasificarea factorilor de influență	47
3.2. Însușiri și caracteristici ale metalului de bază	49
3.3. Concepția structurii sudate	50
3.4. Procedeele și tehnologiile de sudare	52
3.5. Studiu de caz- estimarea analitică a influenței principalilor factori perturbatori asupra execuției precise a barelor cu secțiune T din table sudate	54

3.5.1. Evaluarea principalilor factori de influență prin calcul manual	54
A. Influența abaterilor de pregătire și asamblare	54
B. Influența abaterilor normale ale parametrilor tehnologici primari	55
C. Influența supradimensionării îmbinărilor sudate	56
D. Concluzii	56
3.5.2. Determinarea influenței factorilor perturbatori prin calcul automat	57
A. Relații pentru calculul automat al caracteristicilor geometrice	57
B. Relații pentru calculul automat al energiei liniare la sudare	60
a. Considerații generale	60
b. Metode de calcul	61
c. Relații pentru calculul arilor plastificate	62
α . Rost neprelucrat sudat bilateral	62
β . Rost prelucrat lateral cu completare la rădăcină	63
γ . Rost prelucrat bilateral	65
d. Exemple de calcul	66
C. Descrierea programului de calcul	69
D. Analiza datelor obținute prin calcul automat	73
3.6. Concluzii	75
4. Cercetări experimentale și analitice privind contracția transversală la sudare	77
4.1. Contracția transversală la depunerea unui strat de sudură pe o placă- studiu de caz	77
4.2. Contracția transversală la sudarea în mai multe straturi- studii de caz	81
4.2.1. Rost în V	84
4.2.2. Rost în X	87
4.3. Model de calcul a contracției transversale la sudarea în mai multe treceri	89
4.4. Concluzii	97
5. Cercetări analitico experimentale privind săgeata remanentă la sudare	99
5.1. Sudarea grinzilor de rigiditate constantă	99
5.1.1. Metodă de calcul alternativă	99
5.1.2. Studii de caz	100
A. Experimente în condiții de laborator	100
a. Depunere prin sudare	100
b. Sudare în rost	103
B. Experiment în mărime naturală	108
5.2. Sudarea grinzilor de rigiditate variabilă	111
5.2.1. Model de calcul simplificat	111
A. Ipoteză de calcul specifică	111
B. Metodă de stabilire a relațiilor de calcul a săgeții remanente	112
5.2.2. Generalizarea modelului de calcul	114
A. Studiu de caz	114
B. Relații generale de calcul	122
5.3. Aplicații diverse	123
5.3.1. Estimarea analitică a nivelului critic al tensiunilor remanente la sudare	123
5.3.2. Selecția procedeeilor, tehnologiilor și a ordinii de sudare- exemplu de caz	124
5.4. Concluzii	128
6. Sinteza contribuțiilor personale	129
Bibliografie	126
Cuprins	142