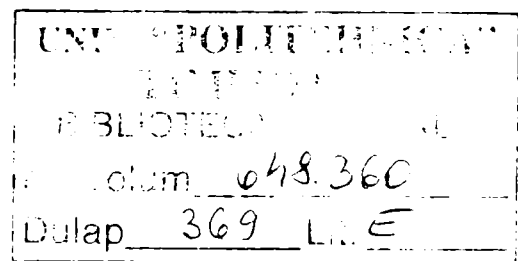


TEZA DE DOCTORAT

Contribuții la optimizarea tratamentelor termomecanice din cadrul
ciclului de sudare electrică prin presiune

ing. Luminia Claudia Spornic



Conducător științific: Prof. dr. ing. IOAN GHEORGHE CARTIS
Membru titular al Academiei de Științe Tehnice
din România

PREFATA

Aceasta lucrare constituie teza de doctorat „Contributii la optimizarea tratamentelor termomecanice din cadrul ciclului de sudare electrica prin presiune”, elaborata de autor in anul 2005. Teza inglobeaza sistematizarea cercetarilor actuale in domeniul optimizarii ciclului de sudare electrica prin presiune, dar si activitatea autoarei in domeniu, completate cu metode moderne de simulare a procesului de sudare.

Procesul termomecanic al sudarii electrice prin presiune este un fenomen complex care implica factori mecanici, electrici, termici si metalurgici. Acesti factori, considerati separat sau combinati, au o influenta majora asupra starii de tensiune si deformatie care se creeaza in timpul fazelor ciclului de sudare, ca si asupra formarii si geometriei punctului sudat. Rezistenta mecanica a imbinarii sudate este in stransa legatura cu evolutia microstructurii acesteia pe parcursul procesului de sudare, in timp ce evolutia microstructurii in imbinarea sudata depinde de compozitia chimica si ciclul termic.

Doresc sa-mi exprim recunostinta pentru profesionalismul, rabdarea si intelegerea cu care distinsul prof. dr ing. Ioan Gheorghe Cartis mi-a condus pasii in tot timpul scurs de la admitere si pana la finalizarea acestui doctorat.

Vii multumiri domnilor profesori care si-au rapit din pretiosul timp pentru analiza si evaluarea facuta pe tot parcursul acestui doctorat, precum si al tezei.

Mii de multumiri tuturor celor din catedrele SMMT si Sudura, domnului director Ioan Arjoca, precum si colegilor din TES si ISIM care m-au ajutat, incurajat si sustinut in toata aceasta munca.

CUPRINS

Introducere	3
• Contextul stiintific.....	3
• Organizarea lucrarii.....	5
I. Studiul comportarii otelurilor la sudarea electrica prin presiune	7
1. Transformari structurale la sudare	7
2. Influenta compozitiei chimice a otelurilor la sudare electrica prin presiune	10
2.1 Oteluri cu continut in C scazut si mediu.....	10
2.2 Oteluri cu mult carbon si slab aliate.....	13
2.3 Oteluri inoxidabile.....	15
3. Optimizarea ciclului de sudare electrica prin presiune - Tratament termomecanic "in-situ"	16
II. Studiu experimental privind influenta compozitiei chimice asupra microstructurii la sudarea electrica prin presiune	22
1. Sudarea electrica prin presiune in relief a doua perechi de oteluri moi diferite	22
1.1 Reperetele destinate sudarii.....	22
1.2 Conditii generale de desfasurare a experimentelor.....	24
1.3 Experiment si rezultate - perechea 1 de oteluri.....	27
1.3.1 Analiza metalografica.....	28
1.3.2 Incercari mecanice.....	30
1.4 Experiment si rezultate – perechea a 2-a de oteluri.....	30
1.4.1 Analiza metalografica.....	31
1.4.2 Incercari mecanice si duritati.....	32
1.5 Concluzii.....	34
2. Sudarea electrica prin presiune in puncte a unui otel moale cu un otel durificabil	35
2.1 Materiale si forma pieselor de sudat.....	35
2.2 Conditii generale de desfasurare a experimentelor.....	37
2.3 Experiment si rezultate.....	39
2.3.1 Experimentari de sudare.....	39
2.3.2 Analiza metalografica.....	40
2.3.3 Incercari mecanice si duritati.....	42
2.4 Concluzii.....	48
III. Sudare electrica prin presiune - Simulare cu metoda elementului finit	49
1. Consideratii generale	49
2. Simularea cu element finit a unui ciclu de sudare in puncte a doua table din otel carbon moale	51
2.3 Modelul geometric.....	51

2.4	Conditii limita.....	52
2.5	Simularea procesului	53
2.6	Rezultate.....	53
2.4.1	Etapa de acostare.....	53
2.4.2	Etapa de sudare.....	58
2.4.3	Etapa de mentinere.....	62
2.4.4	Etapa de racire libera.....	65
2.5	Concluzii.....	68
3.	Simularea cu element finit a ciclului de sudare in puncte a unui otel moale cu unul slab aliat.....	69
3.1	Modelul geometric.....	69
3.2	Conditii limita.....	70
3.3	Simularea procesului.....	71
3.4	Rezultate.....	71
3.4.1	Analiza variatiei temperaturii si tensiunilor dupa o directie.....	71
3.4.1.1	Etapa de acostare.....	71
3.4.1.2	Etapa de sudare.....	74
3.4.1.3	Etapa de mentinere.....	78
3.4.1.4	Etapa de racire finala.....	81
3.4.2	Analiza variatiei temperaturii si tensiunilor in timp.....	83
3.5	Concluzii.....	96
4.	Simularea cu element finit a ciclului de sudare in puncte a unui otel moale cu unul slab aliat cu tratament termomecanic inclus.....	99
4.1	Modelul geometric si conditii limita.....	99
4.2	Simularea procesului.....	99
4.3	Rezultate.....	100
4.3.1	Analiza variatiei tensiunilor dupa o directie.....	100
4.3.1.1	Etapa de racire post sudare.....	100
4.3.1.2	Etapa de tratament termomecanic.....	103
4.3.1.3	Etapa de mentinere (racire sub actiunea fortei).....	105
4.3.1.4	Etapa de racire finala.....	108
4.3.2	Analiza variatiei temperaturii si tensiunilor in timp pentru ciclul de sudare cu tratament termo-mecanic inclus.....	112
5.	Concluzii.....	124
IV.	Contributii personale si consideratii finale	126
•	Bibliografie.....	129

- **Contextul stiintific**

Procesul de sudare electrica prin presiune, datorita productivitatii mari, a calitatii obtinute, dar si a costurilor reduse, este un procedeu de imbinare foarte utilizat in diverse sectoare ale industriei, precum cea a componentelor auto sau a componentelor electronice. Procesul de sudare implica o interactiune complexa termica, electrica, mecanica, metalurgica, dar si a caracteristicilor suprafetelor in contact. Acesti factori, considerati separat sau combinati, au o influenta majora asupra starii de tensiune si deformatie care se creeaza in timpul fazelor ciclului de sudare, ca si asupra formarii si geometriei punctului sudat. Pentru a produce suduri de calitate este necesara intelegerea acestor fenomene complexe si evaluarea rolului major al factorilor metalurgici si ai parametrilor procesului. Rezistenta mecanica a imbinarii sudate depinde de microstructura rezultata in imbinare, iar aceasta depinde de compozitia chimica a otelului si de parametrii de sudare. Odata cu cresterea continutului in C si al altor elemente de aliere, creste si tendinta otelului la variatii largi ale microstructurii si proprietatilor mecanice, in concordanta cu viteza de racire de la starea lichida. Racirea rapida si, ca urmare calirea drastica, specifice sudurii electrice prin presiune datorita contactului materialului topit cu electrodul racit cu apa, produc microstructuri dure si fragile in imbinarea sudata, a caror pondere creste cu continutul de C si elemente de aliere cu potential durificator. Vitezele de racire mari au fost asociate si cu tendinta de fisurare la solidificare. Factorii care prefigureaza ruperea la interfata piesa-piesa sunt considerati a fi starea de tensiune a sudurii, prezenta de amorse de fisura in punctul sudat (porozitate si fisuri de solidificare) si microstructurile dure (cu multa martensita). [143].

Duritatea mare in punctul sudat la oteluri slab aliate determina scaderea proprietatilor mecanice. Supuse la incercari mecanice de forfecare sudurile rezista, ceea ce nu se intampla si la indoire sau rasucire (debutonare), mai ales cand aceste solicitari sunt combinate. Problema este stringenta in industria constructoare de masini, unde aceste solicitari sunt combinate si riscul fisurilor in sudura trebuie cel putin redus, daca nu eliminat. Se impune deci optimizarea ciclului de sudare, prin aplicarea ciclurilor de sudare cu sau fara preincalzire, dar cu tratamente termice de revenire incluse in ciclul de sudare. In literatura de specialitate sunt mentionate diverse incercari in acest sens, in marea lor majoritate experimentari practice, dar si prin programe de simulare a microstructurii, in vederea determinarii procentelor diverselor faze care urmeaza sa

rezulte in imbinarea sudata. [69,98,101,102,125,150]. Cele mai multe studii au fost realizate pe oteluri slab aliate sau de rezistenta inalta utilizate in industria auto.

Pentru a decide parametrii optimi trebuie efectuate un mare numar de incercari. Un model de simulare realist poate inlocui un volum mare de lucrari experimentale prin simpla estimare a rezultatelor simularii, cu o detaliere atenta asupra fenomenelor care apar pe parcursul desfasurarii procesului. Din acest motiv, multi cercetatori folosesc in ultima vreme aceasta metoda, dublata de verificarea experimentală a rezultatelor.

Sudarea electrica prin presiune in puncte este un procedeu foarte utilizat in constructia subansamblurilor auto, un vehicul modern ingloband intre 2000-5000 puncte de sudura. Din acest motiv, rezistenta punctului sudat la diverse sollicitari este foarte importanta pentru durabilitatea si siguranta unui vehicul. In acest sens au fost realizate o serie de cercetari privind rezistenta mecanica si la oboseala [70,84,99,141,142] a unei imbinari sudate electric prin presiune in puncte, mai ales pentru oteluri slab aliate si pentru oteluri din noua generatie de oteluri de rezistenta inalta, aparute ca urmare a necesitatii reducerii greutatii unui vehicul, dar si a cresterii rezistentei imbinarii sudate. In noul proiect al vehiculului ultrasor, caroseria a fost integral proiectata din oteluri de rezistenta inalta, rezultand o economie de material de 20%.

O teorie de mecanica ruperii verificata este de un real ajutor tehnologilor si poate inlocui un numar mare de experimente costisitoare.

In acest context, teza isi propune sa aduca o contributie la imbunatatirea caracteristicilor mecanice ale imbinarilor sudate electric prin presiune ale otelurilor slab aliate utilizate intr-un domeniu de varf cum este cel al componentelor auto. prin optimizarea ciclului de sudare sudare incluzand in acesta un tratament termomecanic. Pentru aceasta s-a realizat intai simularea cu metoda elementului finit a unui ciclu de sudare simplu, de sudare in puncte pentru doua table din otel moale pentru determinarea distributiei tensiunilor remanente intr-un caz care poate fi considerat etalon. Apoi s-a realizat simularea ciclului de sudare real, realizat practic pentru o aplicatie din industria auto - sudarea unui limitator din otel moale pe o tija din otel slab aliat. Tensiunile remanente obtinute in acest caz au fost comparate cu cele rezultate la simularea ciclului de sudare cu tratament termic inclus, realizata pentru aceeasi aplicatie. In analizele facute in lucrare s-a folosit unul dintre cele mai performante soft-uri de simulare in element finit, si anume ANSYS. Sunt bine cunoscute avantajele simularii cu element finit, metoda permitand obtinerea cu costuri mult mai mici a unor rezultate care sunt confirmate de experimentele practice si le pot inlocui pe acestea.

- **Organizarea lucrării**

Teza este structurată în patru capitole mari, parte de încheiere cuprinzând contribuția autorului și considerațiile finale. Lucrarea are 139 pagini, 267 figuri, 32 tabele și 154 referințe bibliografice.

- I. Prima parte analizează comportamentul oțelurilor la sudarea electrică prin presiune, influența compoziției chimice a acestora asupra durității și rezistenței mecanice a îmbinării sudate, transformările structurale la sudarea electrică prin presiune precum și eforturile făcute pe plan internațional pentru optimizarea ciclului de sudare. Sunt analizate diferențele dintre ciclul de încălzire-răcire la sudare și cel de la un tratament termic real și importanța influenței acestor diferențe asupra microstructurii rezultate în îmbinare, precum și a caracteristicilor îmbinării sudate. De asemenea, sunt menționate studii realizate în domeniul optimizării ciclului de sudare, fie prin modelare microstructurală pentru determinarea microstructurii posibile de obținut în îmbinare, sau prin modelarea ciclului de sudare în vederea determinării influenței diferiților parametri asupra caracteristicilor fizice și mecanice ale îmbinării.
- II. Capitolul al doilea al tezei cuprinde experimente practice de sudare electrică pentru evidențierea compoziției chimice asupra microstructurii și a durității îmbinării sudate. Astfel prima aplicație practică este sudarea electrică prin presiune în relief pe două perechi de oțeluri moi cu compoziții chimice diferite pentru evidențierea influenței compoziției chimice chiar în cazul unor piese din oțel moale cu aceeași configurație. Alt experiment practic s-a realizat pentru o aplicație din industria auto pentru sudarea electrică prin presiune în puncte a unui limitator din oțel moale pe o tijă de amortizor din oțel slab aliat. În ambele cazuri s-au realizat analize macro și microstructurale, determinarea și analiza durității, precum și încercări mecanice.
- III Capitolul al treilea este destinat în întregime simulării cu element finit. După o scurtă analiză a stadiului cercetărilor în domeniu au fost realizate mai multe simulări cu software ANSYS, și anume:
 - Simularea sudării electrice prin presiune în puncte a două table din oțel moale.
 - Simularea ciclului de sudare aplicat pentru sudarea în puncte a limitatorului

pe tija amortizorului auto (aplicatia practica de la Cap.II). S-a analizat variatia tensiunilor pe anumite directii din limitator, tija si interfata in diverse etape ale desfasurarii procesului de sudare, precum si variatia si evolutia tensiunilor in timp pe parcursul procesului in diverse noduri din piese si interfata.

- Simularea ciclului de sudare cu tratament termomecanic inclus pentru sudarea in puncte a limitatorului pe tija amortizorului. S-a analizat variatia tensiunilor pe anumite directii din limitator, tija si interfata in diverse etape ale desfasurarii procesului de sudare, precum si variatia si evolutia tensiunilor in timp pe parcursul procesului in diverse noduri din piese si interfata, cu comparatia valorii tensiunilor remanente de la ciclu de sudare fara tratament termic.

IV Ultimul capitol prezinta principalele contributii ale tezei de doctorat in ordinea aparitiei lor in lucrare.

Bibliografia contine 154 de titluri selectate dintre multe alte lucrari studiate in vederea analizei stadiului actual al cercetarilor in domeniu.

Cap.I Studiul comportarii otelurilor la sudarea electrica prin presiune

Procesul termomecanic al sudarii electrice prin presiune este un fenomen complex care implica factori mecanici, electrici, termici si metalurgici. Acestia, in combinatie cu parametrii de sudare au o contributie importanta asupra dezvoltarii si geometriei finale a punctului sudat. Pentru a produce o sudura electrica prin presiune de calitate este importanta si evaluarea rolului principalilor factori metalurgici ai procesului, respectiv compozitia chimica a otelului. Rezistenta mecanica a imbinarii sudate este in stransa legatura cu evolutia microstructurii acesteia pe parcursul procesului de sudare, in timp ce evolutia microstructurii in imbinarea sudata depinde de compozitia chimica si ciclul termic.

1.Transformari structurale la sudare

Diagramele TTT, fig.I.1, [57], constituie o baza pentru estimarea microstructurilor care rezulta in zona influentata termic a imbinarii sudate a unui otel, in urma racirii cu viteza mare pana la o temperatura stabilita.

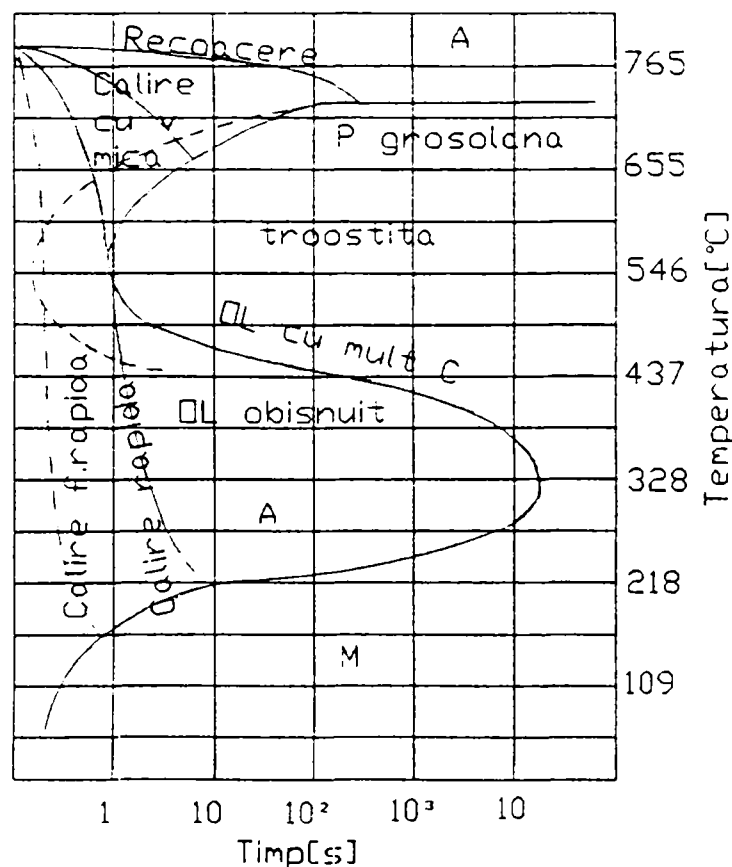


Fig.I.1 - variatia duritatii cu viteza de racire la oteluri cu mult C sau slab aliate- diagr.TTT

Daca cotul curbei este suficient de mult inspre stanga, cum este cazul otelului carbon obisnuit, nu apar probleme datorita vitezei de racire mari sau a temperaturii la care este racit otelul. Ar fi necesara o viteza de racire extrem de mare pentru a ajunge sub cotul curbei inaintea inceperii formarii structurii fragile. Cand curba se deplaseaza mai spre dreapta datorita continutului in C sau elemente de aliere ar fi necesare viteze de racire extrem de mici sau temperaturi de racire foarte bine stabilite pentru a se evita formarea structurilor fragile.

Deci, in cazul sudarii electrice in presiune in puncte a doua oteluri durificabile, cand zona de sudare este incalzita mult peste temperatura critica si se aplica o racire drastica, cum este aceea intre electrozii raciti cu apa, rezultatul este o imbinare dura si fragila.

O diagrama TTT nu poate oferi o baza exacta de estimare a microstructurilor care se vor obtine in ZIT la sudare, pentru ca exista diferente semnificative intre caracteristicile transformarii austenitei din cadrul unui ciclu de sudare si cea rezultata dintr-un ciclu de tratament termic.

In cazul unui tratament termic clasic, otelul este tinut un timp suficient de lung la o anumita temperatura pentru a dizolva carburile si a dezvolta o faza austenitica omogena, avand un graunte relativ uniform.

Intr-un ciclu termic de sudare, temperatura de austenitizare variaza de la temperaturi langa punctul de topire pana la cel mai de jos punct critic. Durata ciclului termic la sudare este insa foarte scurta comparativ cu timpii de relaxare din ciclurile de tratament termic.

La temperaturile inalte de langa linia de topire difuzia este mai rapida si atomii dizolvati, in special cei de carbon, se disperseaza uniform in austenita. In plus cresc si grauntii austenitici. La temperaturi mai joase, putin peste cea de transformare a austenitei, carburile nu se mai pot dizolva complet in aceasta. Astfel, la aceste temperaturi, austenita contine zone cu mai mult sau mai putin carbon. In plus, granulatia austenitei este mai fina.

La racire, descompunerea austenitei si compusii rezultati depind atat de compozitia locala si marimea grauntelui austenitic, cat si de viteza de racire, iar austenita neomogena se comporta diferit la transformare fata de austenita omogena.

Cele doua diagrame CCT din fig.1.2 [63] sunt ale unui otel Ni-Cr-Mo incalzit la aceeasi temperatura si racit in doua moduri diferite. Una dintre diagrame reprezinta transformarea izoterma a austenitei dupa 30 min. de relaxare la 840°C. Cea de-a doua diagrama caracterizeaza transformarea austenitei la racire dupa un ciclu termic de sudare de la temperatura de 1310°C. Intre cele doua cicluri termice sunt diferente

evidente intre caracteristicile de transformare. In ZIT perlita si bainita au inceput mai tarziu transformarea, iar temperatura Ms a fost scazuta cu 50°C. Daca temperatura de varf a incalzirii la sudare s-ar reduce sub 1300°C, austenita ar fi mai putin omogena, grauntele mai fin si ar avea alt comportament la racire.

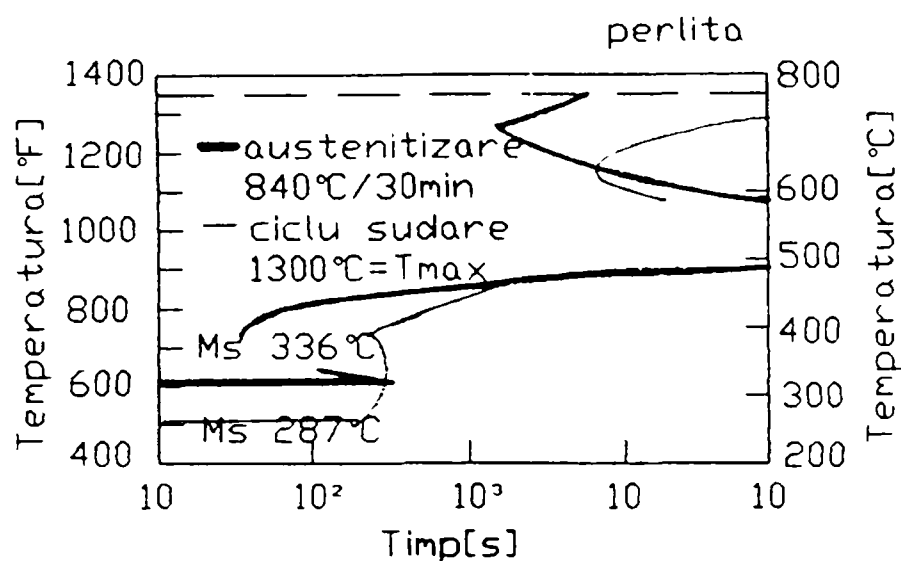


Fig.I.2 - Diagrame CCT pentru tratament termic si un ciclu de sudare simulat

Calirea la martensita a acestor oteluri duce la structuri fragile si scaderea proprietatilor mecanice. Aplicarea ulterioara a revenirii poate creste efectiv ductilitatea si tenacitatea, dupa cum se poate constata din fig.I.3 [63] pentru proprietatile mecanice ale unui otel aliat Ni-Cr-Mo.

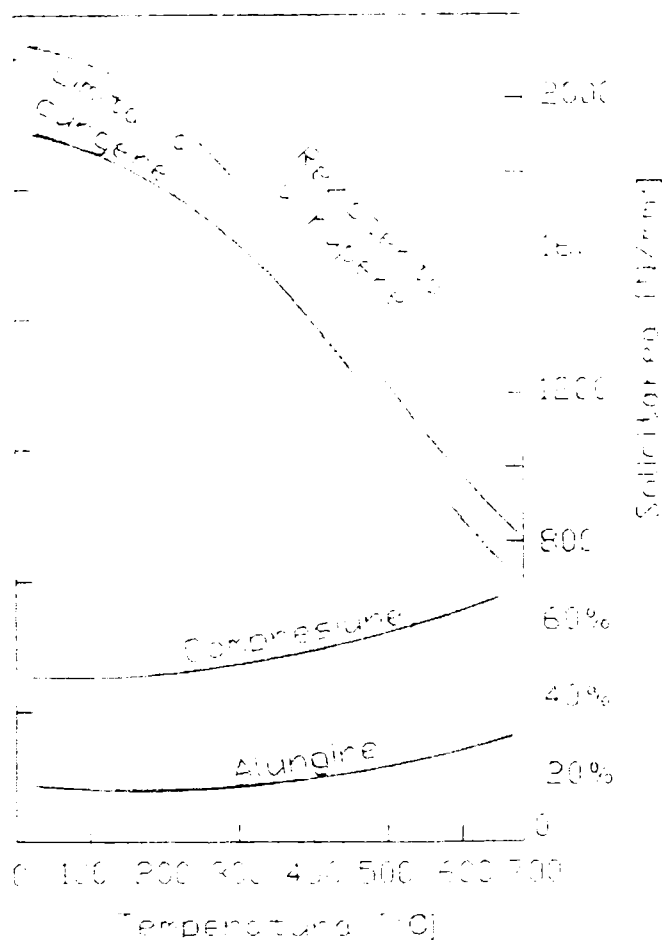


Fig.I.3 – Efectul revenirii asupra rezistentei mecanice si a ductitatii la un otel Ni-Cr-Mo

2. Influenta compozitiei chimice a otelurilor la sudare electrica prin presiune

Compozitia otelului este cel mai important factor in determinarea comportamentului la transformarea microstructurala pe parcursul procesului de sudare electrica prin presiune.

2.1 Oteluri cu continut in C scazut si mediu

Influenta continutului in C si elemente de aliere

In grupa acestor oteluri am considerat otelurile cu max.0,5%C si max.1% alte elemente, in general cele cu %C in jur de 0,2% fiind frecvent utilizate la sudarea electrica prin presiune. Aceste oteluri au de regula anumite cantitati de mangan, astfel incat orice modificari in ciclul de incalzire pot fi atribuite efectului combinat al C si Mn, ambele cunoscute ca elemente durificatoare. Odata cu cresterea %C si al altor elemente de aliere, creste si tendinta otelului la variatii largi ale microstructurii si proprietatilor mecanice, in concordanta cu viteza de racire de la starea lichida. Racirea rapida de la temperatura de topire datorita contactului materialului topit cu electrozii raciti cu apa este caracteristica sudarii electrice prin presiune. Racirea rapida si, ca urmare calirea drastica, produc microstructuri dure si fragile, a caror pondere creste cu %C. Cu toate ca la sudarea electrica prin presiune a otelurilor din aceasta grupa nu apar probleme de durificare, s-a constatat [57] ca la otelurile cu 0,2%C rezistenta la soc se poate dubla prin aplicarea unui tratament de revenire pe masina de sudat.

Principalele elemente de aliere in otelul cu continut scazut in C sunt C, Mn, S, Si si P.

C este elementul cu potential durificator cel mai mare, insa concentratii sub 0,2% C nu ridica probleme pentru sudarea electrica prin presiune.

Mn creste rezistenta la rupere, dar si capacitatea de durificare a otelului iar cand concentratia, depaseste 0,6% creste si tendinta de fisurare. La concentratii sub 0,3% creste susceptibilitatea la porozitate si fisurare la sudarea electrica prin presiune.

Continutul in S trebuie sa fie sub 0,035%, dar nu mai mult de 0,05%. Peste acest procent se produc fisuri in sudura si in zona influentata termic, pentru ca acestea nu mai au la temperatura inalta rezistenta mecanica necesara pentru a face fata tensiunilor ce apar la racire.

Si utilizat in concentratii mai mari impreuna cu Mn pentru cresterea rezistentei la tractiune, creste pericolul fisurarii in zona imbinarii sudate, mai ales cand si continutul in C este mai mare.

Fosforul, chiar daca este considerat impuritate este bine sa fie sub 0,04%, altfel se

obtin suduri fragile, cu pericol de fisurare, avand rezistenta la soc si la oboseala reduse. Fosforului, care apare in mod obisnuit in oteluri, i s-a atribuit cresterea porozitatii la solidificarea punctului sudat [81].

In afara de compozitia chimica a materialului, cand cantitatea de ulei pentru conservare de pe suprafata otelului este mare, la sudare hidrocarburile se evaporasand depozite de C pe interfete si pe electrod. In conditii extreme se poate produce cresterea %C in sudura.

Studii mai recente au relevat faptul ca exista si alte elemente, cum este borul, a carui prezenta in oteluri chiar si in cantitati mici, asociat cu o racire rapida, poate produce bainita si martensita chiar si in oteluri cu putin C [68]. Evident, acest lucru va duce si la modificarea proprietatilor mecanice ale imbinarii sudate. Este de remarcat si faptul ca de cele mai multe ori, concentratia in bor nici nu este specificata in compozitia chimica a acestora.

De asemenea, s-a demonstrat ca la sudarea electrica prin presiune in puncte, martensita se poate forma chiar si in oteluri cu putin C [81]. Martensita dura, care furnizeaza conditiile propice propagarii fisurilor in punctul sudat, asociata cu vitezele de racire foarte mari de la sudarea in puncte estimate la $10^3\div 10^5$ °C/s, pot produce porozitate in marginile exterioare ale punctului sudat, unde concentratia tensiunilor este mai mare. Vitezele de racire mari au fost asociate si cu tendinta de fisurare la solidificare, care cresc sansele de fisurare la interfata piesa-piesa. Se pare ca factorii care prefigureaza ruperea la interfata piesa-piesa sunt starea de tensiune a sudurii, prezenta de amorse de fisura in punctul sudat (porozitate si fisuri de solidificare) si microstructurile dure (cu multa martensita), [81].

Grosimea materialului de sudat are multiple influente asupra modului de rupere la o incercare de debruturare a unei imbinari sudate electric prin presiune in puncte. In primul rand, grosimea materialului influenteaza modul de solidificare; materialele mai groase se solidifica mai greu, vitezele de racire se reduc substantial, ceea ce scade si riscul formarii martensitei. Practic, sunt necesari timpi de calire mai lungi pentru formarea martensitei. Timpii de racire mai lungi reduc riscul fisurarilor de solidificare si tind sa impinga eventualii pori spre marginea punctului sudat. De asemenea, racirea lenta implica existenta unei calduri remanente in sudura, ceea ce inseamna mai putin curent necesar incalzirii in cazul aplicarii unui ciclu de revenire pe masina de sudat. Aceste cicluri de revenire urmeaza practic ciclului de sudare si constau din aplicarea unui timp de racire (calire) post sudare sub actiunea fortei si apoi aplicarea, pe o durata de timp determinata, a unui curent de incalzire, in general mai mic decat cel de sudare, urmat de un timp final de mentinere. Se realizeaza astfel o revenire post sudare pe

masina de sudat electric prin presiune, fara a fi necesar un alt echipament.

Microstructuri si duritati

In general, microstructura unui otel carbon moale sudat electric prin presiune in puncte, fig.1.4, se prezinta astfel:

- zona de fuziune – este formata dintr-o zona exterioara cu cristale dendritice si o zona centrala cu cristale echiaxiale
- zona ingusta feritica, de tranzitie intre zona centrala si cea influentata termic
- zona influentata termic – structura cu granulatie mai mare, ferita, perlita, ferita aciculara, cu tranzitie treptata spre structura materialului de baza
- material de baza, structura ferito-perlitica



Fig.1.4 – microstructura otel carbon moale sudat in puncte

In ceea ce priveste duritatea unei imbinari sudate din otel carbon moale laminat la rece, se remarca scaderea duritatii materialelor in imbinarea sudata. Datorita laminarii la rece, otelul a fost ecruisat. Prin incalzirea pana la topire din timpul sudarii ecruisarea dispare si duritatea scade, materialul avand prea putin carbon pentru ca duritatea sa poata creste in imbinarea sudata. Diagrama de duritate din fig. 5 a fost ridicata pentru o imbinare sudata electric prin presiune in linie a doua oteluri carbon cu 0,14%C, 0,2%Mn si respectiv, 0,10%C si 0,45% Mn. In acest caz, au fost racite atat electrodul, cat si piesele de sudat direct, deci viteza de racire a fost mare.

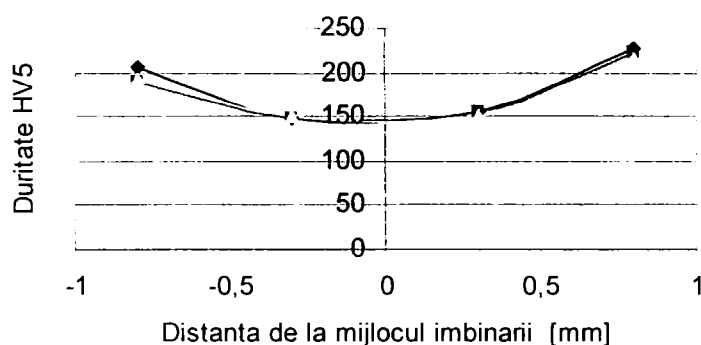


Fig.1. 5 – Variatia duritatii intr-o imbinare sudata in otel laminat la rece

Otelul carbon moale este considerat termenul de comparatie pentru aprecierea sudabilitatii altor oteluri. Datorita faptului ca sunt usor sudabile, parametrii de sudare

care dau suduri acceptabile se incadreaza intr-o plaja destul de larga. Din acest considerent pot sa apara si variatii ale microstructurii imbinarii sudate, precum si ale proprietatilor mecanice.

Un exemplu edificator al influentei compozitiei chimice, dar si a grosimii otelului asupra sudabilitatii, microstructurii si implicit a calitatii imbinarii sudate, chiar si la oteluri cu putin C, este prezentata in capitolul II.

2.2 Oteluri cu mult carbon si slab aliate

Influenta continutului in C si elemente de aliere

In aceasta categorie am considerat otelurile cu minim 0,5%C, sau care au unul sau mai multe elemente de aliere in proportie de 1%÷5%. Capacitatea acestor oteluri de a se incalzi suficient pentru a putea fi sudate electric prin presiune depinde de compozitia chimica, respectiv de cantitatea de carbon si elemente de aliere. in special S, Mn si Si.

Carbonul, de departe cel mai important element de aliere al otelului, are si cea mai puternica influenta asupra proprietatilor acestuia, in special asupra durificarii.

Sulful creste capacitatea de prelucrare prin aschiere, in schimb produce scaderea considerabila a sudabilitatii unui otel pana la a-l face sa nu mai fie sudabil.

Manganul, utilizat in oteluri pentru cresterea rezistentei la tractiune, a tenacitatii si a rezistentei la abraziune, nu influenteaza sudura daca este prezent in otel in procente de pana la 1% sau o influenteaza prea putin daca se gaseste in otel in concentratie de 1%÷2%. In schimb, prezenta lui peste 2% duce la necesitatea aplicarii unui tratament termic post sudare.

Siliciul, daca este prezent in concentratie de pana la 0,35%, nu influenteaza sudabilitatea otelului, dar in cantitati de 1% ÷ 3%, asociat de obicei si cu Mn. poate face otelul nesudabil.

In procesul de sudare temperaturile metalului variaza de la temperatura de topire la cea a metalului de baza, modificand microstructura si proprietati mecanice din zona influentata termic. Aceste modificari depind de compozitia otelului si de viteza de incalzire si racire a acestuia. In general, structura de echilibru a unui otel carbon aliat contine, in conditii de echilibru la temperatura camerei, una sau mai multe dintre componentele: ferita, perlita, cementita. La racirea cu viteza mica de la temperaturi din domeniul austenitic, cantitatea relativa a acestor componente depinde de compozitia chimica.

La unele oteluri din aceasta categorie, din ciclul termic poate rezulta martensita in zona de imbinare si in cea influentata termic. Datorita duritatii mari a acesteia apar tensiuni in

zona influentata termic, cu susceptibilitate la fisurare. Capacitatea de durificare a otelului este masura cantitatii de M formata la racire, gradul de durificare a zonei influentate termic fiind un factor important in aprecierea sudabilitatii. Cantitatea de martensita formata si duritatea rezultata depind de continutul in carbon si de viteza de incalzire si racire, fig.I.6 [57]. Un otel cu 0,15%C se poate durifica la 30-40 HRC cand este racit cu viteza foarte mare (diagrama din fig.I.6).

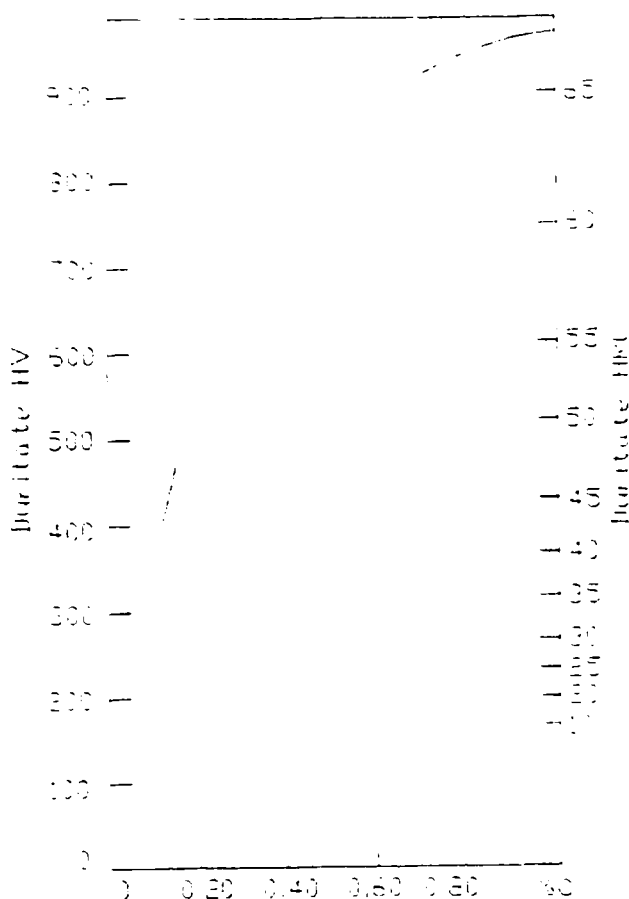


Fig.I.6– influenta carbonului asupra duritatii maxime a martensitei

La acestea se adauga si efectul elementelor de aliere ale otelului. Efectul cumulat al componentelor otelului se exprima prin relatia empirica a carbonului echivalent CE [62]:

$$CE = \%C + 1/4 (\%Mn + \%Si)$$

In general, un otel cu valori scazute ale CE are sudabilitate foarte buna, dar un otel cu doar 0,20%C si 1,60 Mn va avea CE = 0,60, ceea ce inseamna o sensibilitate la fisurare de 56%.

Din punctul de vedere al sudarii electrice prin presiune, aceste oteluri necesita nu numai alegerea cu grija a regimului de sudare, ci si aplicarea atat a unei preincalziri, cat si a unui tratament termic post sudare. Extinderea si importanta acestor operatiuni depinde foarte mult de continutul in C si elemente de aliere. C, Mn si Si necesita in mod special aplicarea unui TT daca sunt utilizate in cantitati destul de mari, deoarece sunt promotoarele unor structuri dure si fragile. In general, pana la 0,25%C nu este necesar aplicarea unei preincalziri sau a unui TT post sudare. Intre 0,25% si 0,5% un TT post

sudare poate fi sau nu necesar, in functie de aplicatie. Peste 0,5%C, cum este cazul majoritatii otelurilor din aceasta categorie, este necesar in general un TT post sudare, inclus sau nu in ciclul de sudare. Acest TT post sudare, aplicat dupa o racire rapida (calire), si urmat de o incalzire cu rol de revenire, permite obtinerea unor structuri ductile si tenace, cu proprietati mecanice mult mai bune decat cele obtinute fara TT.

2.3. Oteluri inoxidabile

La **otelurile inoxidabile martensitice**, fiind puternic durificabile datorita prezentei Cr, martensita apare chiar si la viteze mici de racire.

Duritatea, respectiv posibilitatea fisurarii in punctul sudat si in zona influentata termic depind in principal de continutul in C. In cazul sudarii electrice prin presiune duritatea poate fi controlata intr-o oarecare masura prin aplicarea unei preincalziri, precum si a unei postincalziri si a unei reveniri in cadrul ciclului de sudare. Otelurile martensitice cu pana la 0,15%C pot fi sudate electric prin presiune cu un ciclu de sudare clasic. Insa la otelurile care depasesc aceasta concentratie in C este necesara aplicarea unui tratament termic post sudare.

La sudarea acestor oteluri cap la cap prin topire intermediara zona influentata termic este dura, fiind si in acest caz necesara si eficienta aplicarea post sudare a unui tratament termomecanic de revenire pe masina de sudat.

Otelurile feritice contin suficient Cr pentru ca singur, sau in combinatie cu stabilizatori sa excluda formarea austenitei la temperaturi ridicate. Ca urmare, ferita este stabila chiar si la topire, iar otelul nu poate fi durificat prin calire. Deci la sudarea acestor oteluri nu sunt necesare precautii speciale pentru prevenirea formarii martensitei, insa cele cu continut ridicat in C prezinta totusi pericolul de a se fisura la racirea la temperatura mediului. Oteluri inoxidabile feritice, avand continut mai mare in Cr si C, tind sa formeze carburi la limita grauntilor in zona influentata termic, facand sudura susceptibila la coroziune intergranulara. Din acest motiv ele necesita o recoacere dupa sudare pentru a redizolva carburile si a reface rezistenta la coroziune.

Ca rezultat al incalzirii, otelurile feritice prezinta in general o crestere a granulatiei in zona influentata termica, avand ca efect scaderea tenacitatii.

Oteluri inoxidabile austenitice au coeficientul de dilatare termica considerabil mai mare decat al otelurilor cu continut mediu sau mic de C, in timp ce conductivitatea termica este mai mica. In consecinta, deformarea si tensionarea dupa sudare a acestor oteluri este mult mai mare, in special la sudarea electrica prin presiune in puncte sau linie.

Una dintre caracteristicile de baza ale otelurilor inoxidabile austenitice sunt precipitarea

carburilor și corозиunea intergranulară. În stare recoaptă, conțin C în soluție solidă cu aliaj de Fe-Cr-Ni. Când oțelul este încălzit la temperaturi între $235 \div 412^{\circ}\text{C}$, C are tendința de a forma carburi de Cr la limita graunților, producând corozii intergranulară și distrugând astfel caracteristica inoxidabilă a oțelului. În aceste condiții, oțelul își pierde rezistența la rupere și devine magnetic. Din acest punct de vedere, la sudarea electrică prin presiune este importantă durata procesului de încălzire. Dacă la sudarea în puncte durata este neglijabilă, la sudarea în linie, care constă din suprapunerea mai multor puncte sudate, sau la cea cap la cap prin topire intermediară a unor secțiuni mari volumul de material încălzit și durata procesului sunt mai mari. Astfel există posibilitatea apariției coroziei intergranulare. În marea majoritate a cazurilor este posibilă și necesară aplicarea unui tratament de recoacere pentru a reface structura materialului.

În aceeași idee trebuie evitată sudarea oțelurilor inox austenitice pline de unsoare sau ulei, întrucât C din acestea poate fi absorbit în sudură, crescând astfel %C și susceptibilitatea la corozii intergranulară.

1.3 Optimizarea ciclului de sudare electrică prin presiune - Tratament termomecanic "in-situ"

Practic, dacă se aplică un ciclu de sudare obișnuit unui oțel durificabil, iar zona sudurii a fost încălzită peste temperatura critică, după care i s-a aplicat o răcire drastică (cum este cea între doi electrozi răciți cu apă), rezultă o structură dură și fragilă, care poate ceda dacă este supusă la socuri sau vibrații. Această structură fragilă se obține când căldura se dezvoltă în timpul sudurii într-un singur impuls sau într-o succesiune de impulsuri, ca la sudarea în impulsuri.

Duritatea mare în punctul sudat la oțeluri slab aliate determină, după cum s-a menționat, scăderea proprietăților mecanice. Supuse la încercări mecanice de forfecare sudurile rezistă, ceea ce nu se întâmplă și la îndoire sau răsucire (debutonare), mai ales când aceste încercări sunt combinate. Problema este stringentă în industria constructoare de mașini, unde aceste solicitări sunt combinate și riscul fisurilor în sudură trebuie cel puțin redus, dacă nu eliminat. În acest sector al industriei sudura în puncte este un procedeu foarte utilizat, iar oțelurile utilizate trebuie să aibă caracteristici mecanice foarte bune, combinate cu o plasticitate ridicată, ceea ce se realizează în principal printr-o compoziție chimică corespunzătoare. Consecința este carbonul echivalent mare, ale cărui efecte asupra sudabilității sunt majore.

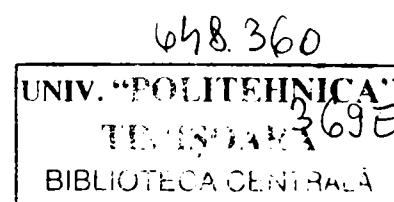
Unii cercetători [72,143,144] au încercat să prevadă prin calcul duritatea care se va obține în îmbinarea sudată în cazul sudurii a două oțeluri diferite ca compoziție

chimica si grosime. In acest caz s-a considerat ca fiecare otel participa la formarea punctului sudat proportional cu grosimea sa, ceea ce n-a fost verificat si poate induce erori. Studiul a fost facut pe o gama de oteluri, de la oteluri carbon moi pana la oteluri slab aliate.

Necesitatea rezolvarii problemei duritatii mari si a pericolului fisurarii a impus gasirea de solutii. Din motive de productivitate, in industria auto nu se pot aplica tratamentele termice clasice lungi, in afara liniei de productie. Astfel, cea mai viabila rezolvare a problemei este alegerea atenta a parametrilor si a ciclului de sudare care sa includa in final si un tratament termic.

O metoda de a remedia situatia este aplicarea unei preincalziri si a unui ciclu de tratament termic dupa incheierea ciclului de sudare. Ciclograma pentru un astfel de ciclu de sudare este prezentata in fig.1.7. In acest caz, dupa sudare curentul se intrerupe si se aplica o racire sub actiunea fortei (calire) pe o perioada de timp suficient de mare (de circa 3-4 ori mai mare decat cea de la sudare, astfel incat in finalul ei sa se rezulte fragilizarea structurii in imbinare. Urmeaza apoi realizarea unui ciclu de revenire sub actiunea fortei prin aplicarea unui curent de incalzire pentru o perioada de timp stabilita. In aceasta faza curentul are valoarea cca. 80-90% din cel de la sudare si se aplica pe aceeasi durata de timp ca si la sudare. Urmeaza o etapa de mentinere, in care curentul se intrerupe si sudura se raceste sub actiunea fortei, dupa se anuleaza si forta si se realizeaza racirea libera pana la temperatura ambianta. Forta se poate alege constanta in toate fazele de actiune, sau poate fi mai mare in etapa de tratament. De asemenea, curentul poate fi aplicat direct sau cu panta de urcare. Ciclul de sudare cu panta de curent urcatoare se aplica la sudarea pieselor mai groase si permite cresterea treptata a curentului la valoarea prescrisa, reducand astfel pericolul expulzarii. Panta de curent coboratoare asigura scaderea treptata a curentului, permitand racirea mai lenta a pieselor.

Intregul ciclu de sudare, racire si tratament termomecanic se face la un singur contact al electrozilor, utilizand un programator de sudare adecvat unui astfel de ciclu. Astfel, revenirea poate fi realizata fara a fi necesar un echipament suplimentar, iar cresterea timpului total este echivalata de eliminarea timpilor suplimentari necesari manipularilor si realizarii tratamentului de revenire in mod conventional. Sudurile realizate prin aceasta metoda au rezistenta mecanica si tenacitate mai buna decat cele obtinute cu un ciclu de sudare fara tratament termo-mecanic.



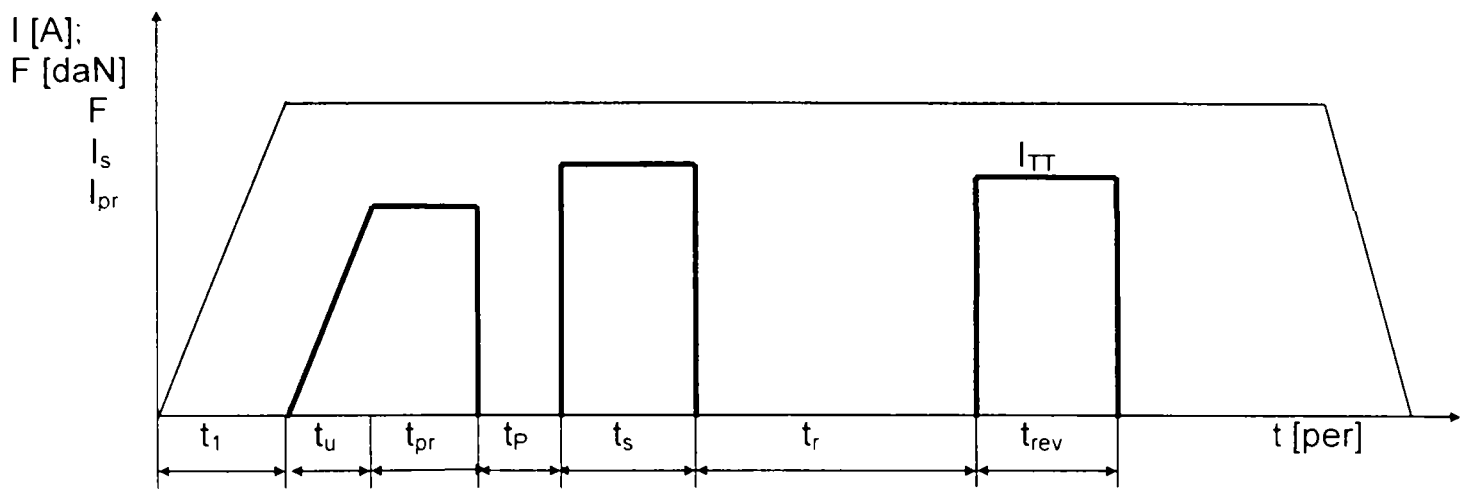


Fig.1.7 – diagrama de sudare cu preincalzire si tratament termomecanic

Optimizarea unui astfel de ciclu de sudare cu tratament termomecanic a fost luata in considerare de mai multi cercetatori.

Cretteur si Koruk [82] au analizat influenta mai multor cicluri de sudare, a timpului si a curentului, respectiv al pantei curbei de curent la preincalzire, sudare si tratament, precum si influenta timpului de mentinere. Studiul a fost efectuat pe o masina de sudat in puncte cu curent continuu si pe alta in curent alternativ, pe oteluri de inalta rezistenta, laminate la rece slab aliate (TRIP), cu rezistenta si plasticitate foarte bune, utilizate in industria auto. S-a remarcat o crestere de 20 -25% a rezistentei sudurii la aplicarea unui ciclu cu tratament comparativ cu unul obisnuit, fara preincalzire si tratament termomecanic. De asemenea, incalzirea post sudare si scurtarea fazei de mentinere (racire sub actiunea electrodului racit cu apa) pastreaza caldura in sudura, reducand viteza de racire si implicit riscul de aparitie al fisurilor.

Pentru acelasi tip de oteluri, Chuko si Gould [81] au cautat sa determine intervalul de timpi si curenti de revenire pentru care tratamentul termic post sudare (calire si revenire) realizat pe masina de sudat este eficient. Rezultatele au fost apreciate in functie de duritatea din imbinare, fiind trasate si diagrame de revenire transpunand duritatile masurate in functie de combinatiile timp – curent de revenire aplicate in etapa de tratament cu programul MINITAB contour plotting (fig.1.8). S-a constatat ca forma acestor diagrame este determinata de compozitia chimica a otelului, modul de descompunere al austenitei si ciclul de revenire aplicat, precum si de grosimea materialului. Forma lor plata sugereaza ca timpii de revenire aplicati ($2+60$ per) sunt relativ scurti comparativ cu raspunsul general la revenire al martensitei. Aceste diagrame difera de izotermele tipice revenirii prin zonele de tranzitie care apar la timpi scurti si curenti mari.

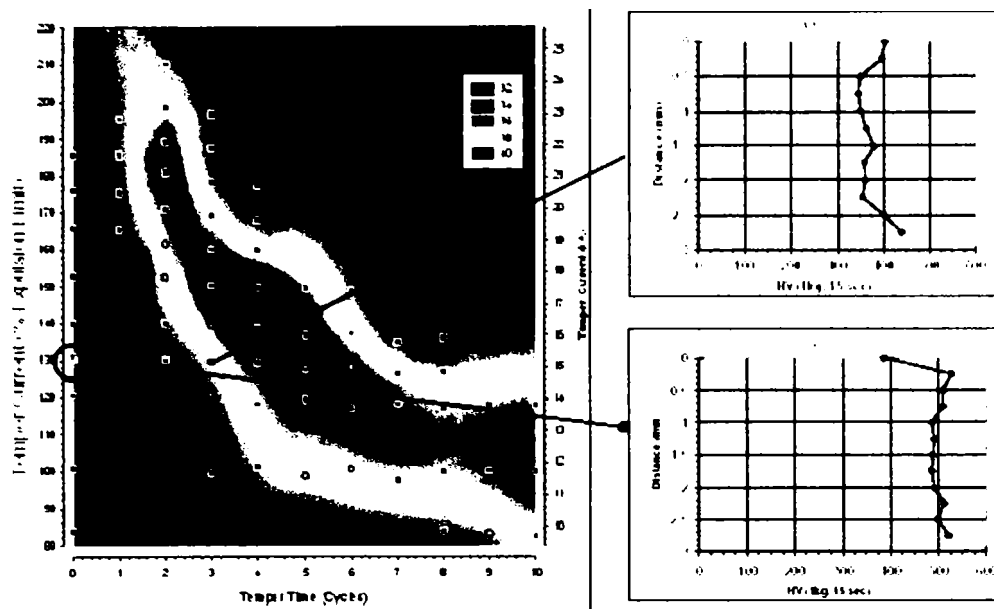


Fig.1.8 a) – diagrama de revenire-sudura in puncte otel slab aliat TRIP, grosime 1,6 mm

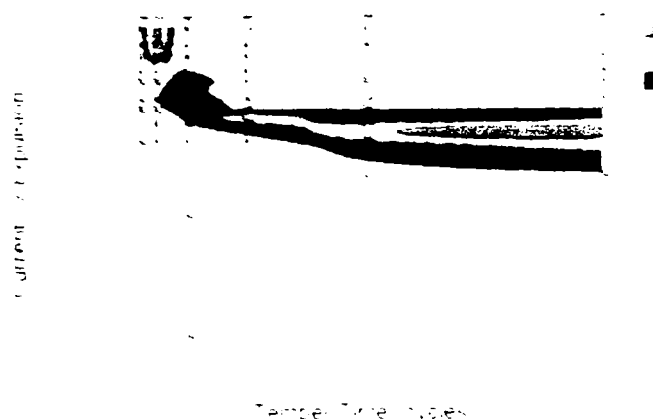


Fig.1.8 b) - diagrama de revenire-sudura in puncte otel slab aliat TRIP, grosime 0,87 mm

Un alt mod de abordare a efortului de optimizare a procesului de sudare este evaluarea mai buna a legaturii dintre elementele fizice, mecanice si metalurgice ale procesului prin modelarea microstructurii in element finit.

Cunoscand comportamentul termic si informatiile metalurgice despre otelul de sudat se poate aprecia microstructura care va rezulta in imbinarea sudata realizand modelul microstructural corespunzator. Microstructura rezultata in sudura se va reflecta in proprietatile mecanice, care sunt cunoscute sau pot fi determinate experimental. Odata ce proprietatile dorite au fost determinate, se poate aprecia raspunsul sudurii la solicitarile externe aplicate. Un model microstructural viabil trebuie sa poata descrie influenta parametrilor procesului asupra proprietatilor sudurii.

Exista mai multe modelari ale dezvoltarii microstructurii in zona de topire si in ZIT [69,101,102,150], care descriu formarea austentei la incalzire si descompunerea ei la racire [150]. Modelul realizat de Ion s.a [101] leaga carbonul echivalent C_E si timpul de racire de la 800°C pana la 500°C de procentele de bainita, martensita si perlita din

amestec, fig.I.9. Modelul este foarte utilizat, dar estimarile nu sunt prea precise la viteze de racire mici pentru oteluri carbon moi. Modelul realizat de Watt s.a. [150] se bazeaza pe ecuatii dezvoltate pe baza diagramelor TTT pentru oteluri cu mult carbon si se foloseste pentru acestea.



Fig.I.9 – Digrama tip de variatie a fractiunilor fazelor cu timpul la racirea de la 800°C la 500°C pentru un otel cu compozitie data (0,048 C; 0,1Si; 0,18 Mn [%])

Badeshia s.a. [69] a realizat un model pentru descompunerea secventiala a austenitei in diverse tipuri de ferita, fiind utilizat pentru diverse viteze de racire la oteluri carbon moi. Jones si Bhadeshia [102] au dezvoltat mai recent un model mai performant de descriere simultana a formarii feritei, bazat pe ecuatii de transformare cinetica.

Utilizand un model integrat de modelare cu element finit a microstructurii, Santella s.a. [125] au determinat distributia spatiala a microstructurii si proprietatilor mecanice ale imbinarilor sudate electric prin presiune in puncte in otel carbon moale si au aratat ca microstructura dura reduce proprietatile mecanice ale imbinarii cu 50%.

Multi cercetatori au incercat sa determine, numeric, prin modelare cu element finit sau experimental, o metoda acceptabila de determinare a rezistentei unei imbinari sudate electric in puncte inca din faza de proiectare a acesteia. Pentru a evalua rezistenta la oboseala din imbinari sudate in puncte prin simulare cu analiza cu element finit, Bae s.a. [70] si Henrysson s.a. [99] au determinat intai tensiunile reziduale cu element finit (Bae cu model 3D), iar rezultatele, verificate cu metoda difractiei de raze X, au fost utilizate apoi la evaluarea rezistentei la oboseala. Studiile au fost efectuate pe table de otel de rezistenta inalta folosite in industria auto si comparate apoi cu cele de la table din otel carbon.

Rathbun s.a.[124], facand incercari de rezistenta la rupere si incercari de oboseala pe suduri in puncte realizate pe oteluri slab aliate si oteluri de rezistenta inalta folosite in industria auto, a constatat ca structura martensitica si starea de tensiune triaxiala in imbinarea sudata sunt factorii principali de aparitie a fisurii in imbinarea sudata, sugerand ca solutie posibila de remediere aplicarea unui tratament de revenire post

sudare. In experimentele efectuate, fisurarea a aparut intr-o zona critica din zona influentata termic, pe o directie determinata de distributia tensiunilor in imbinarea sudata.

Pentru a dezvolta un criteriu de rupere a sudurilor in puncte supuse la sollicitari combinate, Chao, [79], a determinat experimental, pe oteluri de rezistenta inalta, tensiunile la rupere prin tractiune si prin forfecare, dupa care a stabilit un criteriu de rupere pe baza relatiilor clasice ale lui von Mises si Tresca. Zhang, [152,153], a realizat cu element finit o analiza foarte detaliata a distributiei tensiunilor din jurul punctului sudat supus la sollicitari combinate.

Cap.II Studiu experimental privind influenta compozitiei chimice asupra microstructurii la sudarea electrica prin presiune

1. Sudarea electrica prin presiune in relief a doua perechi de oteluri moi diferite

In cele ce urmeaza se va prezenta o aplicatie de sudura electrica prin presiune in relief, realizata in doua variante, cu doua perechi de oteluri diferite, pentru a evidentia influenta compozitiei chimice a otelului la sudarea electrica prin presiune, chiar si la sudarea otelului carbon moale.

1.1 Reperetele destinate sudarii

Subansamblul sudat consta din doua nipluri care se sudeaza electric prin presiune in relief pe o carcasa.

Niplul este prelucrat prin aschiere, iar tabla carcasei este ambutisata. Dupa ambutisare, carcasa a fost detensionata si degresata.

Bosajele au fost prelucrate in niplu, avand forma inelara precum cele din fig.II.1.1.

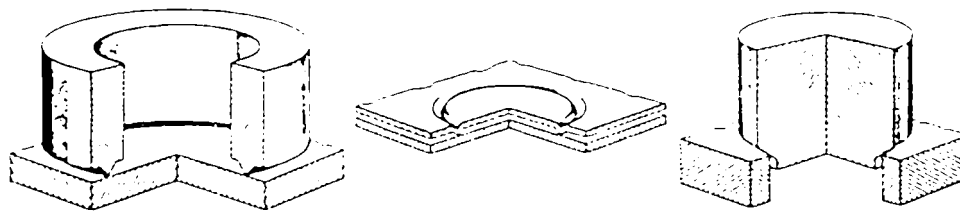


Fig. II.1.1 - Bosaje inelare

La sudarea in relief a pieselor de tipul tabla-niplu, bosajul se practica in general in piesa mai groasa (niplu), pe tot conturul acesteia. Unghiul la varf poate avea valori cuprinse intre $60^\circ \div 90^\circ$.

O sectiune marita prin imbinarea sudata este prezentata in fig.II.1.2, iar in fig.II.1.3 sunt prezentate subansamblul sudat, respectiv un detaliu de pozitionare a zonei de imbinare.

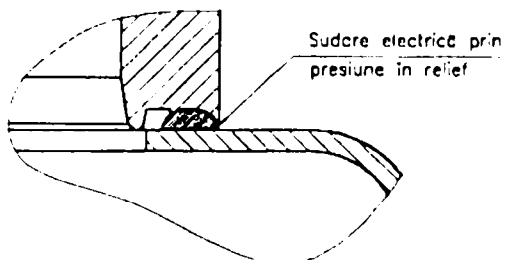
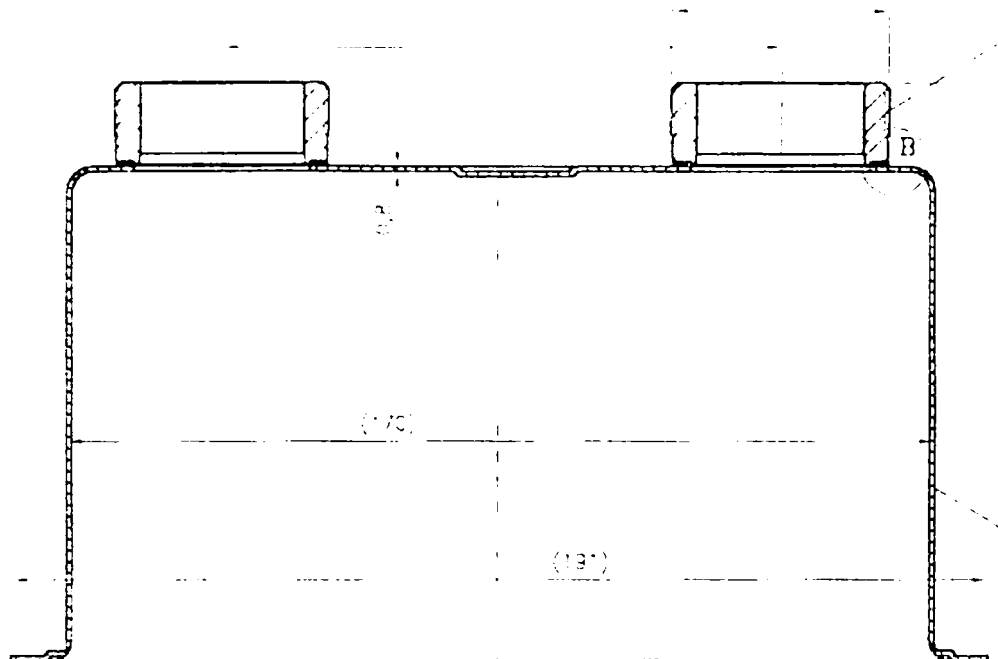


Fig.II.1.2 – Sectiune pentru pozitionarea imbinarii

A-A

1



2

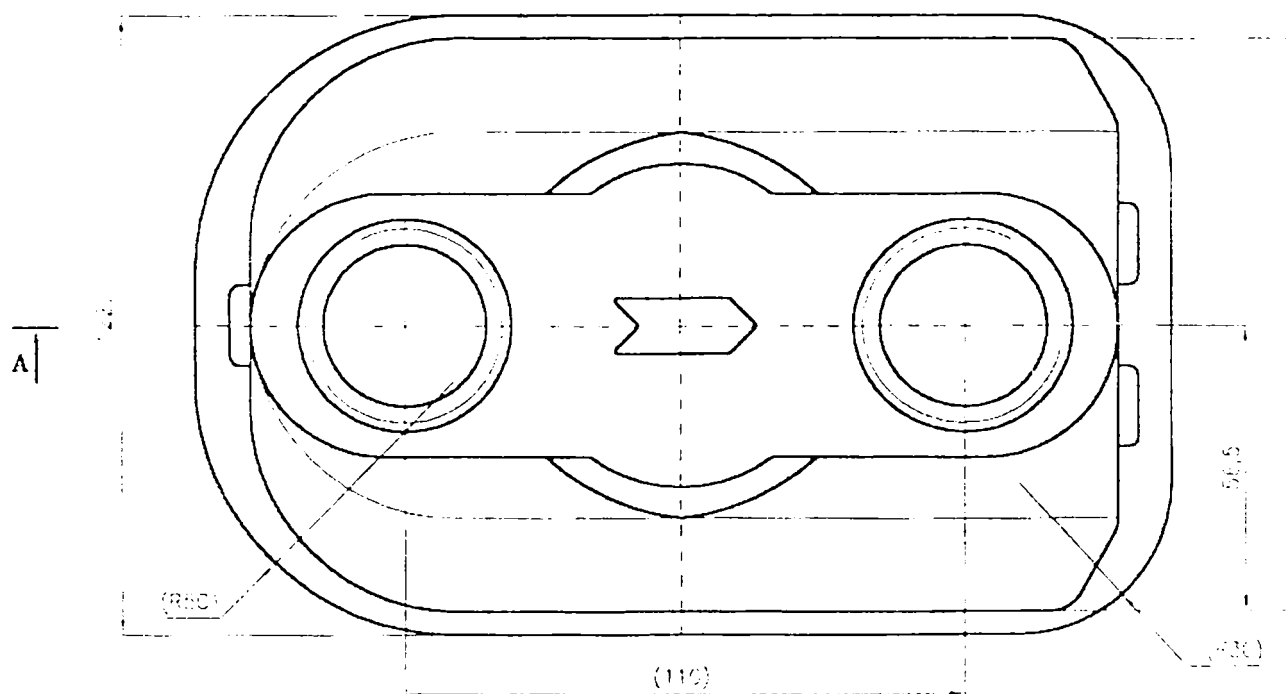


Fig.II.1.3 – subansamblu carcasa –nipluri

In fig.II.1.4 este prezentat un desen de detaliu al niplului, cu forma si dimensiunile bosajului practicat in acesta, iar in figurile II.1.5-II.1.7 se pot vedea subansamblul sudat

si detalii ale acestuia. S-au experimentat diferite unghiuri la varf ale bosajului si s-a ales in final varianta de 90°.

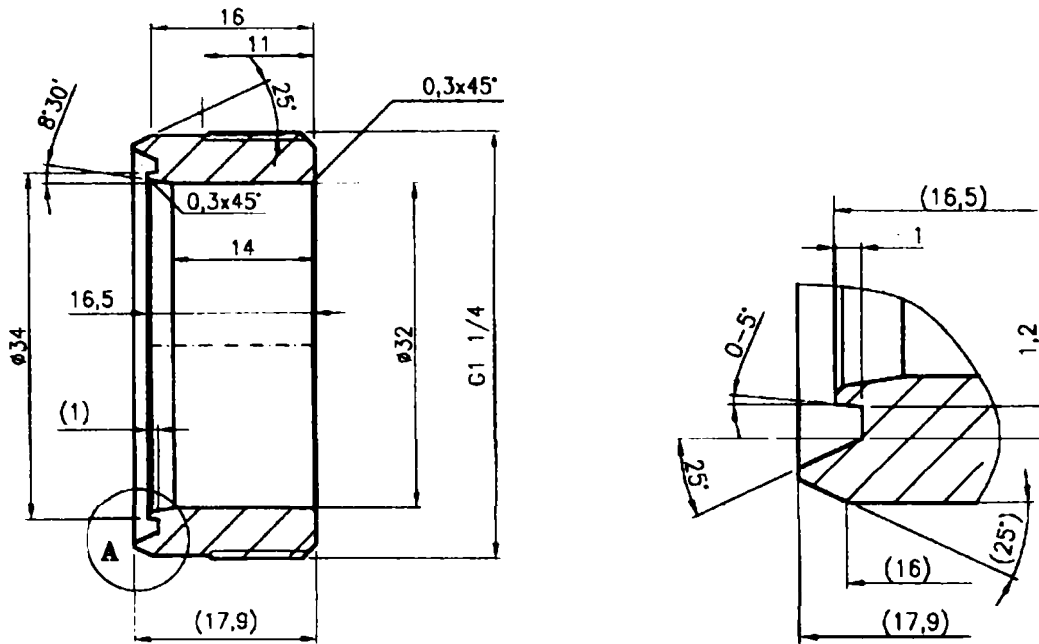


Fig.II.1.4.- Detaliu al bosajului niplului

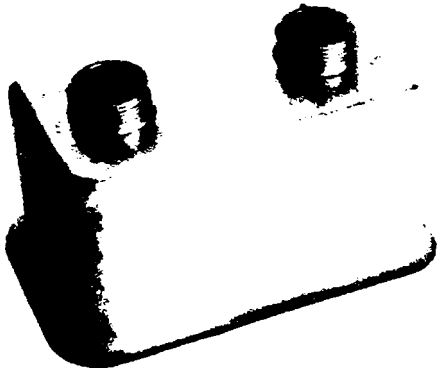


Fig.II.1.5 – subansamblu niplu-carcasa sudat



Fig.II.1.6 – detaliu nipluri sudate



Fig.II.1.7 – detaliu niplu sudat

1.2 Conditii generale de desfasurare a experimentelor

- **Masina de sudat electric prin presiune in relief utilizata**

Sudurile au fost realizate pe o masina specializata de sudat electric prin presiune in relief, tip PRS 180, fig.II.1.8.

Caracteristicile tehnice ale acestei masini sunt:

Puterea nominală la DA 50 %		180 kVA
Tensiunea nominală de alimentare monofazică		380 V
Frecvența rețelei electrice		50 Hz
Tensiunea secundară de mers în gol		11,4 V
Curentul secundar de scurtcircuit		60 kA
Forța de apasare maximă (la 6,3 bar)		12,66 kN
Distanța între electrozii de sudare		reglabila
Forța de strângere maximă la brațul inferior		19,78 kN
Debitul minim al apei de răcire		10 l / min.
Presiunea aerului		6,3 bar
Programator cu microprocesor		
Dimensiuni de gabarit	lungime	1200 mm
	lățime	700 mm
	înălțime	2000 mm
Masa		2000 kg

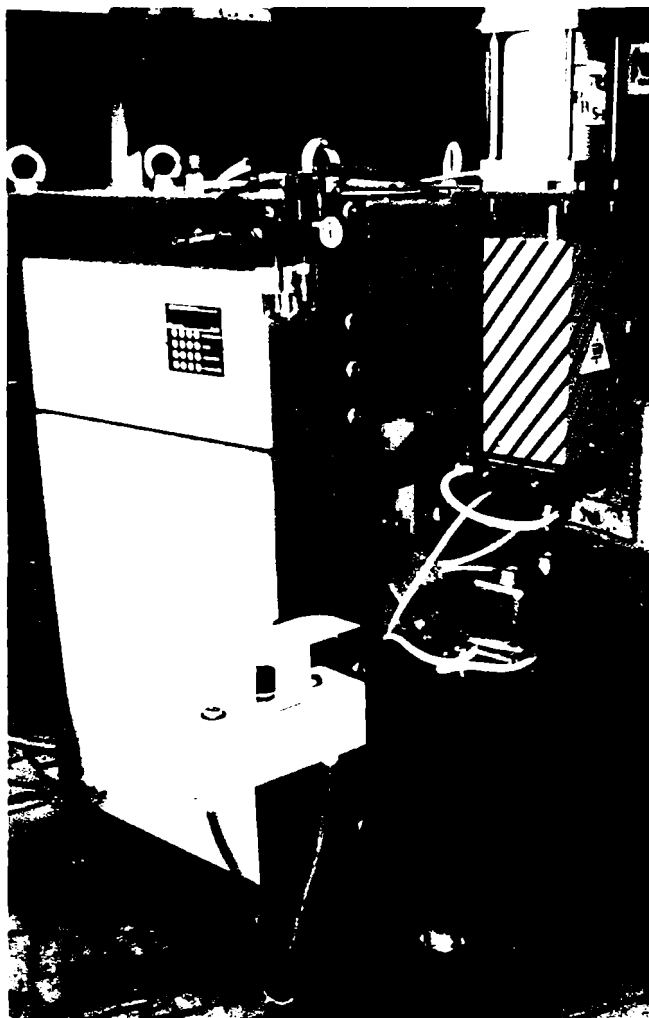


Fig.II.1.8 - Masina specializata de sudat electric prin presiune in relief tip PRS 180.

Sudarea s-a realizat pe cate un niplu, folosind electrozii din fig.II.1.9 a) si b), montati pe portelectrozii fixati pe platourile masinii.

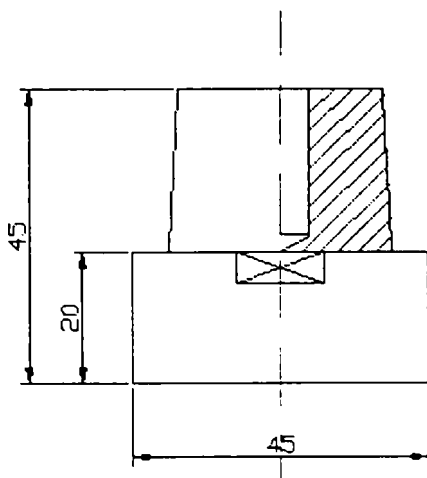


Fig.II.1.9 a) – electrod superior

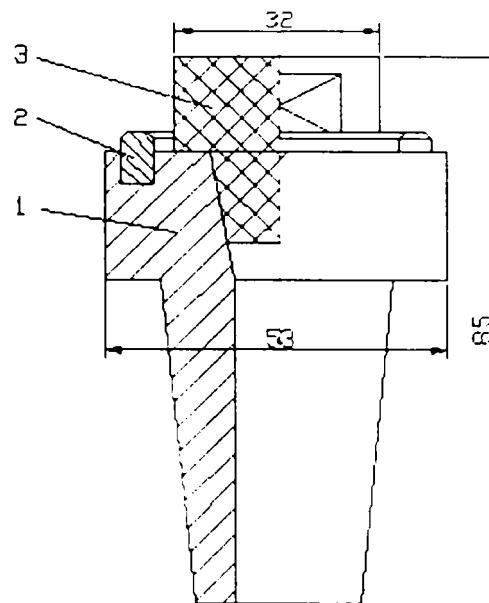


Fig.II.1.9 b) – electrod inferior

Electrodul superior a fost realizat din aliaj CuCrZr. Electrodul inferior are corpul (1) din CuCrZr, un cep de ghidare din material izolator (3) si o insertie din aliaj Cu-W (2).

Intrucat volumul de material care trebuie incalzit la sudarea unui niplu este relativ mare nu s-a realizat sudarea simultana a ambelor nipluri. In afara de acest lucru s-a mai luat in considerare si faptul ca, fiind obtinuta prin ambutisare, carcasa nu are suprafata de contact plana cu niplul si de aceea este dificil de asigurat un contact bun la sudarea simultana a doua nipluri.

Compozitia chimica si duritatea celor doua aliaje de Cu sunt date in tabelul II.1.1 si, respectiv tabelul II.1.2.

Tabelul II.1.1

Material	Clasa	Compozitia chimica			Duritatea [HB]	Conform normei
CuCrZr laminat	A2	Cu 99,93%	0,863%Cr	0,07%Zr	135	EN 10204/2.2

Tabelul II.1.2

Material	Clasa	Compozitia chimica			Duritatea [HB]	Conform normei
WNiCu sinterizat	B12	68,5%W	30%Cr	1,5%Cu	135	STAS 10624-88, EN 25184

Analiza comportarii acestei aplicatii la sudarea electrica prin presiune in relief a fost facuta pe cate doua tipuri de materiale, atat pentru niplu, cat si pentru carcasa, dupa cum urmeaza. Forma si dimensiunile pieselor, ale electrozilor de sudare si materialele utilizate pentru acestia, precum si masina pe care s-au efectuat probele de sudare sunt aceleasi in ambele cazuri.

1.3 Experiment si rezultate - perechea 1 de oteluri

Materialul niplului OLT 35, iar al carcasei tabla de otel TDA-k, destinata deformarii plastice la rece, STAS 9485-80.

Compozitia chimica si proprietatile mecanice ale otelului OLT 35 sunt date in tabelul II.1.3, respectiv in tabelul II.1.4.

Tabelul II.1.3

Tip otel	C	Mn	Si	P	S	Al
OLT 35	0,12	0,5	0,2	0,04	0,045	0

Tabelul II.1.4

Tip otel	Stare	Rm [N/mm ²]	Rp _{0,2} [N/mm]	A ₅ min.[%]	KCU 300 min [J/cm ²]
OLT 35	laminata	350 N/mm ²	230	26	-

Compozitia chimica si proprietatile mecanice ale otelului tablei se gasesc in tabelul II.1.5, respectiv in tabelul II.1.6.

Tabelul II.1.5

Tip otel	C max.	Mn max.	Si max.	P max.	S max.	Al	Cr max.	Ni max.
TDA-k	0,11	0,45	0,5	0,35	0,40	0,02 – 0,10	0,08	0,1

Tabelul II.1.6

Otel	Rp _{0,2} [N/mm]	Rm [N/mm ²]	A pt. L=80mm.[%]
TDA - k	240 max.	270-370	34 min

Diagrama ciclului de sudare utilizat este prezentata in fig.II.1.10.

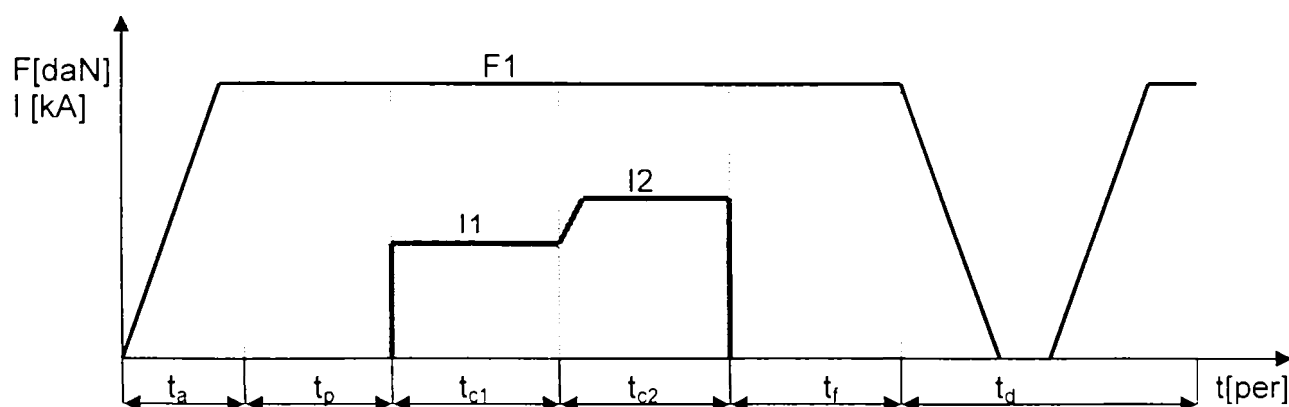


Fig.II.1.10 – Ciclograma de sudare

t_a - timp de acostare (stabilizare a fortei)

t_p - timp de presare

t_f - timp de forjare

t_{c1} - timp de actionare a curentului I1

t_d - timp de destrangere

t_{c2} - timp de actionare a curentului I2

Parametrii de sudare cu care s-au obtinut suduri de calitate sunt in tab.II.1.7

Tabelul II.1.7

t_a [per]	t_p [per]	t_{c1} [per]	t_{c2} [per]	t_f [per]	t_d [per]	I1 [kA]	I2 [kA]	p [bar]	F [daN]
95	95	15	35	75	55	15	26	5	1000

1.3.1 Analiza metalografica.

Analiza macroscopica pentru imbinarea sudata prin presiune in relief s-a realizat conform SR EN 1321-2001, STAS 10952/2-78, STAS 7084/2-78, atac NITAL 10% (fig.II.1.5,II.1.6). Sudurile au fost continue pe tot conturul si nu s-au observat defecte de sudare.

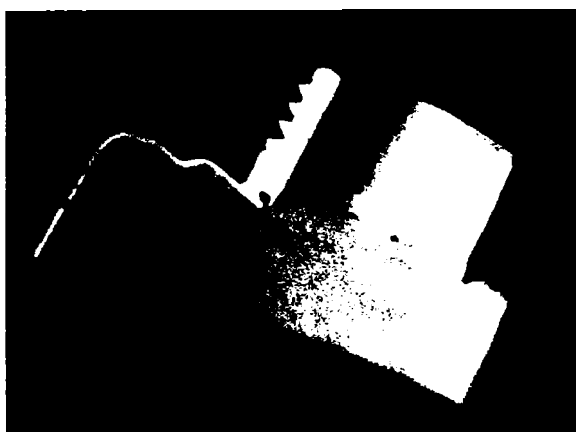


Fig.II.1.11 a) –proba pentru analiza micro-macro - Fig.II.1.11 b)

Analiza microscopica s-a executat conform SR 5000-97 si SR ISO 643-94 in zonele caracteristice imbinarii sudate prin presiune in relief (MB, ZIT). Structurile corespunzatoare sunt cuprinse in fig.II.1.12, II.1.13, II.1.14.

In tabelul de mai jos sunt prezentate rezultatele analizei metalografice.

Tabelul II.1.8

Marcaj proba	Examinare macroscopica 50x	Examinare microscopica 100x		Zona cercetata	Nr fig.
		Structura cf SR 5000-97	Defecte		
M1	Imbinare sudata in relief (niplu pe tabla), Fig II.1.12, II.1.13, II.1.14 Nu se observa defecte de sudare	Ferita, perlita in siruri		MB _N	II.1.12
		Perlita, ferita, ferita aciculara, bainita	Nu se observa	ZIT _N	II.1.13
		Ferita aciculara		MT	II.1.13
		Ferita granulara		ZIT _T	II.1.13
		Ferita granulara		MB _T	II.1.14

* MB – material de baza; ZIT – zona influentata termic; MT – metal topit; N – niplu; T- tabla

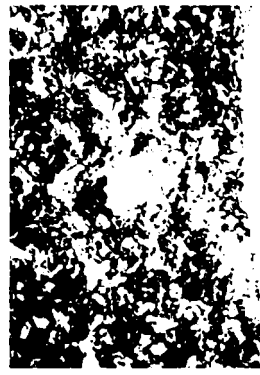
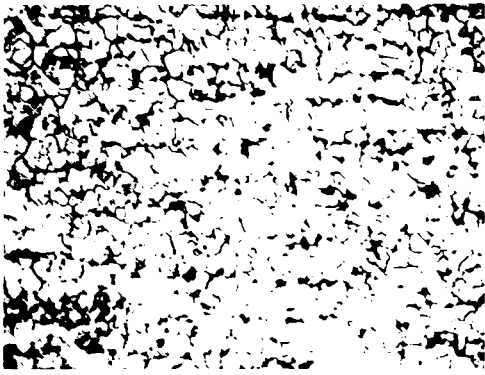


fig.II.1.12 - MB_N (atac Nital 2%, 100x)

fig.II.1.13 - ZIT_N+ ZIT_T (atac Nital 2%, 100x)

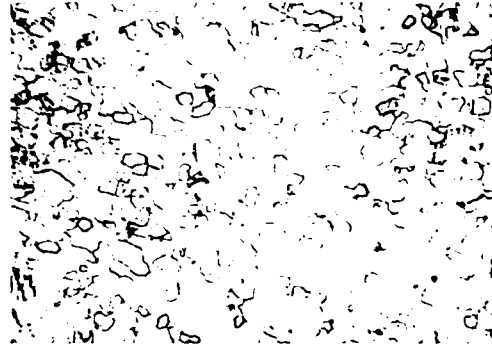


fig. II.1.14 - MB_T (atac Nital 2%, 100x)

Rezultatele incercarilor de duritate sunt prezentate in tabelul II.1.9.

Tabelul II.1.9

Zona investigata	Duritatea Vickers HV	Valoare medie
MB _N	132	132,33
	128	
	137	
ZIT _N	306	277
	257	
	268	
ZIT _T	131	133,33
	134	
	135	
MB _T	90	89,66
	88	
	91	

Diagrama de variatie a duritatii in imbinarea sudata este redata in fig.II.1.15.

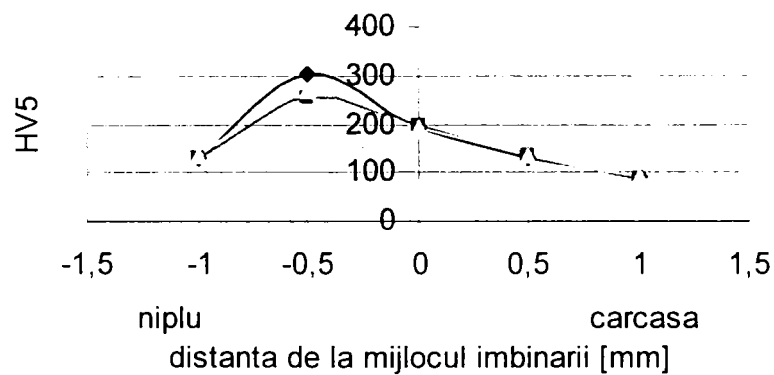


Fig.II.1.15 - Variatia duritatii in imbinarea sudata in relief niplu-carcasa

Incarcarile de duritate s-au executat conform STAS 492/1-85 pe zonele caracteristice (MB, ZIT). Se observa cresterea duritatii in zona topita, respectiv durificare mai mare in ZIT_N si ceva mai scazuta in ZIT_T . Datorita regimului termic dur aplicat la sudare, se remarca aparitia bainitei in ZIT niplu, care are duritatea in ZIT mai mare decat in zona centrala.

Microstructurile si duritatile rezultate in urma analizelor efectuate sunt caracteristice compozitiei chimice a otelurilor moi folosite si a starii materialelor inainte de sudare.

1.3.2 Incercari mecanice

- Incercarea la rupere prin indoire (debutonare) conform STAS 7932/1-90 si ISO/DIS10447-2003

Aceasta incercare a fost efectuata atat pe cate trei probe executate special pentru aceasta incercare, cat si pe probe prelevate prin forfecare dintr-un subansamblu sudat.

Piese supuse incercarii la tractiune au fost supuse si incercarii de rasucire la un moment de 110 Nm, fara a se produce ruperea.

- Incercarea la etanseitate

Probele au fost supuse la o incercare de etanseitate in apa, introducand in nipluri aer comprimat la presiunea de 0.5 bar si obaturand partea opusa. Avand in vedere ca prin acest subansamblu sudat va circula gaz metan, nu sunt permise scapari. Nu s-au constatat scapari la nici una dintre piesele verificate.

- Incercarea la soc

Piese supuse incercarilor anterioare au fost supuse la o incercare la soc prin cadere libera de la 1m pe o suprafata dura. Nu au aparut nici fisuri si nici desprinderi. Incercarea s-a realizat intrucat carcasele aveau tensiuni remanente mari dupa sudare, datorita cumularii tensiunilor rezultate dinambutisare cu cele rezultate din sudare. Ca urmare, probele nu rezistau la socuri si apareau desprinderi, impiedicand si definitivarea tehnologiei de sudare. Dupa aplicarea detensionarilor s-a putut definitiva si regimul de sudare.

1.4. Experiment si rezultate – perechea a 2-a de oteluri

Materialul niplului: OLT 45K, STAS 8184-87, iar al carcasei tabla OL32, STAS 500/2-80. Compozitia chimica a otelului OLT 45K este data in tabelul II.1.10, iar proprietatile mecanice in tab.II.1.11.

Tabelul II.1.10

Otel niplu	C	Mn	Si	P	S ₊	Al	Cr	Ni	Cu
OLT 45 K	0,22	1,18	0,27	0,019	0,014	0,035	0,15	0,06	0,08

Tabelul II.1.11

Tip otel	Stare	Rm [N/mm ²]	Rp _{0.2} [N/mm]	A ₅ min. %	Z min. %	KCU 300 min [J/cm ²]
OLT 45K	laminata	550 N/mm ²	230	21	60	60

Compozitia chimica a otelului carcasi este data in tabelul II.12, iar proprietatile mecanice in tab. II.1.13.

Tabelul II.1.12

Otel carcasa	C	Mn	Si	P	S	Al	Cr	Ni
Ol 32	0,04	0,23	0,02	0,008	0,016	0,044	0,01	0,02

Tabelul II.13

Otel	Rp _{0.2} [N/mm]	Rm [N/mm ²]	A pt. L=80mm.%
OL32	170 max.	310-390	33 min

In acest caz se constata o concentratie destul de mare de Mn in materialul niplului, al carui carbon echivalent este destul de mare incat sa fie susceptibil de durificare dupa sudare:

$$CE = C + 1/4(Mn + Si) [\%]; \quad CE \text{ niplu} = 0.58\%$$

Parametrii de sudare cu care s-au realizat suduri corespunzatoare calitativ in acest caz sunt (tab.II.1.14), ciclograma de sudare utilizata fiind aceeaasi ca si in cazul precedent..

Tabelul II.1.14

t _a	t _p	t _{c1}	t _{c2}	t _f	t _d	I ₁	I ₂	p	F
[per]	[per]	[per]	[per]	[per]	[per]	[kA]	[kA]	[bar]	[daN]
90	90	20	43	75	55	19	31,2	5	1000

1.4.1 Analiza metalografica

- **Analiza macroscopica** pentru imbinarea sudata prin presiune in relief (carcasa OL32 cu doua nipluri din OLT 45 K) s-a realizat conform STAS 10952/2-78, STAS 7084/2-78. Aspectul macroscopic este prezentat in fig. II.1.16.



Fig. II.1.16 - macrostructura imbinarii sudate (atac NITAL 10%)

- Analiza microscopica

in tabelul II.1.15 de mai jos sunt prezentate rezultatele analizei.

Tabelul II.1.15

Marcaj proba	Examinare macroscopica [max. 50x]	Examinare microscopica 100x			Zona cercetata *	Nr fig.
		Structura constatata cf. SR 5000-97 ; STAS 7626-79	Marime graunte SR ISO 643-94	Defecte STAS 7084/2-84		
M2	Imbinare sudata electric prin presiune in relief (niplu pe tabla) – Nu se observa defecte de sudare	Ferita si perlita in siruri	~7		MB _N	II.1.17
		Perlita, ferita, ferita aciculara, bainita	~5	Nu s-au	ZIT _N	II.1.18
		Perlita, ferita cu putina ferita aciculara	6-7	constatat	ZIT _C	II.1.19
		Ferita, perlita	~7		MB _C	II.1.20

- MB – material de baza; ZIT – zona influentata termic; N – niplu; C- carcasa



Fig.II.1.17 - MB_N (atac Nital 2%, 100x)

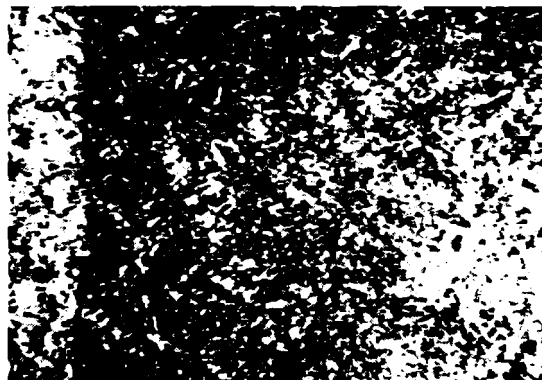


Fig.II.1.18 - ZIT_N (atac Nital 2%, 100x)

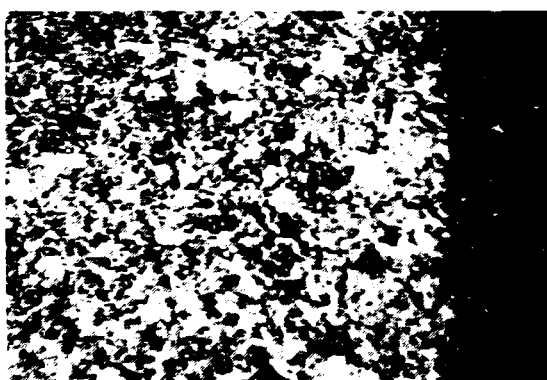


Fig.II.1.19 - ZIT_C (atac Nital 2%, 100x)

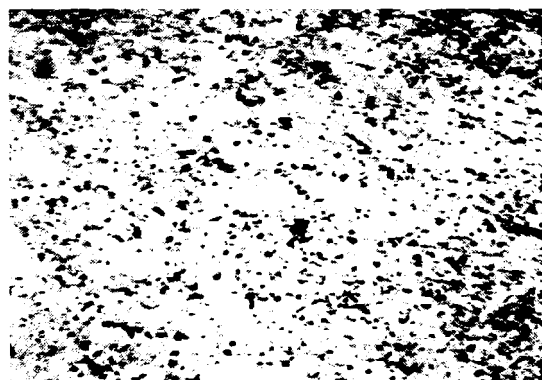


Fig.II.20 - MB_C (atac Nital 2%, 100x)

1.4.2 Incercari mecanice si duritati

S-au realizat aceleasi incercari mecanice ca in cazul precedent, in aceleasi conditii. Rezultatele au fost aceleasi in conditiile aplicarii parametrilor de sudare adecvati materialelor. Incercarea de duritate VICKERS [HV] s-a executat conform STAS 492/1-85 pe zonele caracteristice (MB, ZIT) (fig. II.1.21).

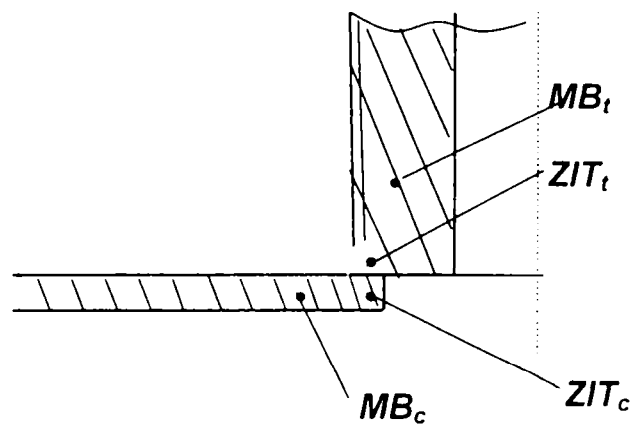


Fig.II.1.21 – Schema grafica a imbinarii sudate

Rezultatele incercarilor de duritate sunt prezentate in tabelul II.1.16, iar diagrama de variatie a duritatii in imbinarea sudata pe distanta fata de centrul imbinarii este prezentata in fig.II.1.22. Se observa ca durificarea este mai mare in ZIT_N si ceva mai scazuta in ZIT_C.

Tabelul II.1.16

Zona investigata	Duritatea Vickers HV	
	Valori individuale	Media valorilor
MB _N	155	158
	160	
	159	
ZIT _N	437	426
	413	
	429	
ZIT _C	140	141
	141	
	141	
MB _C	136	135
	135	
	135	

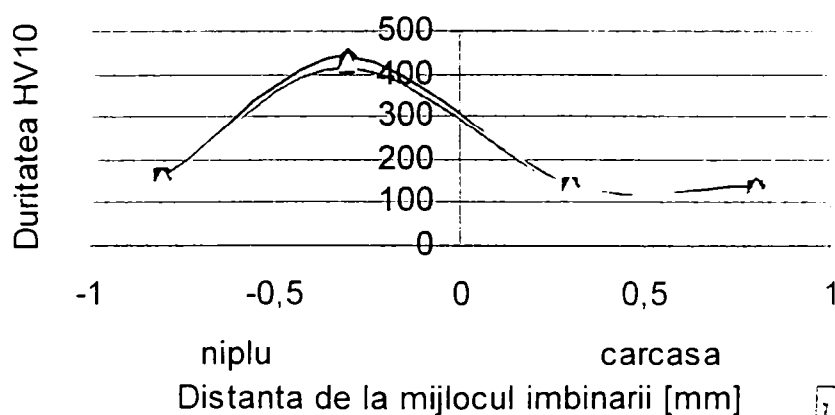
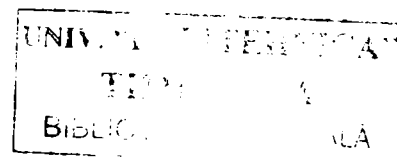


Fig.II.1.22 – Variatia duritatii in imbinarea sudata



1.5 Concluzii

Realizand acelasi tip de imbinare sudata in relief pe doua perechi de materiale, in aceleasi conditii se poate face o analiza a influentei compozitiei chimice a otelurilor prin compararea duritatilor rezultate in imbinarea sudata. Conditiiile mentionate presupun aceeasi configuratie a pieselor, aceeasi stare a materialelor si suprafetelor acestora, acelasi tip de electrozi, aceeasi ciclograma de sudare, aceeasi masina de sudat in relief.

Dupa cum s-a mentionat anterior, carbonul echivalent al materialului niplului in cazul al doilea este sensibil mai mare decat la celelalte materiale, in primul rand datorita continutului mare de Mn. Acesta, de fapt, a creat probleme si la determinarea regimului de sudare corespunzator. Rezultatul a fost duritatea mai mare in ZIT niplu dupa sudare, dupa cum se poate observa din tabelul si diagrama de mai jos.

Deci chiar si la un otel carbon moale, influenta procentului de participare al componentelor acestuia, mai ales al celor cu potential durificator este hotaratoare in ceea ce priveste caracteristicile fizice si mecanice ale imbinarii sudate prin presiune.

Tabelul II.1.17

	Duritati medii HV pe zone caracteristice			
	MB _n	ZIT _n	ZIT _t	MB _t
Caz I	132,33	277	133	89,66
Caz II	158	426	141	135

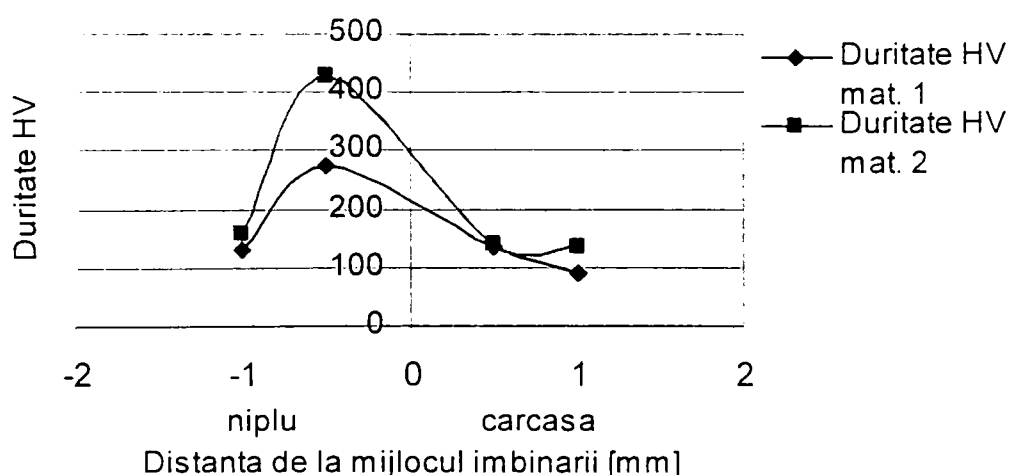


Fig.II.1.23 – Diagrama comparativa a variatiei duritatilor

2. Sudarea electrica prin presiune in puncte a unui otel moale cu un otel durificabil

Sudarea electrica prin presiune in puncte este procedeul principal de imbinare a otelurilor in industria auto. Datorita necesitatii crescande de reducere a consumului de combustibil se utilizeaza tot mai mult semifabricate din otel cu grosimi mai mici si rezistenta mecanica crescuta, obtinuta prin cresterea procentului de aliere. In timpul sudarii electrice prin presiune in puncte materialele se incalzesc peste temperatura de topire si apoi sunt racite rapid (prin contactul cu electrodul racit cu apa), ciclul de sudare fiind foarte scurt. Acest tratament termic intens produce modificari microstructurale atat in punctul sudat, cat si in ZIT. Prin urmare, chiar daca procedeele de obtinere a semifabricatelor din otel le confera proprietati mecanice foarte bune, ciclul de sudare le altereaza. Imbinarile sudate electric prin presiune sunt supuse unor incercari mecanice de rezistenta la rupere si la oboseala.

In cazul cel mai simplu se sudeaza in puncte doua table subtiri din otel carbon moale identice (ca grosime, compozitie chimica, proprietati mecanice si forma a pieselor de sudat). La constructia unui automobil insa este frecventa imbinarea a doua piese diferite ca grosime si material, care la sudare vor avea un comportament diferit.

In sensul exemplificarii celor de mai sus, in cele ce urmeaza se va prezenta o aplicatie de sudare electrica prin presiune in puncte din industria auto, si anume sudarea in 4 puncte la 90° a unui limitator pe tija amortizorului auto.

2.1 Materiale si forma pieselor de sudat

Materialul din care este executata tija este WNB 791 A2 C 40 K EN 10277, conform buletinului de analiza chimica, iar materialul limitatorului este DC03 / DIN EN 10139 / EN 10140. Atat tija cat si limitatorul sunt prelucrate la cota finala.

Tabelul II.2.1 prezinta compozitia chimica a celor doua materiale, iar tabelul II.2.2 proprietatile mecanice pentru C40.

Tabelul II.2.1

Material	C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]
WNB 791 A2 C 40 K (tija)	0,45	0,15	0,65	0,026	0,03
DC03 / DIN EN 10139	0,1	-	0,45	0,03	0,03

Tabelul II.2.2

Material	Limita de elasticitate [N/mm ²]	Rezistenta la tractiune [N/mm ²]	Alungirea [%]
WNB 791 A2 C 40 K	595	797	7

Dupa cum se poate constata din tabelul II.2.1, concentratia C si a Mn este destul de ridicata. Carbonul este elementul cu potential durificator cel mai mare, duritatea in sudura crescand mai ales la concentratii peste 0,2%C. La cresterea duritatii contribuie si Mn, mai ales in concentratii peste 0,6%, cum este cazul materialului tije.

Carbonul echivalent al otelului tije, calculat cu relatia empirica de mai jos este de asemenea ridicat, dupa cum se poate constata din relatia [62]:

$$C_E = \%C + \frac{1}{4} (\%Mn + \%Si); \quad C_E = 0,65\%$$

Desenul subansamblului sudat, unde tija are diametrul $\phi 22_{-0,02}$ mm, se poate vedea in fig.II.2.1, existand diverse lungimi de tije si distante ale limitatorilor fata de capatul tije. Desenele de detaliu pentru repere se pot vedea in fig.II.2.2 si II.2.3.

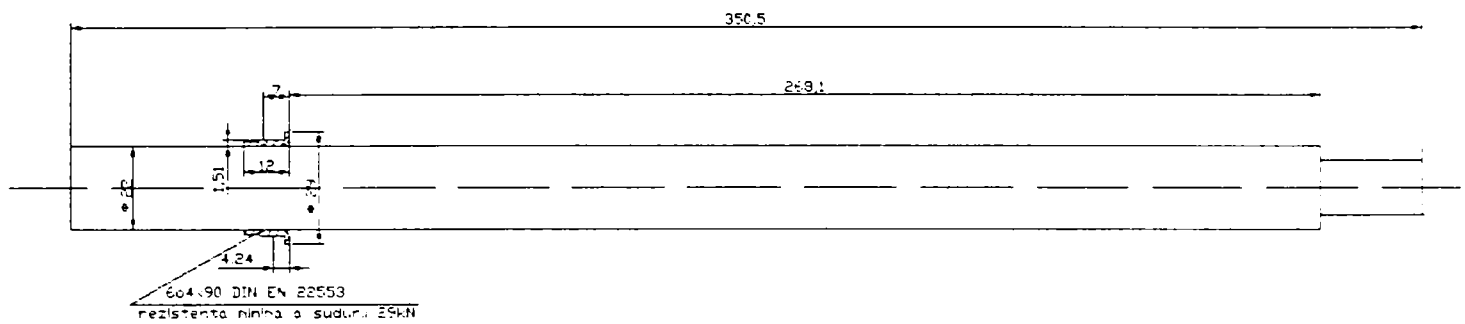


Fig.II.2.1 – desen subansamblu de sudat tija - limitator

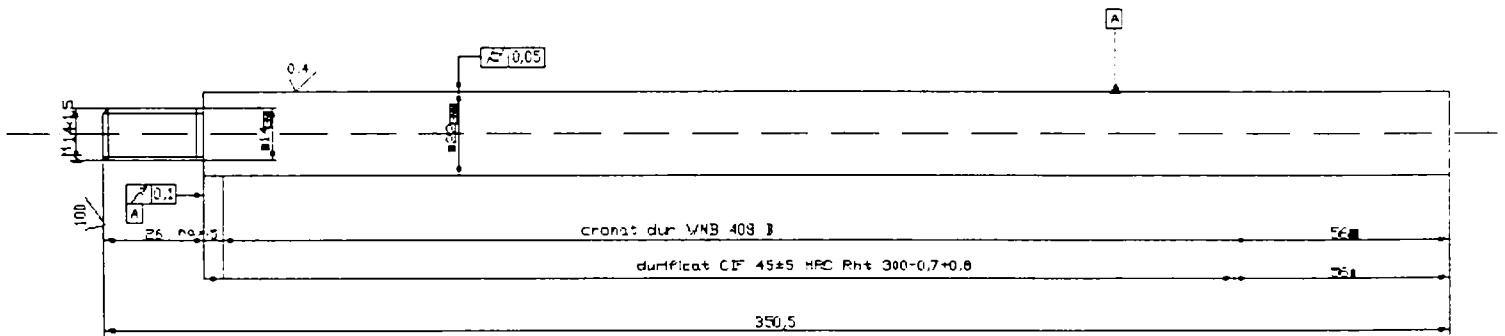


Fig.II.2.2 - desen executie tija

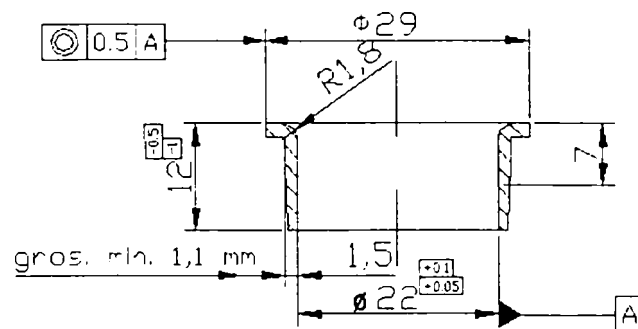


Fig. II.2.3 - desen executie limitator

Dupa cum se constata din cele prezentate mai sus, aplicatia considerata se refera la sudarea a doua piese de grosimi diferite, cea subtire (cu grosimea peretelui de 1,5 mm) din otel moale, iar cea groasa din C40, ambii electrozi fiind in contact cu piesa subtire.

Valoarea ridicata a C_E implica, dupa cum este cunoscut, dificultati la sudarea electrica prin presiune comparativ cu otelul carbon moale si necesita alegerea cu atentie a ciclogramei si parametrilor de sudare.

2.2 Conditii generale de desfasurare a experimentelor

- **Masina utilizata pentru probe**

Experimentarile de sudare au fost efectuate pe o masina specializata de sudat electric prin presiune in puncte cu puterea de 100 kVA, fig.II.2.4 alimentata la 380 V/ 50 Hz prevazuta cu programator de timp si curent cu control activ al curentului in timpul procesului de sudare.

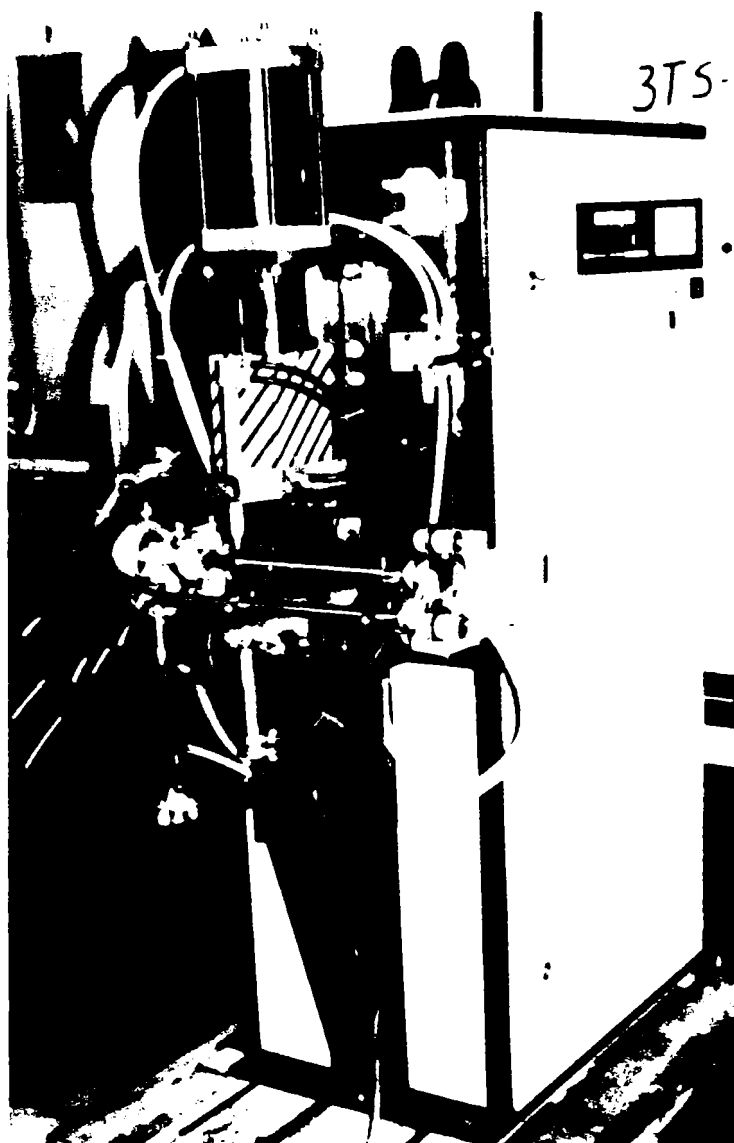


Fig. II.2.4– masina specializata de sudat electric prin presiune in puncte

Masina a fost prevazuta cu un dispozitiv de fixare si rotire cu 90° a tijeii pentru sudarea initiala simultana a doua puncte, dupa care se face rotirea cu 90° si se sudeaza celelate doua puncte, astfel incat in final sa rezulte 4 puncte de sudura situate la cate 90° pe circumferinta limitatorului. Tot dispozitivul asigura si pozitionarea la cota stabilita a limitatorului pe tija. (fig.II.2.5).

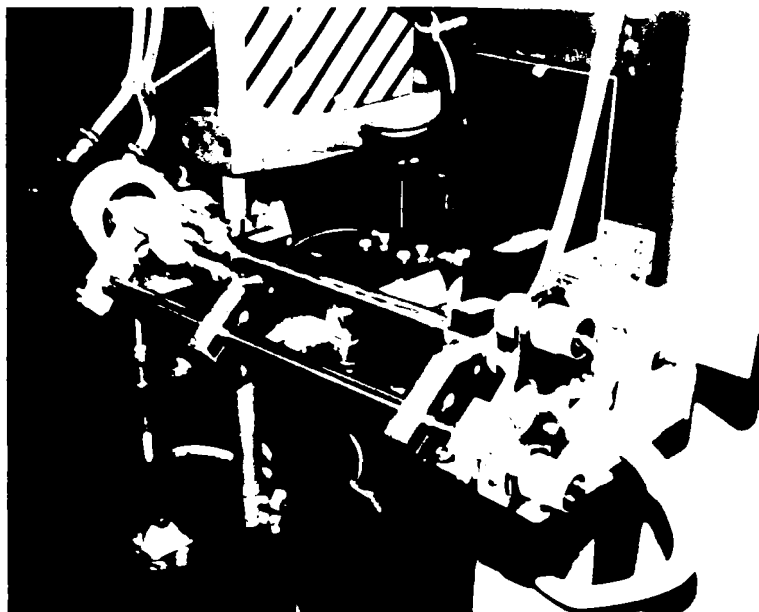


Fig. II.2.5-Subansamblu tija - limitator in dispozitiv pe masina de sudat

Electrozii, inferior si superior sunt tip B (EN 25184), au diametrul de 15 mm si varf tronconic cu diametrul de 6 mm. Lateral au executata o decupare de 3 mm pe lungimea de 18 mm pentru a nu atinge gulerul limitatorului, fig.II.2.6. Electrozii au fost executati din aliaj CuCrZr.

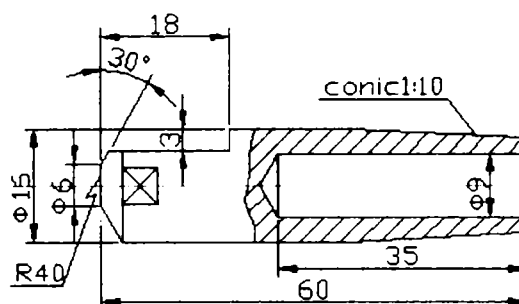


Fig. II.2.6 – electrod

Caracteristicile fizice, mecanice si compozitia chimica ale materialului electrozilor sunt prezentate in tabelele II.2.3 si II.2.4.

Tabelul II.2.3

Material	Clasa	Compozitia chimica			Duritate HB	Conform normei
CuCrZr laminat	A2	99,93% Cu	0,863%Cr	0,07%Zr	83B	EN 10204/2.2

Tabelul II.2.4

Caracteristici	Conductivitate electrica %I.A.C.S.	Rezistenta de rupere la tractiune [psi]	Alungirea [%]	Inmuierea permanenta incepe la	
				°C	°F
CuCrZr laminat	85	75, 000	15	500	930

Caracteristicile tehnice ale masinii pe care s-au efectuat probele de sudare sunt:

- Puterea nominala la DA=50%.....	100 kVA
- Tensiunea nominala de alimentare.....	380 V/ 50 Hz
- Tensiunea secundara de mers in gol.....	6 V
- Debitul apei de racire.....	5 l/ min.
- Presiunea nominala a aerului comprimat.....	5 bar.
Distanta dintre brate	200 mm
- Lungimea bratului.....	250 mm

2.3 Experiment si rezultate

2.3.1 Experimentari de sudare

Valoarea ridicata a C_E , dupa cum este cunoscut, implica dificultati la sudarea electrica prin presiune comparativ cu otelul carbon moale si necesita alegerea cu atentie a regimului de sudare. De asemenea, este de asteptat cresterea duritatii in sudura pentru materialul tijei.

S-au facut cateva incercari de sudare preliminara utilizand un ciclu de sudare fara preincalzire, rezultatele obtinute fiind insa necorespunzatoare. Avand in vedere configuratia pieselor de sudat (tija $\phi 22_{-0.02}$ mm cu limitatorul avand grosimea peretelui de 1,5 mm), cat si faptul ca sunt din materiale cu continut diferit in C (otelul tijei fiind C40, iar al limitatorului otel cu $\leq 0,1\%C$), pentru efectuarea probelor de sudare s-a utilizat o ciclograma de sudare cu preincalzire de tipul celei din fig.II.2.7.

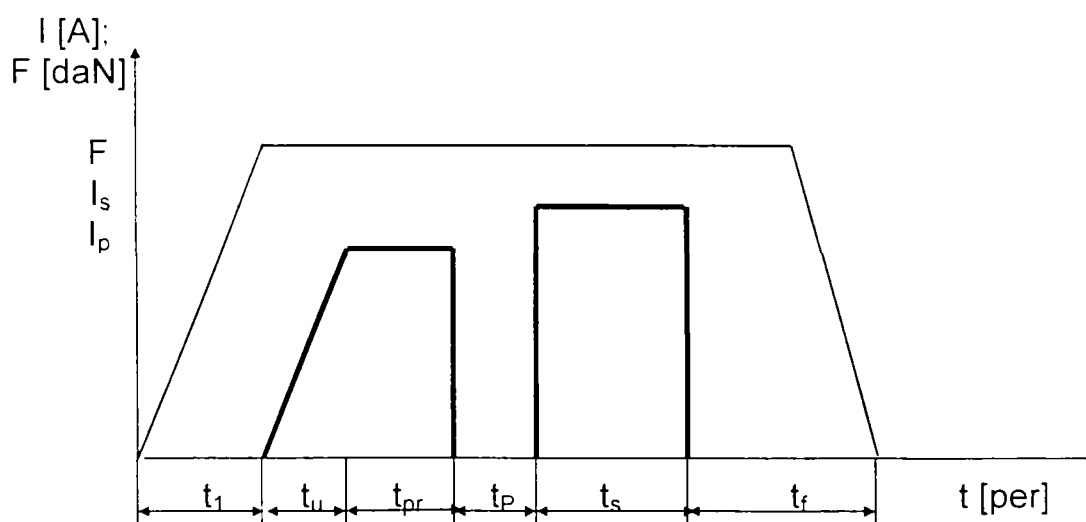


Fig.II.2.7- Ciclu de sudare

t_1 = timp de acostare (stabilizare a fortei)

t_u = timp de urcare a pantei

t_{pr} = timp de preincalzire

t_s = timp de sudare

t_p = timp de pauza intre impulsuri

t_f = timp de forjare (racire sub actiunea fortei)

I_p = curent de preincalzire

I_s = curent de sudare

F = forta de sudare

Incercarile de sudare efectuate cu un singur curent de sudare, fara preincalzire, nu au dat nici un rezultat concludent, datorita atat grosimii cat si cotinutului mare in carbon al

tijeii. Prin urmare, s-a aplicat ciclul de sudare cu preincalzire din fig.II.2.7, folosind urmatoarele valori ale parametrilor regimului:

Tabelul II.2.5

Regim sudare	t_1 [per]	t_u [per]	t_{pr} [per]	t_p per]	t_s [per]	t_f [per]	I_p [kA]	I_s [kA]	F [daN]	Obs.
1	65	7	13	7	10	50	9	8,5	385	Sudat, curentul si forta prea mari (punct ars)
2	50	5	10	5	14	50	7	7.5	290	Sudat, curent prea mic
3	50	5	10	5	14	50	7	8	290	Sudat, curent insuficient
4	50	5	10	5	14	50	7	9	290	Piese sudate, probe incercate la tractiune, analiza metalogr

Rezultatele cele mai bune s-au obtinut la sudarea cu regimul 4, pentru care au fost facute analiza metalografica, incercari de duritate si incercari la tractiune.

2.3.2 Analiza metalografica

- Analiza macroscopica

Pregatirea metalografica si atacul chimic au fost efectuate conform STAS 4203/74, iar analiza macroscopica (fig.II.2.8) s-a efectuat conform STAS 10952/2-78, STAS 7084/2-78. Nu s-au remarcat defecte de sudare in nici una dintre sectiuni.

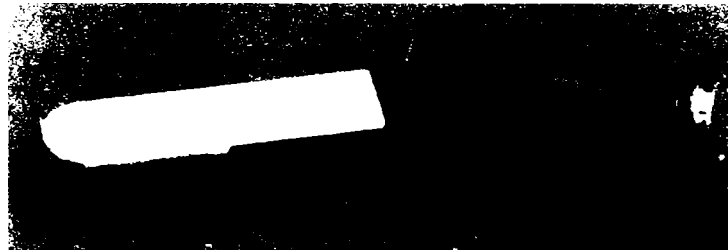


Fig.II.2.8 - Imbinare sudata in puncte - aspect macroscopic - sectiune longitudinalala si transversala [atac NITAL 10%]

In fig.III.2.9 si II.2.10 sunt prezentate un subansamblu tija-limitator sudat si un detaliu al acestuia.



Fig.II.2.9 – Imbinare sudata in puncte tija-limitator



Fig.II.2.10 – Detaliu imbinare sudata in puncte tija-limitator

- **Analiza microscopica**

Analiza microscopica s-a efectuat conform SR 5000-97 si SR ISO 643-94 in zonele caracteristice imbinarii sudate in puncte pe doua probe obtinute astfel:

- proba1 - sectiune longitudinala prin doua puncte sudate simultan
- proba 2 - sectiune transversala prin mijlocul unei imbinari sudate, cuprinzand toate cele 4 puncte sudate.

Fig.II.2.11, II.2.12 – microstructuri din **proba sectionata longitudinal**

Fig.II.2.11 - **MB_A** (material de baza tija) – perlita, ferita si ferita in retea; se observa stratul superficial rezultat in urma tratamentului CIF; granulatia 7-8;

Fig.II.2.12 – **ZIT** (zona influentata termic arbore+limitator): **tija**– perlita, ferita, ferita in retea, bainita; **limitator** - ferita aciculara, perlita, ferita, granulatie 6-7; incluziune datorata unor pete de rugina de pe suprafata limitatorului.

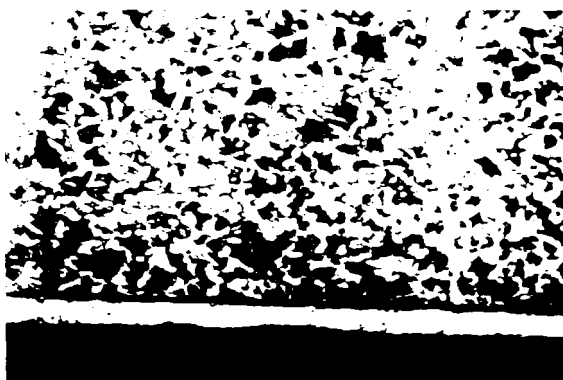


Fig.II.2.11 - MB_A [atac NITAL 2%, 100X]

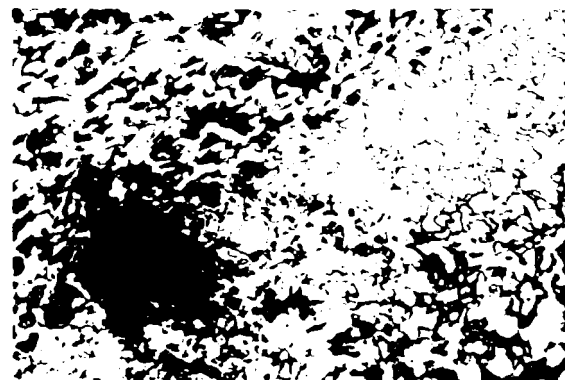


Fig.II.2.12 – ZIT longit. [atac NITAL 2%, 100X]

Fig.II.2.13 – **ZIT sectiune longitudinala**: **tija**– perlita, ferita, ferita aciculara, ferita in retea, granulatie 6-7; **limitator**- ferita aciculara, ferita si perlita gobulara spre materialul de baza.

Fig.II.2.14 – **ZIT sectiune transversala**: **tija** – perlita, ferita, ferita in retea, bainita, ferita aciculara; **limitator** - ferita, ferita aciculara, granulatie 6-7.

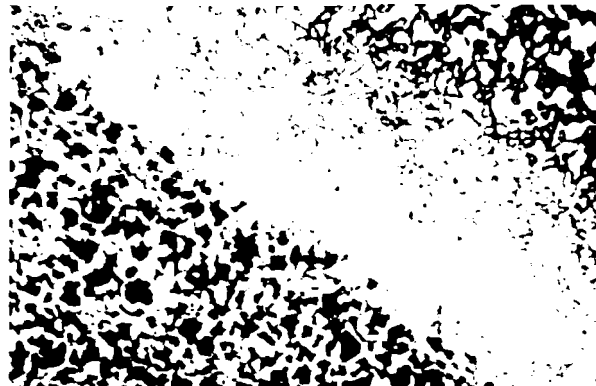
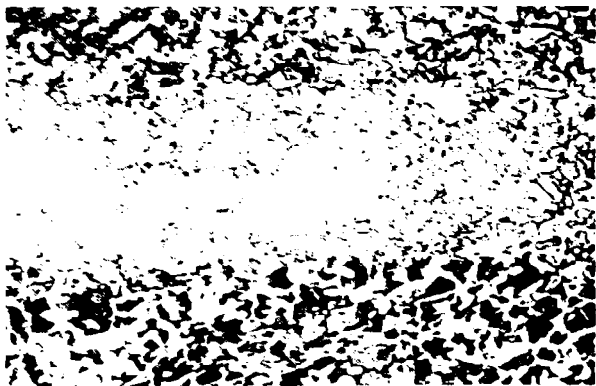


Fig. II.2.13 –ZIT longit.[atac NITAL 2%, 100X]

Fig.II.2.14 - ZIT transv. [atac NITAL 2%,100X]

Fig.II.2.13 - ZIT in sectiunea transversala cu aglomerari de perlita in ZIT limitator, granulatie 6-7

Fig.II.2.14 - ZIT in sectiunea transversala: tija – martensita, ferita aciculara; limitator – perlita, ferita, ferita aciculara, bainita, granulatie 6-7.

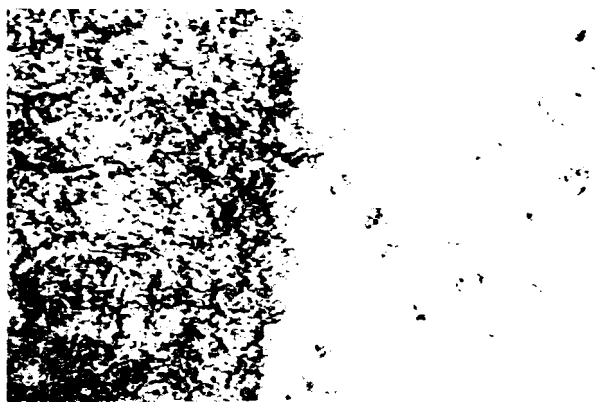


Fig.II.2.15-ZIT transv. [atac NITAL 2%,100X]

Fig.II.2.16 - ZIT transv. [atac NITAL 2%,100X]

2.3.3 Incercari mecanice si duritati

Imbinarea trebuie sa reziste la tractiune la minim 29 000 N. In tab.II.23 sunt prezentate rezultatele incercarilor la tractiune pentru cateva probe sudate cu regimul 4 din tab.II.2.5, iar in fig.II.2.17 curbele pentru incercari.

Tabelul II.2.6

Marcaj epruveta	Diametrul epruvetei [mm]	Forta de incercare [N]	Forta max. [N]	Rezultat
1	22,0	29.000	-	nu s-a rupt
2	22,1	29.000	-	nu s-a rupt
3	22,0	29.000	38 700	rupere prin forfecare
4	22,0		43 700	rupere prin forfecare
5	22,1		49 800	rupere prin forfecare

Fig. II.2.17 – curbe la incercarea la tractiune

Inercarea de tractiune s-a efectuat pe o masina universala tip ZDM 10t/91, clasa I de precizie, dupa cum se poate vedea in fig.II.2.18 a), b).



Fig.II.2.18 a) – masina de incercat la tractiune

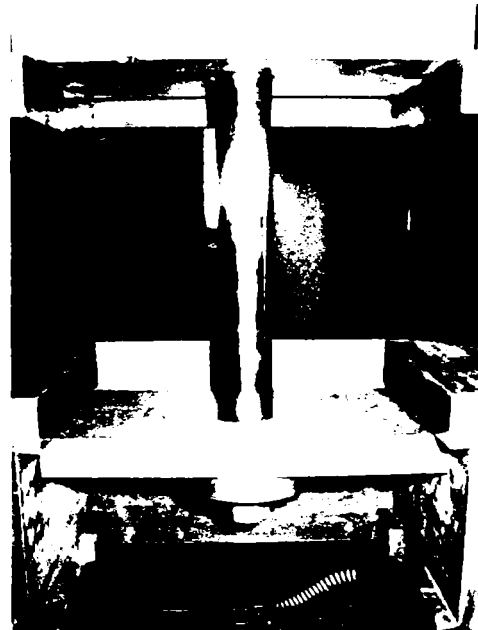


Fig.II.2.18.b) – detaliu

Dupa cum se poate observa din fig.II.2.18 a) si detaliul din fig.II.2.18 b), precum si din detaliul unei alte probe din fig.II.2.19 c), ruperea s-a produs prin smulgerea limitatorului si prelevare din materialul de baza al tijei.

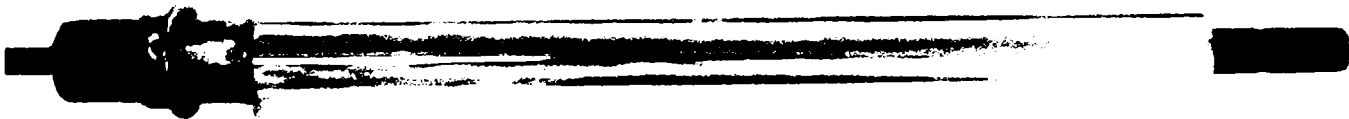


Fig.II.2.19 a) - Proba incercata la tractiune

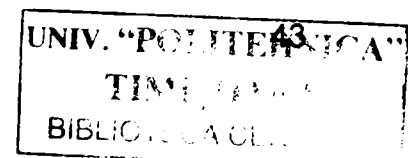


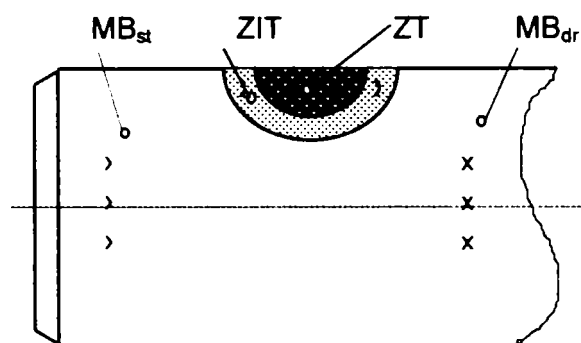


Fig.II.2.19 b) – detaliu

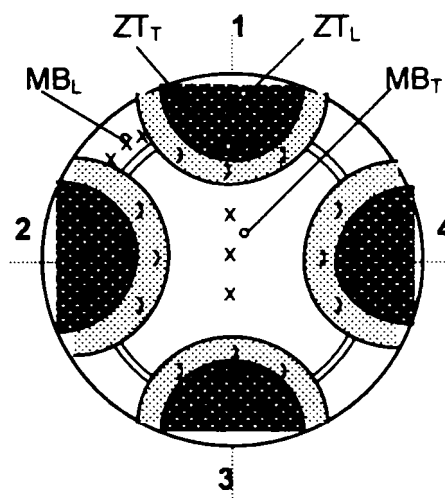


Fig.II.2.19 c) - detaliu

Incarcarile de duritate au fost executate pe probele analizate microstructural prezentate mai sus, conform STAS 492/1-85, schemele de amplasare ale amprentelor fiind conform fig.II.2.20 a) si b).



a) sectiune longitudinală (proba 1)



b) sectiune transversală (proba 2)

Fig.II.2.20—schema grafică a imbinării sudate

T = tija
L = limitator

ZIT = zona influentată termic
MB = material de baza
ZT = zona topită

Rezultatele incercarilor de duritate Vickers HV5 sunt prezentate in tabelul II.24.

Tabelul II.2.7

Nr. amprenta	Marcaj proba	Zona analizata	Duritatea Vickers HV5	Valori medii HV5
0	1	2	3	5
1	Proba 1 (Sectiunea longitudinală)	ZT	726	721,66
2			713	
3			726	
4		ZIT	423	403,66
5			412	
6			376	

Nr. amprenta	Marcaj proba	Zona analizata	Duritatea Vickers HV5	Valori medii HV5
7			227	
8		MB _{st}	214	223,33
9			229	
10			214	
11		MB _{dr}	212	211,33
12			208	
1			249	
2		ZT _L	274	261
3			260	
4			633	
5	Proba 2	ZT _T	633	629,66
6			623	
7	(sectiunea transversala)		376	
8		ZIT _T	381	371,66
9			358	
10			161	
11	Punct sudat 1	MB _L	161	159,66
12			157	
13			251	
14		MB _T	236	235,33
15			219	
16			257	
17		ZT _L	280	266,33
18			262	
19	Proba 2		666	
20	Punct sudat 2	ZT _T	655	655
21			644	
22			336	
23		ZIT _T	358	349
24			353	
25			210	
26		ZT _L	251	244
27			271	
28	Proba 2		677	
29	Punct sudat 3	ZT _T	655	669,66
30			677	
31			362	
32		ZIT _T	321	350
33			367	
34			234	
35		ZT _L	368	289
36			265	
37	Proba 2		666	
38	Punct sudat 4	ZT _T	666	673,66
39			689	
40			362	
41		ZIT _T	371	369,66
42			376	

Diagrama de variatie a duritatii HV5 in zonele caracteristice pentru proba 1 in sectiunea longitudinala este prezentata in fig.II.2.21.

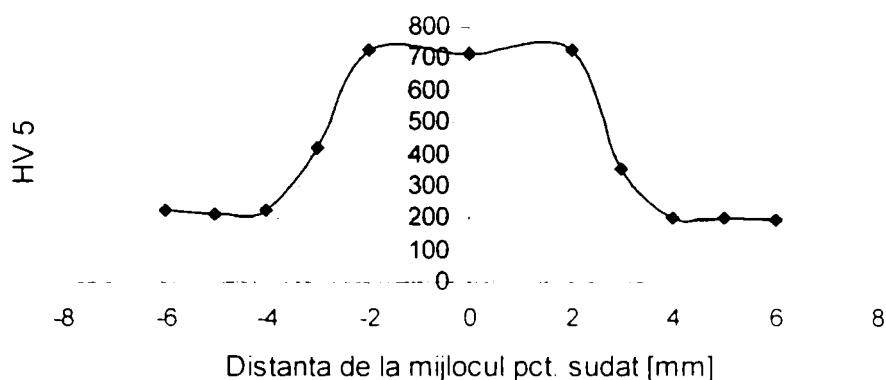


Fig II.2.21–Variatia duritatii HV5 in imbinarea sudata pentru sectiunea longitudinala (proba 1)

Variatia duritatii HV5 pentru proba 2, sectiune transversala, este prezentata in fig.II.2.22 pentru limitator si in fig.II.2.23 pentru tija.

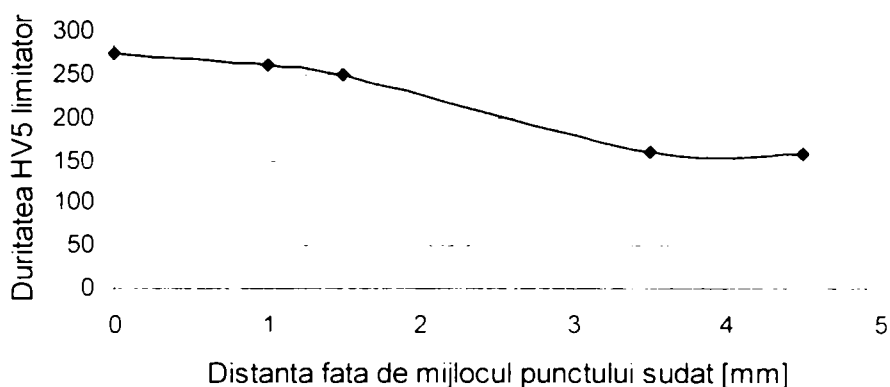


Fig.II.2.22 – Variatia duritatii HV5 in limitator-sectiune transversala (proba 2)

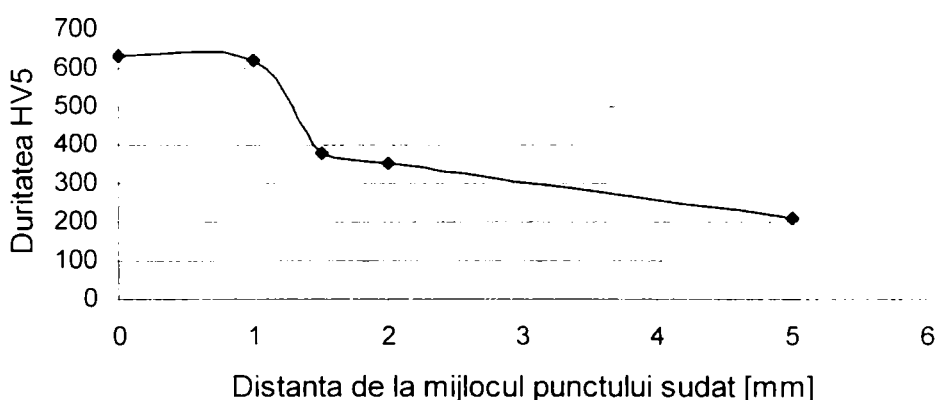


Fig.II.2.23 – Variatia duritatii HV5 in tija - sectiune transversala (proba 2)

Calculul duritatii in punctul sudat

S-a efectuat un calcul estimativ al duritatii care se va obtine in punctul sudat utilizand urmatoarele ecuatii [143,144] .

$$HV \text{ (martensita)} = 127 + 949C + 27Si + 11Mn + 8Ni + 16Cr + 21 \cdot \log V \quad (1)$$

$$HV \text{ (bainita)} = -323 + 185C + 330Si + 153Mn + 65Ni + 144Cr + 191Mo + (89 + 53C - 550Si - 22Mn - 10Ni - 20Cr - 33Mo) \cdot \log V \quad (2)$$

$$HV (\text{ferita/perlita}) = 42 + 223C + 30Mn + 12,6 Ni + 7Cr + 19Mo + (10 - 19Si + 4Ni + 8Cr + 130V) \cdot \log V \quad (3)$$

In relatiile de mai sus C, Mn, etc. reprezinta concentratia in%, iar V este viteza de racire in °C/ora.

Compozitia chimica a punctului sudat este o combinatie a compozitiei materialului fiecarei piese. In cazul cand se sudeaza acelasi tip de material, cu aceeasi grosime, proportia participarii se poate estima la 50%. Problema este estimarea procentului de participare a fiecarui otel cand tipul de otel si grosimile sunt diferite. In calculele facute pentru acest caz s-a estimat ca fiecare piesa contribuie proportional cu grosimea ei, estimare care poate da erori in aprecierile facute.

Viteza de racire a sudurilor s-a estimat la 130°C/sec, adica aproximativ 500 000°C/ora, conform ecuatiilor calculate de [95]. In mod normal, aceasta valoare variaza cu parametrii de sudare si grosimea pieselor, dar intrucat in calcule intervine doar logaritmul vitezei de racire se poate considera ca variatiile au o influenta neglijabila.

Cu aproximatiile de mai sus s-au calculat cu relatiile (1), (2), si (3) duritatile in zonele caracteristice imbinarii sudate ale limitatorului si tijei, iar rezultatele calculelor sunt prezentate in tabelul II.2.8. In fig.II.2.24, II.2.25 si II.2.26 sunt prezentate grafic comparatiile dintre valorile calculate si cele masurate ale duritatilor pentru limitator si tija, in ambele sectiuni.

Tabelul II.2.8

Material	HV – Valori calculate		
	HV (M)	HV (B)	HV (F/P)
C 40 (tija)	685	424	203
DC03 (limitator)	347	245	135

Dupa cum se observa din grafice, valorile calculate si cele masurate sunt in general foarte bine grupate, ceea ce reprezinta un rezultat foarte bun in ceea ce priveste estimarea duritatii in imbinarea sudata. Singura valoare calculata care nu se incadreaza este cea pentru prezenta martensitei in limitator, insa intrucat materialul acestuia nici nu este potential durificator, nu are relevanta.

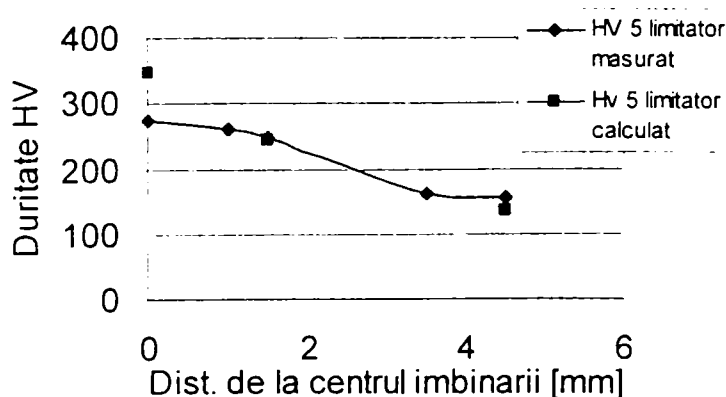


Fig.II.2.24 – comparatia duritatii calculate / masurate pentru limitator

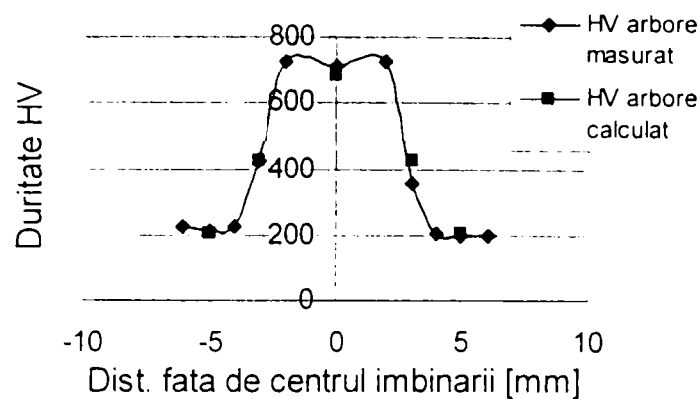


Fig.II.2.25 - comparatia duritatii calculate / masurate pentru tija -sectiune longitudinala

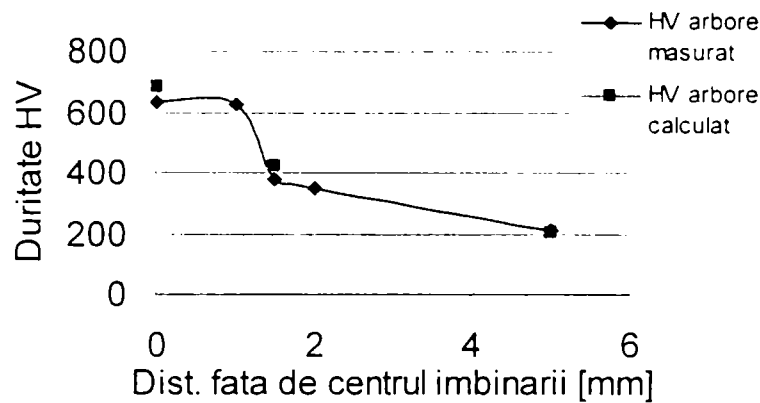


Fig.II.2.26 - comparatia duritatii calculate / masurate pentru tija -sectiune transversala

2.4 Concluzii

Aplicatia prezentata mai sus are mai multe particularitati: o piesa tip bucsa (limitatorul) din otel moale, cu pereti foarte subtiri (1, 5 mm), sudata in puncte pe o tija (\varnothing 22 mm) din otel durificabil, deci doua piese din oteluri diferite cu grosimi diferite. Din punctul de vedere al influentei compozitiei chimice s-au constatat urmatoarele:

- Duritatea in zona topita si in ZIT a crescut la ambele oteluri; in limitator (bucsa) s-a remarcat aparitia bainitei in ZIT, duritatea crescuta in ZIT si zona topita fiind caracteristica prelucrarii la cald a otelului piesei. In ZIT tija a aparut martensita, fapt confirmat de duritatile mari din zonele respective.

- Deformatiile in limitator sunt mari, dat fiind otelul moale si grosimea mica a peretilor. Contactul initial se face pe o generatoare cu lungimea egala cu diametrul varfului electrodului

- La incercarile de tractiune proba s-a rupt prin sfasierea (forfecarea) bucsii, cu prelevarea unui volum de material destul de mare din tija, ceea ce confirma calitatea sudurii, dar si faptul ca in zona din tija care participa in imbinare materialul este fragil si tensiunile sunt mari. Este evident ca proprietatile mecanice ale materialelor in imbinare au scazut comparativ cu materialul de baza, ceea ce inseamna ca tensiunile remanente sunt mari in imbinare.

III. Sudare electrica prin presiune - Simulare cu metoda elementului finit

1. Consideratii generale.

Modelarea si simularea procesului de sudare electrica prin presiune a atras atentia multor cercetatori datorita posibilitatilor sale analitice. In fazele de inceput ale metodei n-au putut fi realizate analize viabile datorita complexitatii fenomenului, care implica interactiuni intre multe fenomene fizice, electrice, termice, mecanice, metalurgice ale procesului, precum si ale caracteristicilor suprafetelor in contact. Acesti factori, considerati separat sau combinati, au o influenta majora asupra starii de tensiune si deformatie care se creeaza in timpul fazelor ciclului de sudare, ca si asupra formarii si geometriei punctului sudat.

Un model de simulare realist poate inlocui un volum mare de lucrari experimentale prin simpla estimare a rezultatelor simularii, cu o detaliere atenta asupra fenomenelor care apar pe parcursul desfasurarii procesului.

Evolutia si stadiul actual al cercetarilor in domeniu

In decursul timpului s-a incercat masurarea a diverse variabile care influenteaza direct calitatea sudurii, pe parcursul desfasurarii procesului de sudare electrica prin presiune. Astfel, s-au luat in considerare diverse sisteme experimentale de masurare fie a temperaturii punctului (cu termocuple sau emisii in infrarosu), semnale ultrasonice (foarte scumpe), emisia acustica, parametrii electrici (tensiune, curent, rezistenta, energie), dilatarea/ contractia sudurii. Toate s-au dovedit a avea fie anumite limitari, fie costuri prea mari. In plus, numai experimentele nu pot cuprinde in totalitate multitudinea factorilor implicati in procesul de sudare electrica prin presiune si nici nu pot estima suficient de exact interactiunea fenomenelor electrice, termice si mecanice ale procesului.

S-au dezvoltat astfel pentru inceput diverse modele matematice pentru modelarea teoretica a procesului, spre exemplu modelul diferentei finite (introdusa si dezvoltata de Greenwood, [93]). Ulterior au fost create (Houchen [100] s.a.) doua modele analitice utilizand metoda diferentei numerice pentru simularea sudarii electrice prin presiune in puncte pentru a estima raspunsului termic si patrunderea miezului pentru table de otel; primul a fost un model unidimensional de transfer, iar cel de-al doilea un model axisimetric.

In 1987, Gould [94] a studiat dezvoltarea punctului sudat, experimental si analitic, lucrarea fiind una de referinta in domeniu. A utilizat tot un model unidimensional si o schema de diferenta finita pentru rezolvarea ecuatiilor diferentiale neliniare. Gould a luat in considerare geometria electrodului, generarea interna de caldura, schimbarile de faza, proprietatile dependente de temperatura ale materialului si rezistenta de contact, dar a neglijat pierderea de caldura prin materialul de sudat in mediul inconjurator.

In 1989, Cho s.a. [80] si Han s.a. [98] au dezvoltat diferite modele teoretice, ambii considerand proprietati fizice identice, cu diverse scheme de diferenta finita pentru determinarea distributiei temperaturilor si formarea punctului sudat. In ambele cazuri analiza termica si cea mecanica nu au fost cuplate. Dupa cum se remarca, analiza termic- mecanic cuplata a fost rar abordata.

In 1984, Nied [119] a introdus un model axisimetric bidimensional cuplat termic-mecanic, utilizand programul de simulare in element finit ANSYS fara a da detalii asupra modului cuplarii. S-au considerat geometria electrodului si a piesei, proprietatile dependente de temperatura si s-au realizat analiza termica, cu estimarea distributiei temperaturilor, si analiza mecanica, cu determinarea distributiei tensiunilor la nivelul interfetei.

In 1991, Tsai s.a., [147] si apoi in 1992 [148] a simulat sudarea electrica prin presiune in puncte a doua table de aceeasi grosime. In ambele cazuri s-a utilizat un model axisimetric bidimensional, cuplat termic-mecanic si electric-termic. Modelarea s-a realizat utilizand tot programul de simulare in element finit ANSYS. S-au considerat geometria electrodului si a piesei, proprietatile dependente de temperatura materialelor tablelor si electrozilor; a fost admisa pierderea de caldura prin convecție a suprafetelor exterioare ale electrozilor si tablelor, racirea cu apa a electrozilor. S-au considerat interfetele piese-electrod si piesa-piesa. In prima lucrare mentionata a lui Tsai s-a simulat formarea punctului sudat si s-au determinat prin simulare cu element finit curbele de sudabilitate si de variatie a temperaturii, dilatarea si contractia pe parcursul procesului de sudare. In lucrarea a doua, avand aceleasi conditii pentru model, a fost determinata si evolutia tensiunilor termice si mecanice din procesul de sudare. Cele doua lucrari ale lui Tsai s.a. au avut conditiile limita impuse mai apropiate de realitate, cu mai putine aproximari decat cele anterioare prezentate.

Tot cu model bidimensional axisimetric, utilizand programul de simulare in element finit ABAQUS a realizat si Sun in cele trei lucrari publicate in 2000 -2001 [140,141,142] modelarea in element finit a sudarii in relief cu bosaj rotund de diferite inaltimi pentru otel si aluminiu. A creat un model cuplat termic-electric-mecanic prin subrutine introduse in ABAQUS, intrucat nu exista pe piata programe capabile sa

realizeze introducerea rezultatelor din analiza termica-electrica in cea termica-mecanica, realizand astfel cuplarea termic-electric-mecanic.

Utilizand un model bidimensional axisimetric, cuplat termic-electric-mecanic prin subrutine introduse in ABAQUS, Feng s.a [84] au analizat evolutia rezistentei de contact din interfete (doar cea datorata asperitatilor).

Greitmann [94] a determinat de asemenea variatia temperaturii in procesul de formare a punctului sudat, precum si dependenta rezistivitatii de temperatura folosind modele bi si tridimensionale, utilizand programului de simulare in element finit ANSYS. A realizat analiza cuplata electric-termic si electric-termic-mecanic atasand ANSYS un program de simulare a efectelor cuplarii.

Bae s.a. [70] a abordat comportamentul la oboseala al sudurilor in puncte realizand cu programul ABAQUS un model axisimetric tridimensional, cuplat termic-mecanic.

Din cele trecute in revista mai sus se pot remarca mai multe aspecte. In primul rand, simularea cu element finit a sudarii electrice prin presiune a evoluat doar in masura evolutiei performantelor calculatoarelor si a programelor aferente. Aceasta cu atat mai mult cu cat sudarea electrica prin presiune este un proces foarte complex electric-termic-mecanic, care implica multi factori pentru a caror simulare sunt necesare calculatoare foarte performante. Rezulta astfel procese de simulare foarte mari, greu de rulat pe calculator datorita dimensiunilor lor si care pot sa nu se ajunga la convergenta, chiar si cu o multime de simplificari ale modelului. Din aceste motive, marea majoritate a lucrarilor publicate recent au modele bidimensionale axisimetrice, cuplate doar electric-termic sau termic-mecanic. Cele cuplate electric-termic-mecanic, care abia au inceput sa apara, au modelul bidimensional axisimetric, iar cele tridimensionale folosesc simulare cuplata electric-termic sau termic-mecanic, probabil tocmai din considerentele mentionate.

2. Simularea unui ciclu de sudare in puncte a doua table din otel carbon moale

2.1 Modelul geometric

S-a considerat cazul clasic de sudare electrica prin presiune in puncte a doua table din otel carbon moale cu grosimea de 1 mm, cu doi electrozi tronconici de tip B identici, cu diametrul la varf de 6 mm. In fig.III.2.1 se pot vedea configuratia si dimensiunile tablelor si electrozilor. Modelul folosit in analiza cu element finit este tridimensional si s-a utilizat un sfert din el pentru simplificare, dupa cum se vede in

fig.III.2.2 a), b). Tipul de element folosit este SOLID 98 pentru analiza termica, mecanica si electrica.

Ca elemente de contact pentru a simula efectul cuplat termic-mecanic la contactele electrod-piesa si piesa-piesa au fost considerate niste suprafete (interfete) cu grosimea de 0,05 mm, fig.III.2.1. Suprafata de contact a piesei cu electrodul a fost considerata mai mare in diametru decat suprafata de contact a electrodului cu piesa pentru a preintampina eventuale erori.

Dupa cum se poate observa si din fig.III.2.2 a), b), reseaua de noduri si elemente este destul de fina in general, cu atat mai mult in zona dintre cei doi electrozi pentru a putea inregistra tensiunile si gradientii de temperatura mai mari din zona.

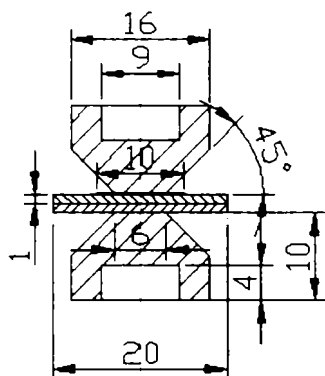


Fig.III.2.1–forma si dimensiunile pieselor si electrozilor

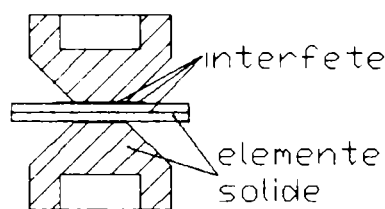


Fig.III.2.2a)-Model fizic



Fig.III.2.2.b)–sfert de model 3D

2.2 Conditii limita

Conditiiile limita impun modelului constrangerile fizice pentru materialul pieselor si ceea ce-l inconjoara. Au fost facute doua tipuri de conditii limita: - unele apartinand analizei tensiunilor si cealalta pentru analiza termica, dupa cum urmeaza:

- Conditiiile termice – s-a admis pierderea de caldura prin convecție prin suprafetele laterale ale electrozilor si ale pieselor care nu sunt in contact. Suprafata exterioara este supusa la pierderea de caldura in mediul inconjurator, iar cea interioara la transferul caldurii spre apa de racire a electrodului. De asemenea, s-a admis convecția prin canalul de racire al electrodului cu apa. Trecerea fluxului termic prin suprafetele de contact electrod-piesa si electrod-electrod este asigurata prin elementul de legatura ales pentru aceste suprafete.
- Conditiiile mecanice – forta de apasare se aplica sub forma unei presiuni uniform repartizate pe partea inelara superioara a electrodului superior. Deplasarile radiale sunt limitate de-a lungul axei centrale datorita axisimetriei.

Proprietatile materialului

In tabelele III.2.1 si III.2.2 sunt date caracteristicile mecanice si proprietatile fizice (electrice si termice) ale otelului si ale electrozilor [106,147]. Materialul electrozilor s-a considerat CuCrZr, grupa A, conform SR ISO 5182 (RWMA Class II).

2.3 Simularea procesului

Modelul fizic

S-a considerat un ciclu de sudare electrica prin presiune in puncte clasic, compus din urmatoarele etape:

- acostare: $F = 290 \text{ daN}$; $t_a = 60 \text{ per (1 s)}$
- sudare: $F = 290 \text{ daN}$; $t_s = 10 \text{ per (0,2 s)}$; $I_s = 9 \text{ kA}$
- mentinere: $F = 290 \text{ daN}$; $t_m = 10 \text{ per (0,2 s)}$
- racire libera (fara forta sau contact cu electrozii raciti cu apa) la T_a (temperatura mediului ambiant).

Parametrii regimului de sudare au fost considerati consultand datele si recomandarile existente in domeniu [6, 51, 53, 56].

2.4 Rezultate

2.4.1 Etapa de acostare

- **Tensiuni rezultate la sfarsitul etapei de acostare**

In fig.III.2.3.a) se prezinta starea de tensiune la compresiune dupa axa Z (tensiunea Hertziana de contact). Se remarca varfurile de tensiune de compresiune in marginea varfului electrodului ($\sigma_z = -2,69 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$), putin superioare limitei de curgere la compresiune a otelului ($R_m = -2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$). De asemenea se remarca varfurile de tensiune la racordarea canalului de racire cu apa.

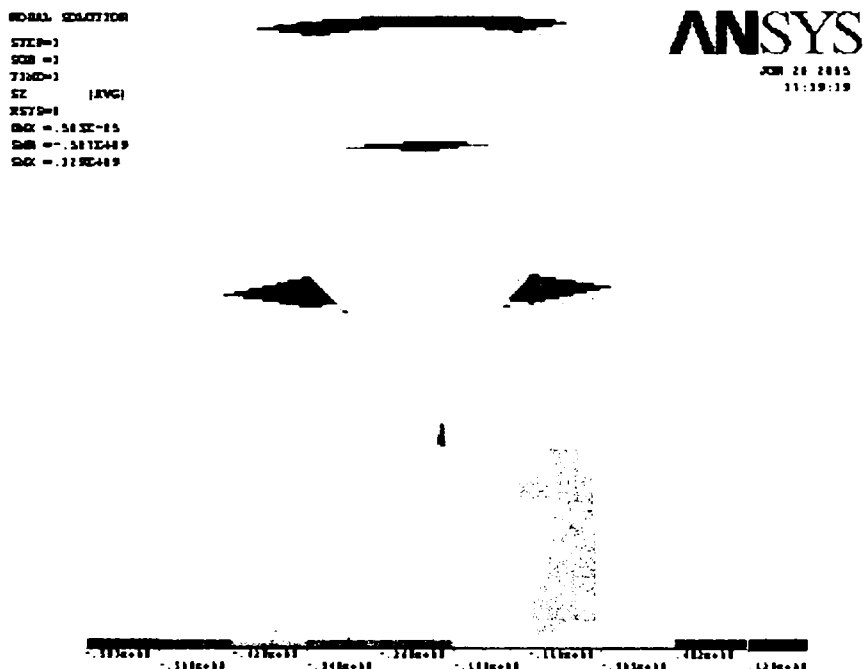


Fig.III.2.3 a) - Starea de tensiune la compresiune dupa axa Z la sfarsitul perioadei de acostare; $t_a = 60 \text{ per}$; $F = 290 \text{ daN}$.

Tab. III.2.1: Caracteristici mecanice, termice și electrice ale tablelor din oțel carbon moale.

Caracteristica	Unitate de masura	Temperatura [°C]										
		21	93	204	316	427	538	649	760	871	982	1093
Modul de elasticitate E	$\cdot 10^{11}$ [N/m ²]	2,07	1,97	1,94	1,86	1,69	1,17	0,552	0,069	-	-	-
Limita la curgere R _{p0,2}	$\cdot 10^8$ [N/m ²]	2,48	2,38	2,24	2,00	1,72	1,45	0,76	0,138	-	-	-
Conductivitate termica K	[W/m·°C]	64	62,5	55	49	44	39	35	30	27	29	29
Rezistivitate electrica p _{el} (material piesa)	[Ω·m]	0,422	0,11	0,27	0,34	0,50	0,65	0,82	1,01	1,12	1,16	1,18
Coeficient de dilatare termica liniara α	$\cdot 10^{-5}$ [1/°C]	1,1	1,17	1,23	1,30	1,35	1,41	1,46	1,41	1,35	-	-
Rezistiv. electric.echiv. p _{echiv} (interf OL)	[Ω·m]	0,026	0,03	0,04	0,051	0,062	0,07	0,08	0,09	0,096	0,0998	-
Caldura specifica c	[J/kg·°C]	502	511	578	635	691	748	862	1137	1137	1137	1134
Entalpia I	$\cdot 10^7$ [J/m ³]	50	80	90	110	180	210	255	330	400	540	650
Modul de elasticitate transversal G	$\cdot 10^{10}$ [N/m ²]	8,4	8,1	7,7	5,6	5,0	-	-	-	-	-	-
Coeficient Poisson v	[-]	0,29	9,31	0,31	0,31	0,32	0,32	0,32	0,33	0,33	-	-
Coeficient de frecare f	[-]	0,2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tab. III.2. 2: Caracteristici mecanice, termice și electrice ale materialului electrodului de sudare.

Caracteristica	Unitate de masura	Temperatura [°C]										
		21	93	204	316	427	538	649	760	871	982	1093
Modul de elasticitate E	$\cdot 10^{11}$ [N/m ²]	1,241	1,055	0,931	0,827	0,552	0,386	0,248	0,159	0,138	0,069	-
Limita la curgere R _{p0,2}	$\cdot 10^8$ [N/m ²]	2,48	2,11	1,86	1,665	1,104	0,772	0,496	0,318	0,276	0,138	-
Conductivitate termica K	[W/m·°C]	385	376	366	351	341	331	316	312	307	302	297
Rezistivitate electrica p _{el} (electrod)	[Ω·m]	0,626	0,61	0,59	0,56	0,51	0,47	0,34	0,15	0,13	0,11	0,09
Coef. de dilatare termica liniara α	$\cdot 10^{-5}$ [1/°C]	1,66	1,7	1,71	1,75	1,79	1,84	1,86	1,90	1,93	-	-
Rezistiv. electric.echiv. p _{echiv} (interf Cu)	[Ω·m]	0,31	0,305	0,283	0,279	0,25	0,24	0,172	0,075	0,065	0,055	0,045
Caldura specifica c	[J/kg·°C]	450	455	474	488	497	511	526	533	540	552	568
Entalpia I	$\cdot 10^7$ [J/m ³]	100	220	650	1000	1380	1900	2400	2900	-	-	-
Modul de elast. transv G	$\cdot 10^{10}$ [N/m ²]	4,2	4,1	4,0	3,9	3,8	3,7	3,6	3,4	-	-	-
Coeficient Poisson v	[-]	0,33	0,31	0,34	0,35	0,37	0,38	0,39	0,40	0,44	0,45	0,47
Coeficient de frecare f	[-]	0,2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

In fig.III.2.3 b) se prezinta distributia tensiunii dupa axa z in interfata piesa-electrod la sfarsitul perioadei de acostare. Se remarca varful de tensiune chiar la distanta de 3 mm, corespunzatoare marginii varfului electrodului.

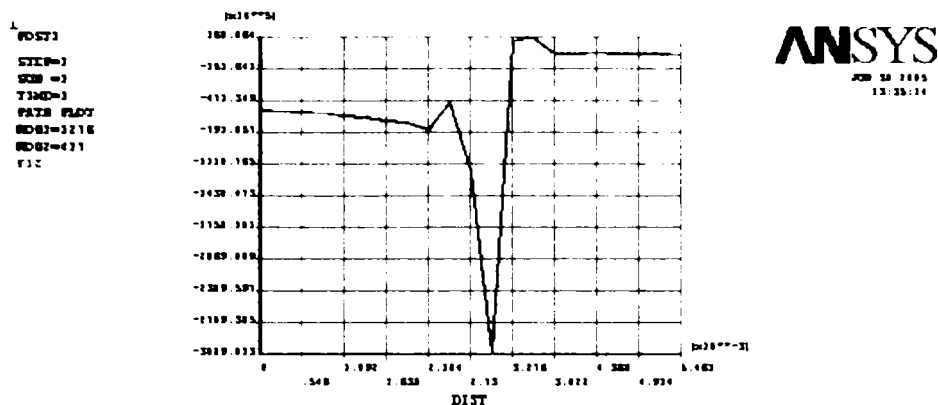


Fig.III.2.3 b) – Variatia tensiunii la compresiune dupa axa Z in interfata piesa-electrod la sfarsitul perioadei de acostare; $t_a = 60$ per; $F = 290$ daN

In fig.III.2.4 a) se prezinta tensiunea dupa directia 1 principala la sfarsitul perioadei de acostare, iar in fig.III.2.4 b) variatia acesteia in interfata piesa-electrod, considerata de la axa centrala z a modelului spre margine. Se constata si aici prezenta varfului de tensiune la marginea varfului electrodului, la distanta de 3,4 mm.

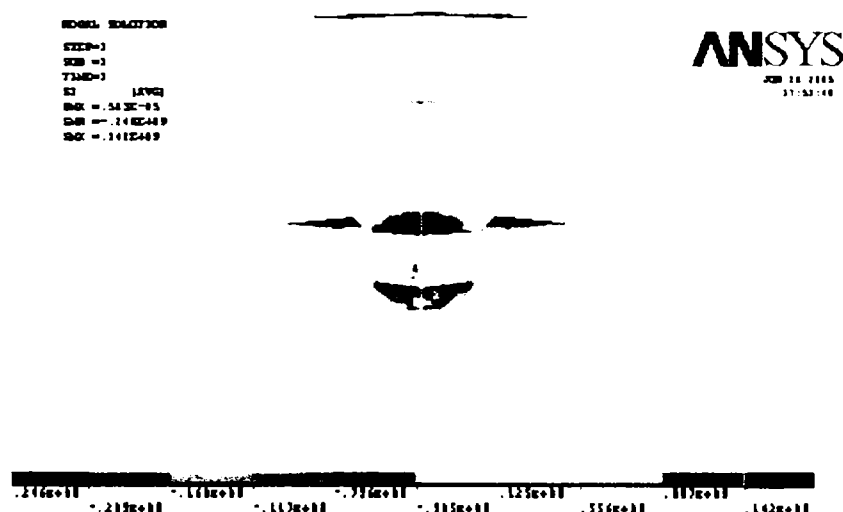


Fig.III.2.4 a) - Starea de tensiune dupa directia 1 principala la sfarsitul perioadei de acostare; $t_a = 60$ per; $F = 290$ daN

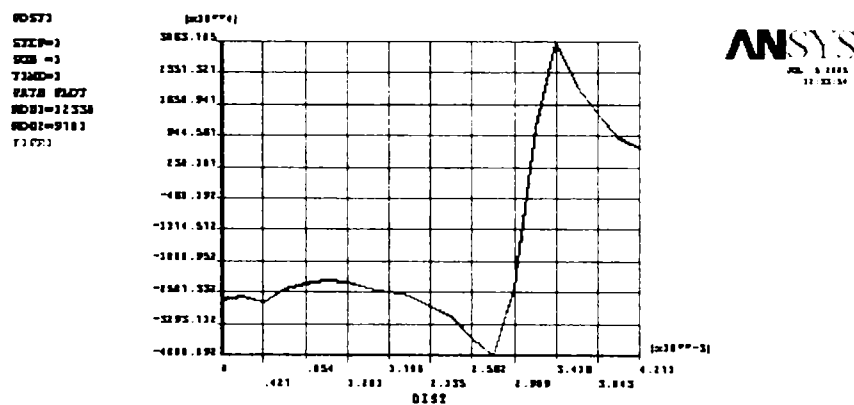


Fig.III.2.4 b) - Variatia tensiunii dupa directia 1 principala la sfarsitul perioadei de acostare in interfata piesa-electrod; $t_a = 60$ per; $F = 290$ daN

In fig.III.2.5.a) se prezinta starea de tensiune dupa directia principala 3, a carei evolutie este similara cu cea dupa axa z. Valoarea extrema a tensiunii dupa axa 3 este de $-2,26 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, de asemenea apropiată limitei de curgere la compresiune a materialului tablelor. Fig.III.2.5 b) prezinta variatia solicitarii dupa directia 3 principala la sfarsitul perioadei de acostare in interfata piesa-piesa, considerata de la axa z spre marginea modelului. Este evident si aici varful de tensiune.

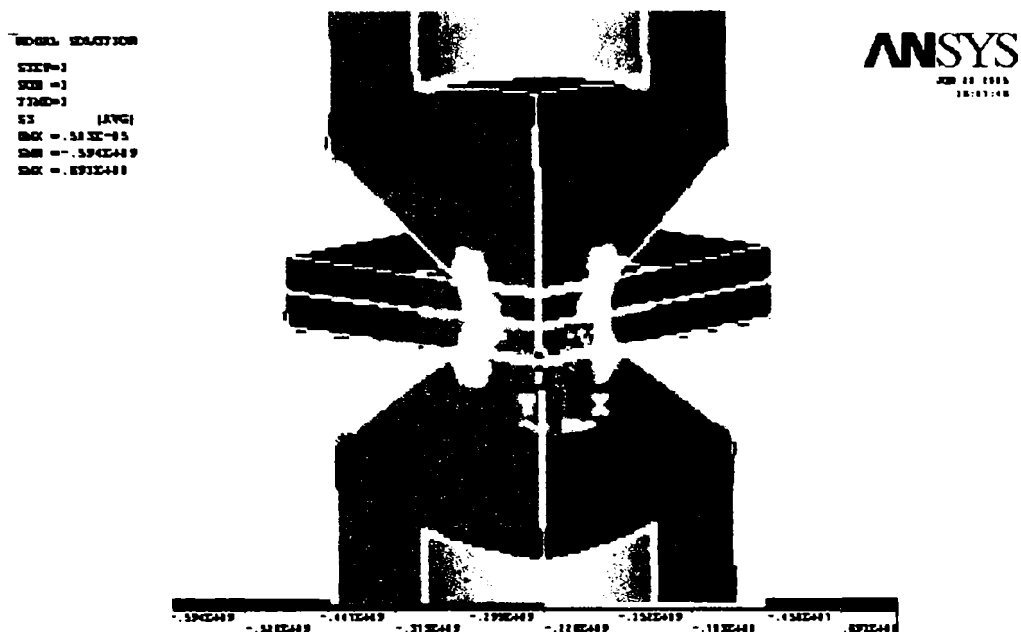


Fig.III.2.5 a) - Starea de tensiune dupa directia 3 principala la sfarsitul perioadei de acostare; $t_a = 60 \text{ per}$; $F=290 \text{ daN}$

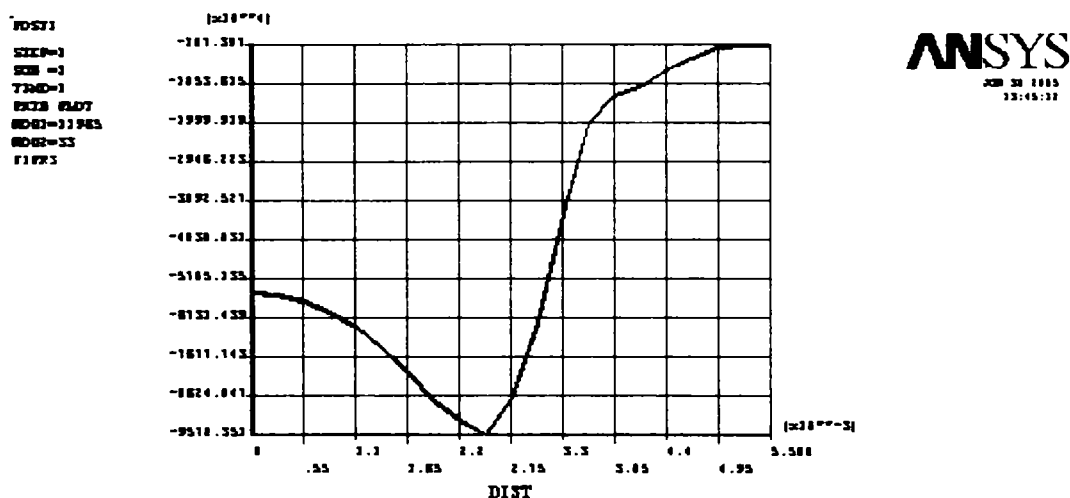


Fig.III.2.5 b) - Variatia tensiunii dupa directia 3 principala la sfarsitul perioadei de acostare in interfata piesa-piesa; $t_a = 60 \text{ per}$; $F = 290 \text{ daN}$

- **Deformatii rezultate in etapa de acostare**

In fig.III.2.6.a) se prezinta starea de deformatie totala dupa axa Z la sfarsitul perioadei de acostare. Se remarca, la fel ca si pentru starea de tensiune dupa axa z ca varfurile deformatiei totale se afla la marginea varfului electrodului (0,175%), valoare apropiata celei limita la curgere de 0,2%. Variatia deformatiei totale dupa axa Z in interfata piesa-electrod, considerata de la axa centrala a elementelor spre margine se

prezinta in fig.III.2.6 b). Se observa si aici deformatia maxima la distanta 3, 8 mm fata de axa modelului.

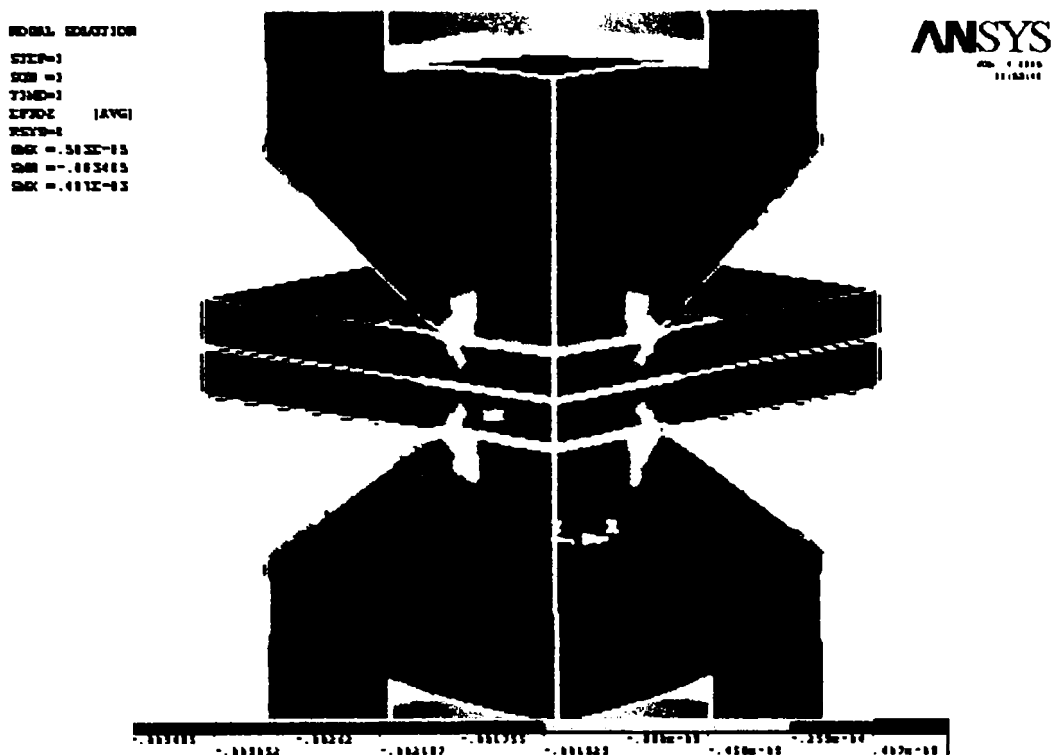


Fig.III.2.6 a) – Deformatia totala dupa axa Z la sfarsitul perioadei de acostare; t = 60 per; F = 290 daN

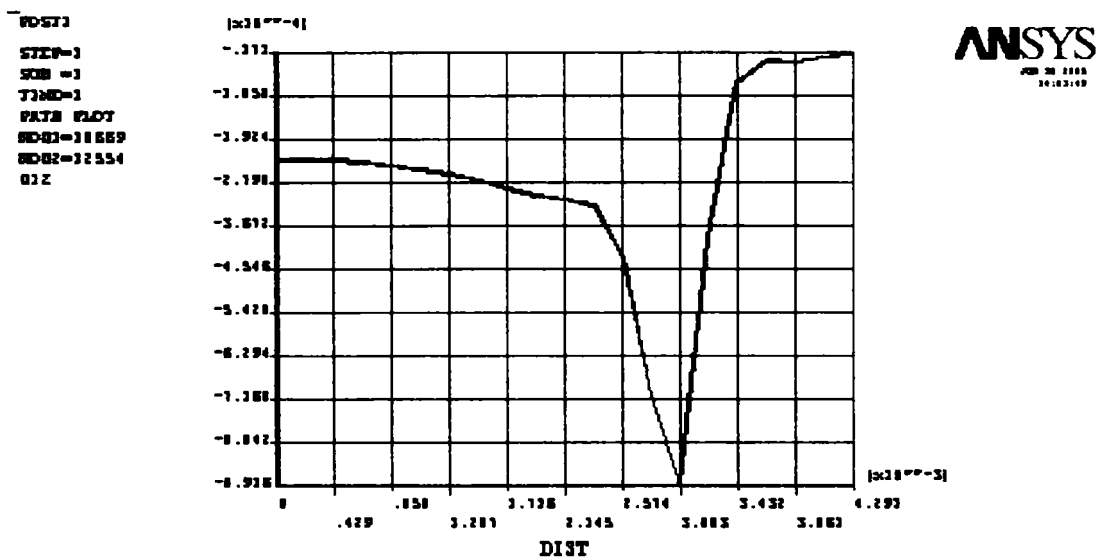


Fig.III.2.6 b) – Variatia deformatiei dupa axa Z in interfata piesa-electrod la sfarsitul perioadei de acostare; t = 60 per; F = 290 daN

In fig.III.2.7 a) este prezentata deformatia totala dupa axa 3 principala la sfarsitul perioadei de acostare. In fig.III.2.7 b) este prezentata variatia deformatiei dupa axa 3 principala in interfata piesa-piesa la sfarsitul perioadei de acostare. Deformatia de compresiune la 2,256 mm distanta de centrul modelului este -4,42%. La marginea electrodului, deci la distanta de 3 mm de centrul modelului, deformatia este maxima $-2,47 \cdot 10^{-2} \%$.

```

GLOBAL EQUATION
STEP=3
SUB =3
TIME=3
EPTD3 [AVG]
MAX = .315E-03
MIN = -.113E3
SIZ = .332E-04

```

ANSYS
JUN 20 2008
11:22:38

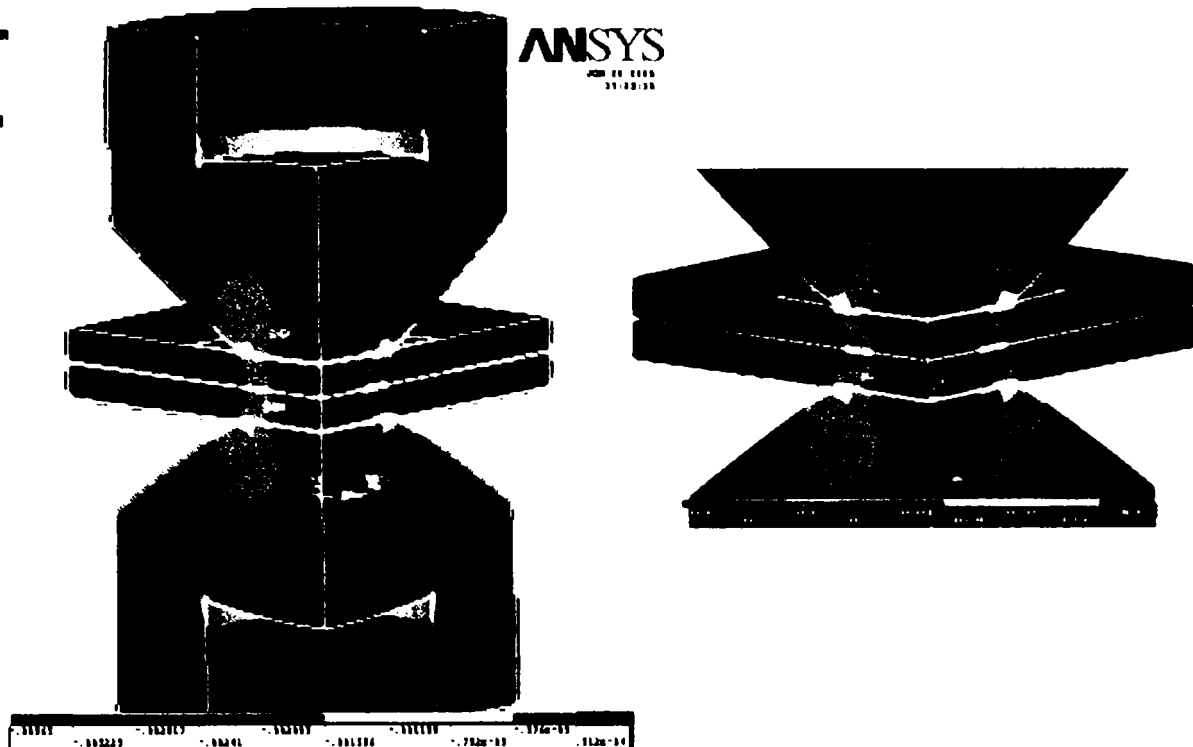
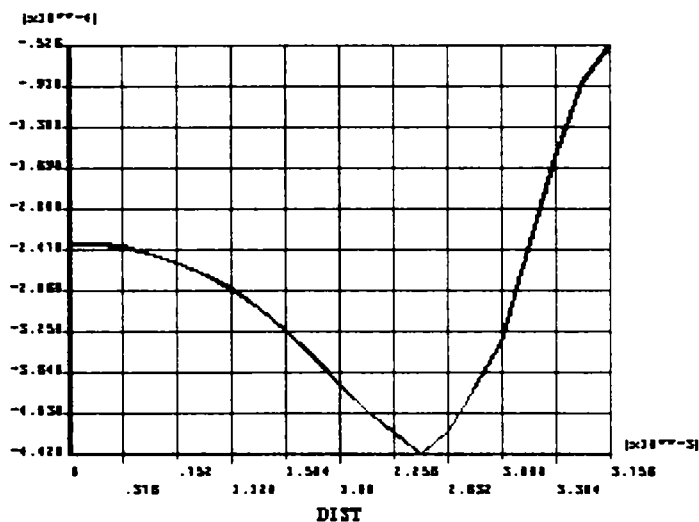


Fig.III.2.7 a) – Deformatia totala dupa axa 3 principala la sfarsitul perioadei de acostare; $t = 60$ per; $F = 290$ daN

```

GLOBAL EQUATION
STEP=3
SUB =3
TIME=3
EPTS PLOT
NODE3=33334
NODE2=33285
D1 PR3

```



ANSYS
JUN 20 2008
11:23:28

Fig.III.2.7 b) – Variatia deformatiei dupa axa 3 principala in interfata piesa-piesa la sfarsitul perioadei de acostare; $t = 60$ per; $F = 290$ daN

Din cele prezentate mai sus se constata ca tensiunile si deformatiile sunt maxime la marginea electrodului.

2.4.2 Etapa de sudare

- Variatia temperaturii.

In fig.III.2.8 a) se prezinta variatia de temperatura dupa faza de sudare (10 perioade de 0,02 sec. la forta de apasare de 290 daN). Temperatura maxima se obtine in centrul punctului (1541°C), superioara punctului de topire (linia Liquidus la 1521°C). O vedere marita a distributiei temperaturii se prezinta in partea dreapta a fig.III.2.8 a). Datorita diferentei dintre coeficientii de convecție ai electrodului de cupru spre canalul

de racire cu apa și in exterior spre racire cu aerul si cel de convecție a tablelor de oțel cu aerul se remarca diferența de temperatură, aceasta variind de la 20°C la marginile exterioare ale tablelor la 696°C la electrodul de cupru.

Din graficul de variație a temperaturii in imbinarea sudată la interfata piesa-piesa din fig.III.2.8 b) se poate constata întinderea zonei influențate termic; la distanța de 4, 812 mm față de axa centrală temperatura este de 152°C.

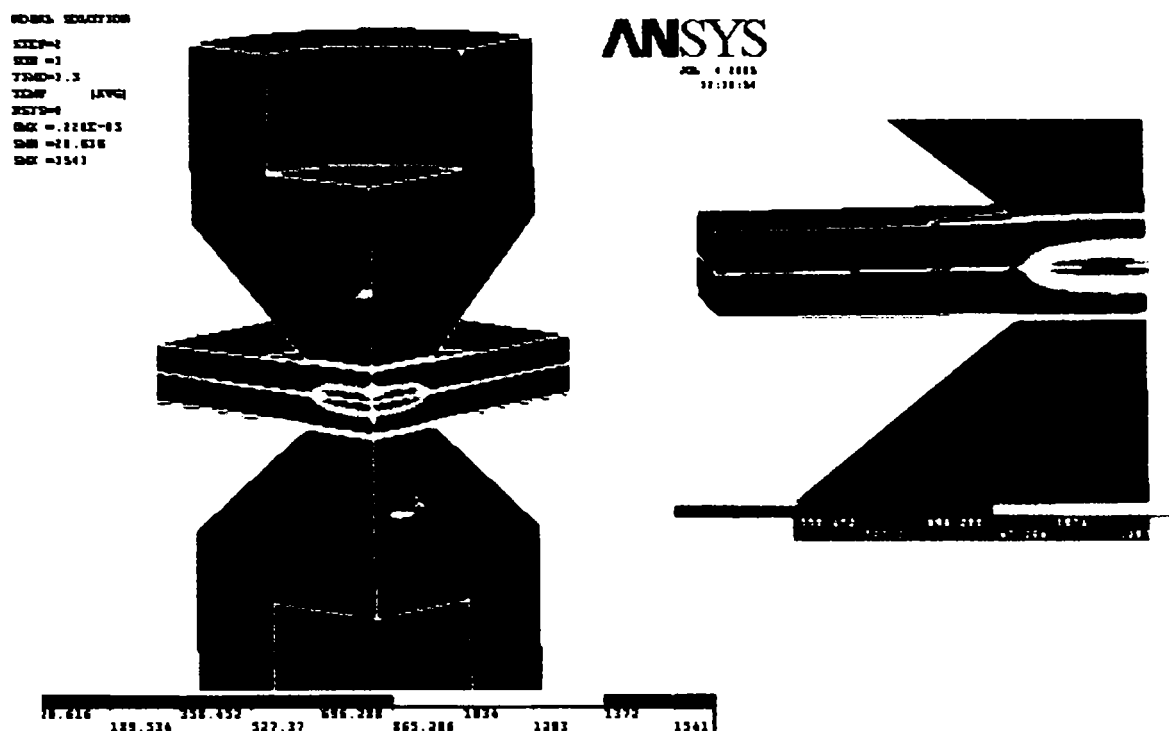


Fig.III.2.8 a) –Temperatura in imbinarea sudată la formarea punctului sudat (topit); $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

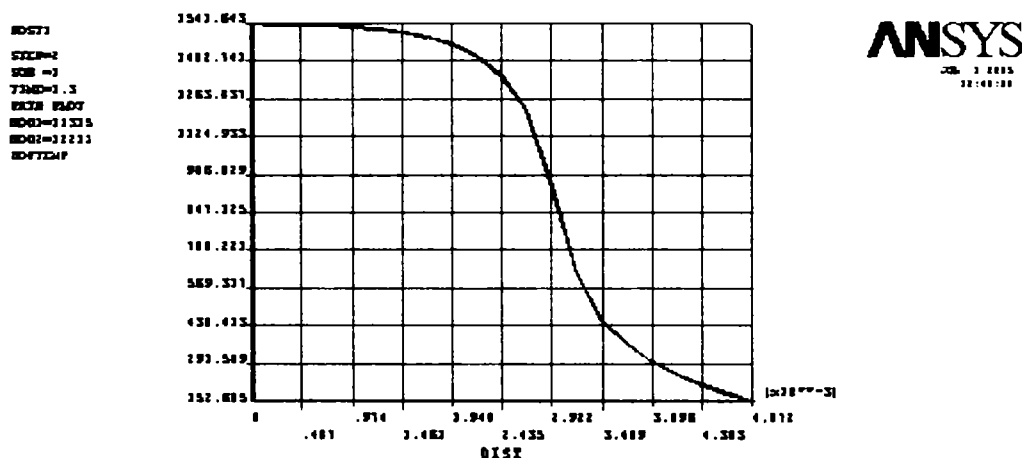


Fig.III.2.8 b) – Variația temperaturii in imbinarea sudată la interfata piesa-piesa după formarea punctului sudat (topit); $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

Evoluția fluxului termic prezentată in fig.III.2.9 a) este asemanătoare cu cea a temperaturii. Variația fluxului termic la formarea punctului sudat topit in interfata piesa-piesa, fig.III.2.9 b), are tendința descrescătoare, cu o ușoară variație între 2,23+3,32 mm, adică exact in zona de maximă influență a forței de sudare, datorită cumularii tensiunilor termice cu cele mecanice.

```

GLOBAL SOLUTION
STEP=2
SUB =1
TIME=1.5
TFSUM (AVG)
RESUM
BOX = 220E+03
DB = 50.5.515
OUT = 1107410

```

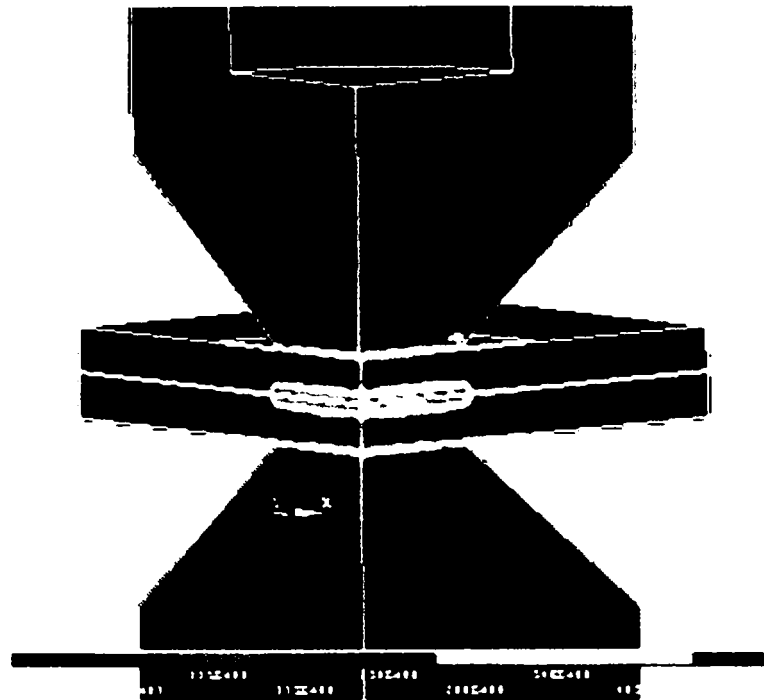


Fig.III.2.9 a) – Fluxul termic la formarea punctului sudat (topit); $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

```

POST1
STEP=2
SUB =1
TIME=1.5
PR3D PL07
NODE2=21436
NODE1=115
EL77504

```

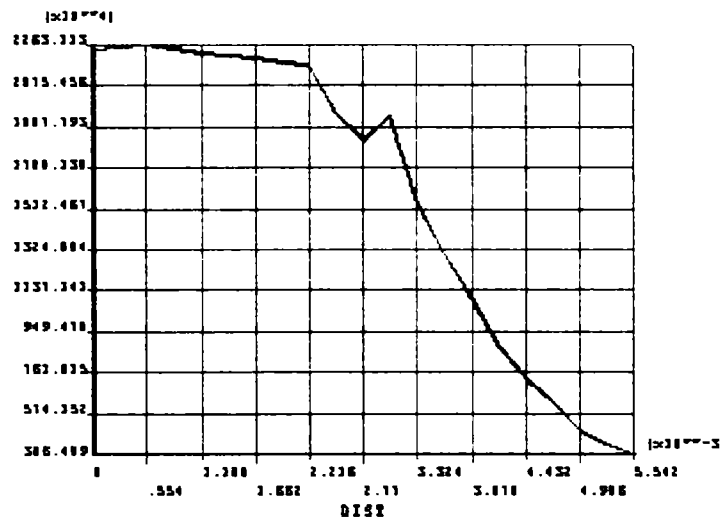


Fig.III.2.9 b) – Variatia fluxului termic la formarea punctului sudat topit (in interfata piesa -piesa); $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

- **Variatia tensiunilor in etapa de sudare**

Tensiunea totala dupa axa 3 principala se prezinta in fig.III.2.10.a). Se remarca o concentrare deosebit de mare a tensiunii principale dupa axa 3 ($-8,4 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2 = -840 \text{ N/mm}^2$) mult peste limita de curgere la compresiune. Aceasta se datoreaza atat presiunii de apasare cat si a blocarii deformatiei termice a tablelor (cumularea deformatiei mecanice cu cea termica).

Variatia tensiunii dupa axa principala 3 la interfata piesa-electrod se prezinta in fig. III. 2.10. b). Valoarea minima de a tensiunii de $8,244 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ ($824,4 \text{ N/mm}^2$) se atinge la distanta de 2,964 mm de la axa de simetrie a modelului (axa z), adica chiar la marginea varfului electrozului ($r_f = 3 \text{ mm}$).

```

MODEL, BOND710R
SIZE=2
SMB =3
TIME=1.5
ES [AVG]
BDC = 2.20E+03
BDR = -1.16E+03
BDC = -3.92E+01

```

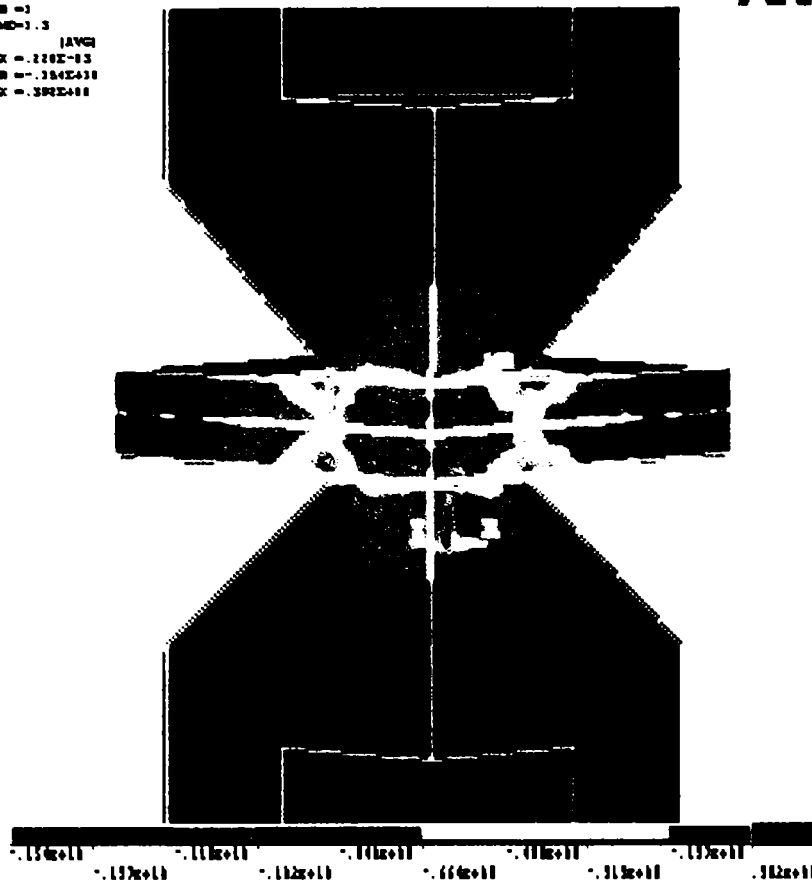


Fig.III.2.10 a) - Tensiuni totale dupa axa 3 principala dupa formarea punctului sudat (topit); $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

```

POST1
SIZE=2
SMB =3
TIME=1.5
EATCH PLAST
BDC=2.20E+03
BDR=-1.16E+03
E1,PRN

```

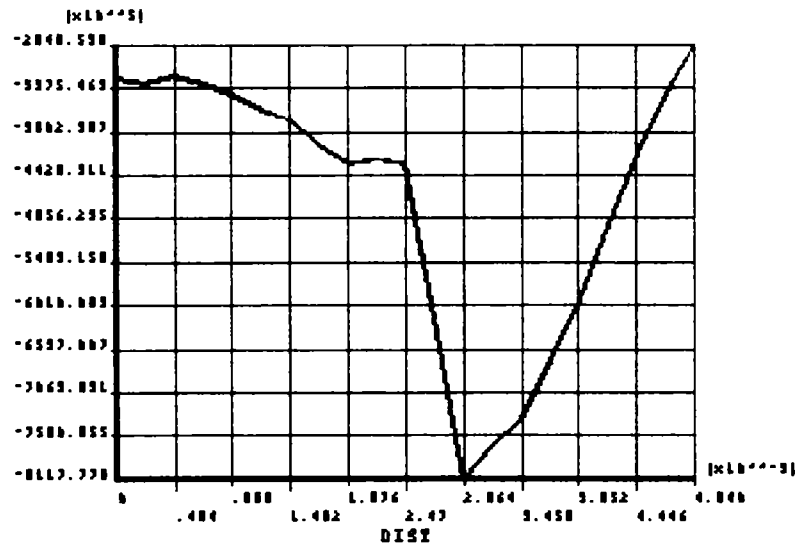


Fig.III.2.10 b) – Variatia tensiunilor dupa axa 3 principala dupa formarea punctului sudat (topit) la interfata piesa-electrod; $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

- **Variatia deformatiilor in etapa de sudare**

Variatia deformatiei termice + mecanice se prezinta in fig.III.2.11 a). Se remarca tendinta de blocare a deformatiei termice in zona centrala a punctului sudurii și cea de compresie (apasare) a tablelor la margini.

MODEL SOLUTION
 STEP=2
 SUB =1
 TIME=1.3
 ETYPE (AVG)
 RESID=6
 MAX = 2.18E-03
 MIN = -1.13E-03
 RMS = 1.33E-03

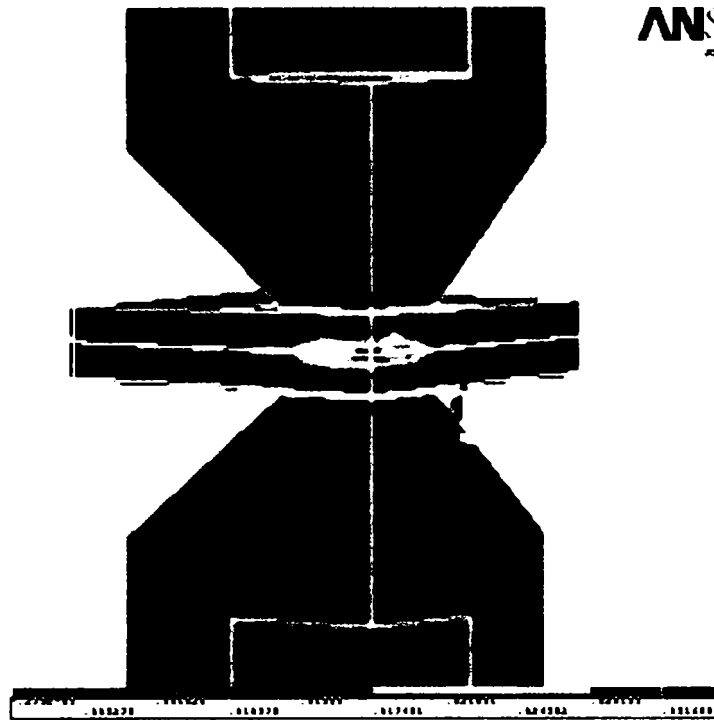


Fig.III.2.11 a) – Deformatiile mecanice si termice dupa axa Z la formarea punctului sudat; $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

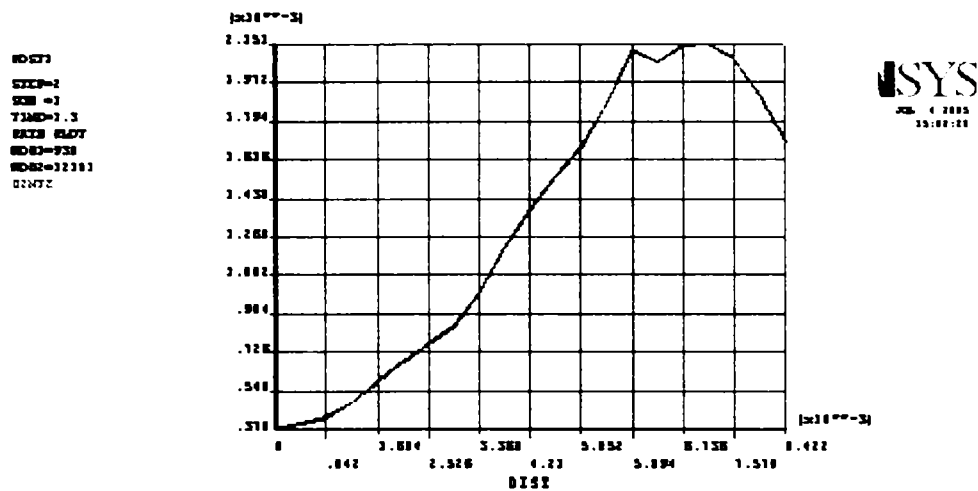


Fig.III.2.11 b) – Variatia deformatiilor mecanice si termice dupa axa Z la formarea punctului sudat la interfata piesa-piesa; $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

2.4.3. Etapa de mentinere (racire sub actiunea fortei)

- Tensiuni

In fig.III.2.12 a) este prezentata tensiunea dupa axa principala 3 in imbinarea sudata dupa o racire de $t_m=10$ per, sub actiunea fortei $F = 290$ daN exercitata de electrozii raciti cu apa la temperatura de 10°C . Se remarca varfurile de tensiune de la marginea electrozilor, precum si cele apropiate de limita de curgere din electrozi si din table, datorate tensiunilor termice remanente, precum si tensiunilor mecanice. Variatia tensiunilor a fost reprezentata grafic pentru interfata piesa-electrod (fig.III.2.12 b), si in piesa, pentru zona de tensiune de la marginea electrozului. In graficul din fig.III.2.12 b), la distanta de 3 mm de axa, deci chiar in marginea electrozului, tensiunea are valoarea $1,049 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2$, mult mai mare decat limita la curgere de $2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. In piesa, fig.III.2.12.c), la distanta de 3 mm de axa, tensiunea este relativ constanta pana la

distanța de 2,5 mm, după care scade brusc datorită concentratorului de tensiune reprezentat de marginea electrodului până la valoarea $4,661 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$.

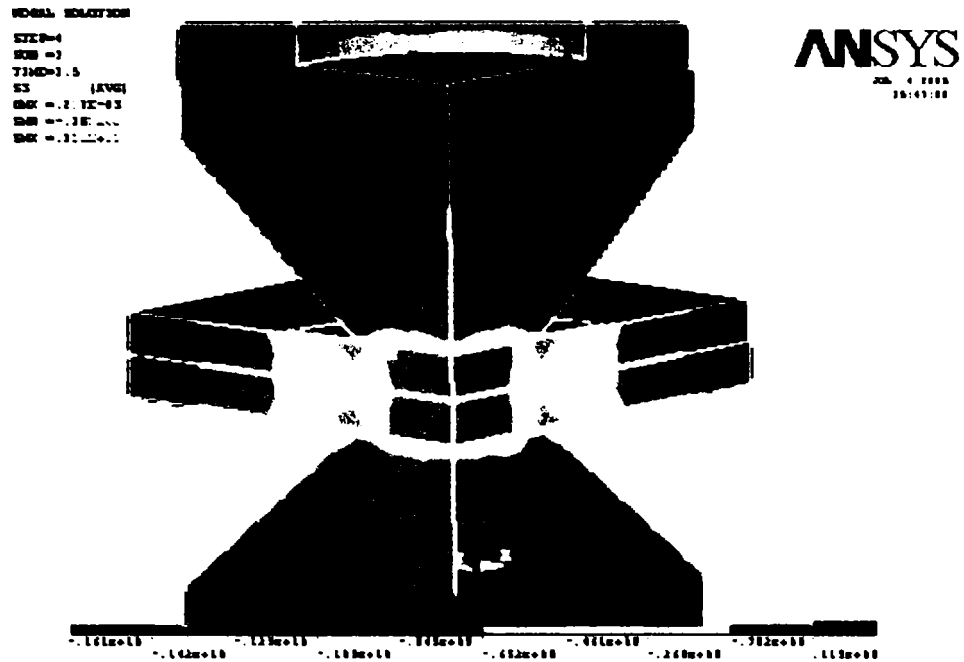


Fig.III.2.12 a) – Tensiunea după axa principală 3 în îmbinarea sudată după o racire de $t_m = 10$ per, $F = 290 \text{ daN}$

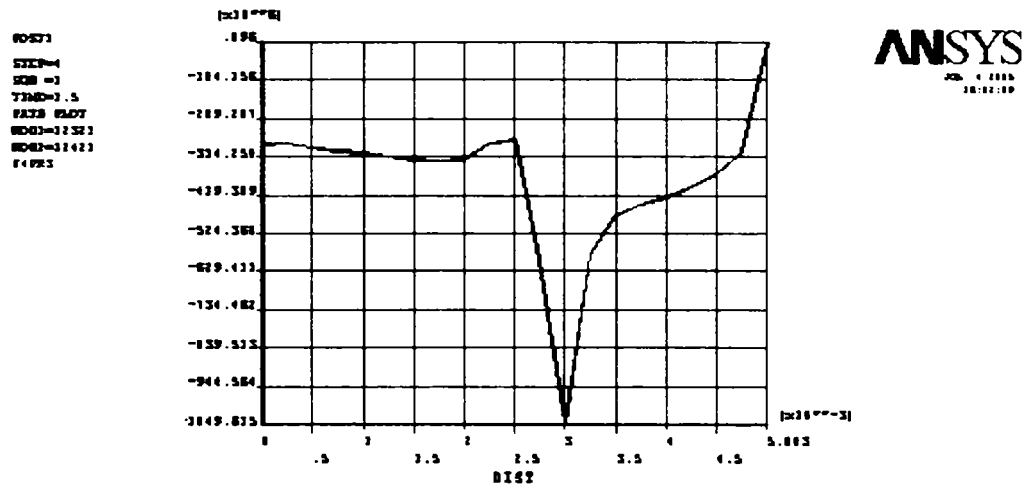


Fig.III.2.12 b) – Variația tensiunii după axa principală 3 în interfața piesă-electrod după o racire de $t_m = 10$ per, $F = 290 \text{ daN}$

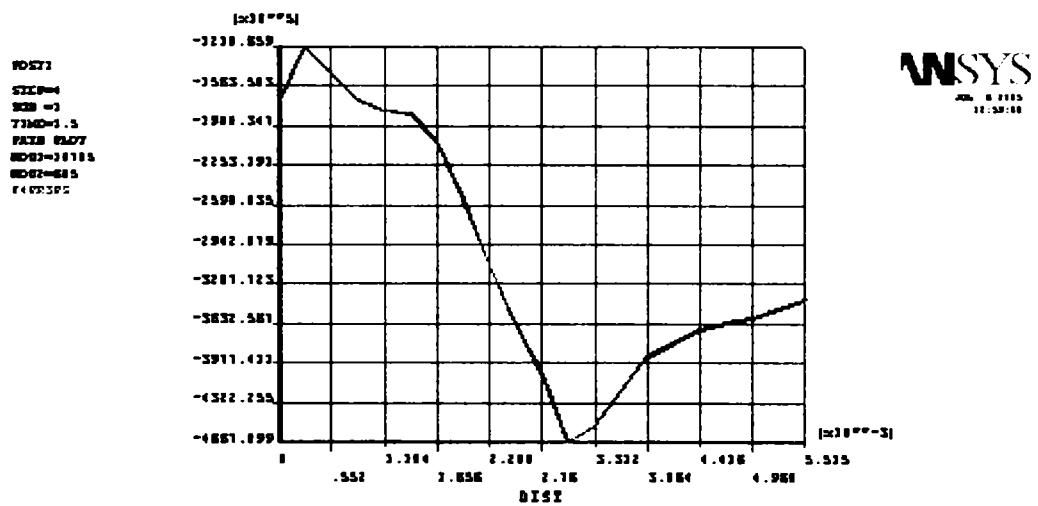


Fig.III.2.12 c) – Variația tensiunii după axa principală 3 în piesă după o racire de $t_m = 10$ per, $F = 290 \text{ daN}$

- Deformatii

In fig.III.2.13.a) este prezentata deformatia dupa axa 3 principala in imbinarea sudata dupa o racire de $t_m = 10$ per, $F = 290$ daN. In fig.III.2.13 b) este reprezentata grafic variatia deformatiei in piesa, iar in fig.III.2.13 c) in electrod. Se observa ca deformatia maxima a piesei (-0,43%) este in zona de sub electrod, avand valoare dubla fata de cea a limitei de curgere, in timp ce deformatia electrodului, fig.III.2.13 c), creste exponential pana la distanta de 0,4 mm de axa (la valoarea -0,53%), apoi se stabilizeaza in jurul valorii -0,63% spre margini, adica exact in zona unde solicitarile au fost maxime pe parcursul procesului.

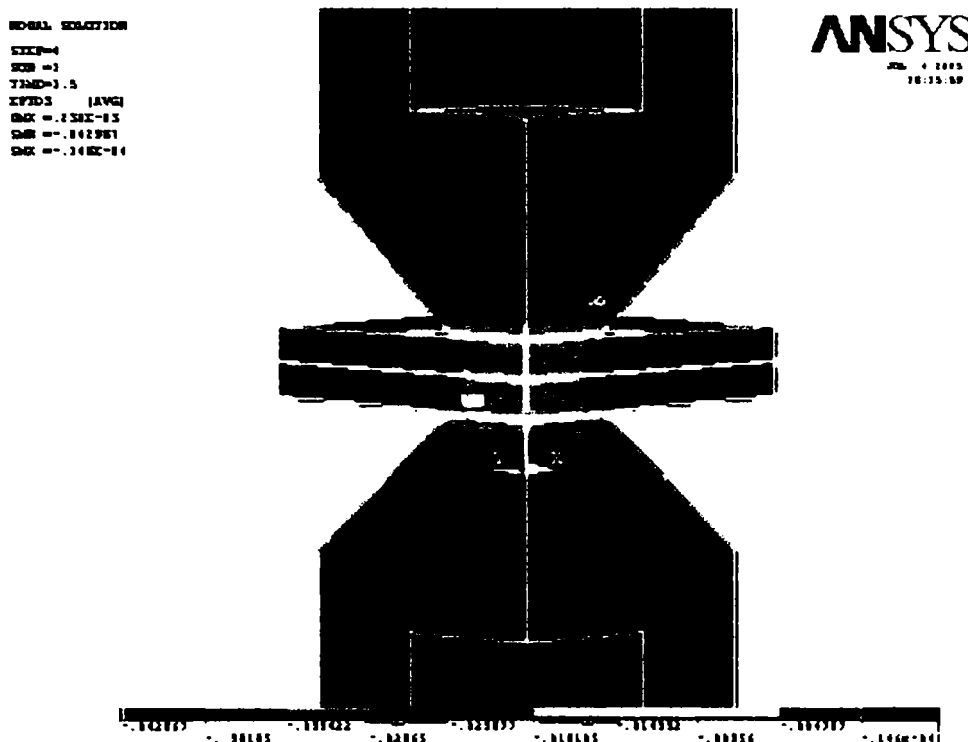


Fig.III.2.13 a) - Deformatii totale dupa axa 3 principala in imbinarea sudata dupa o racire de $t_m = 10$ per, $F = 290$ daN

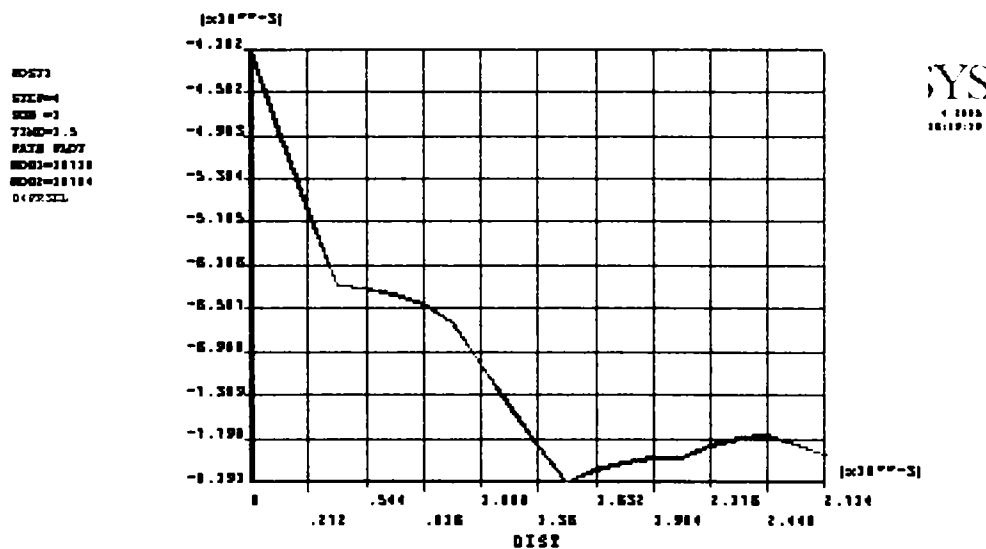


Fig.III.2.13 b) - Variatia deformatiilor totale in in piesa dupa axa 3 principala dupa o racire de $t_m = 10$ per, $F = 290$ daN

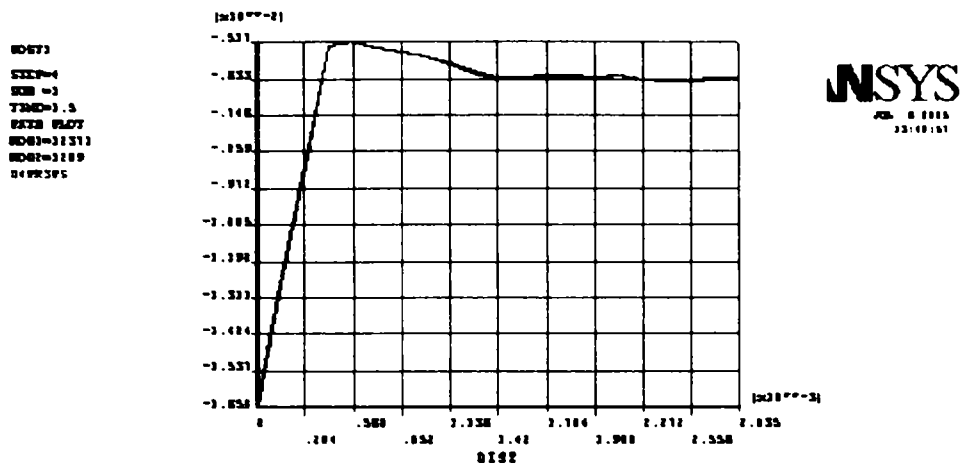


Fig.III.2.13 c) - Variatia deformatiilor totale in electrod dupa axa 3 principala dupa o racire de $t_m = 10$ per, $F = 290$ daN

2.4.4 Etapa de racire libera ($F = 0$) la temperatura ambienta T_a (20°C)

- Tensiuni

Tensiunile totale remanente dupa axa principala 1 dupa racirea libera la T_a sunt prezentate in fig.III.2.15 a), iar in fig.III.2.15 b) variatia acestora in piesa, in zona dinspre electrod. Se observa ca tensiunea este relativ mica ($11,36 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$) comparativ cu limita la curgere.

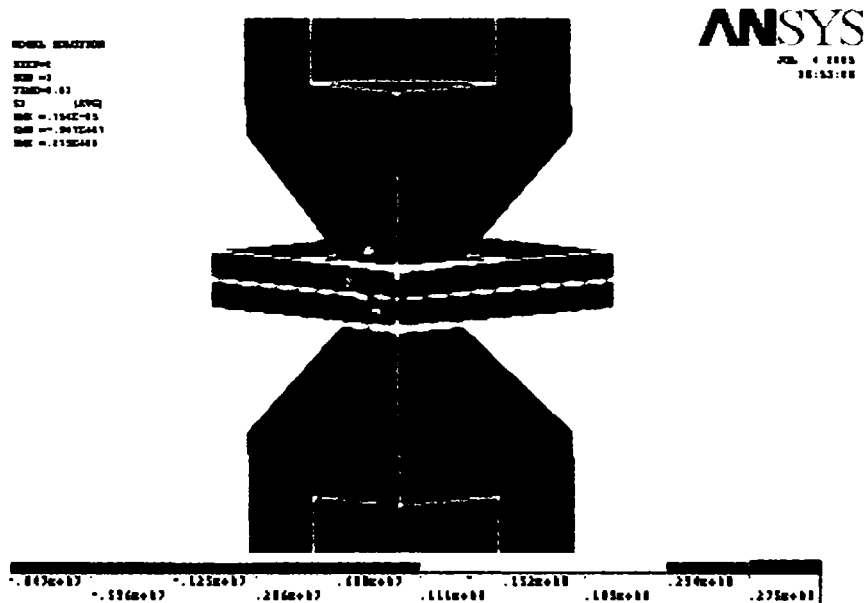


Fig.III.2.15 a)–Tensiuni totale remanente dupa axa 1 principala dupa racirea libera la T_a

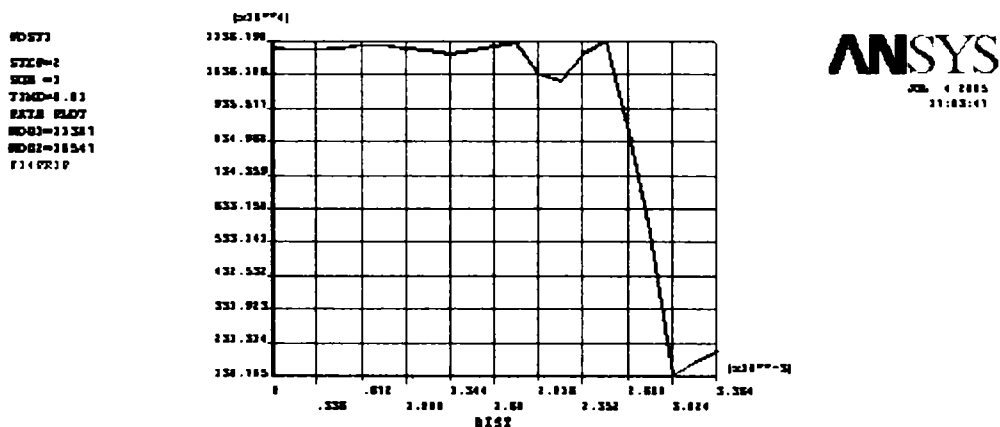


Fig.III.2.15 b) – Variatia tensiunilor totale remanente dupa axa 1 principala in piesa dupa racirea libera la T_a

In fig.III.2.16 a) este prezentata tensiunea totala von Mises in imbinarea sudata dupa racirea libera la Ta, fara actiunea fortei. Variatia tensiunii von Mises in piesa este evidentiata in fig.III.2.16 b), iar in interfata piesa-piesa in fig.III.2.16 c). In piesa, fig.III.2.16 b), tensiunea atinge un maxim de $1,3 \cdot 10^6$ N/m² la distanta de 3 mm de axa, iar in interfata piesa - piesa, la distanta de 2,48 mm, valoarea maxima este $5,836 \cdot 10^3$ N/m² (foarte mica).

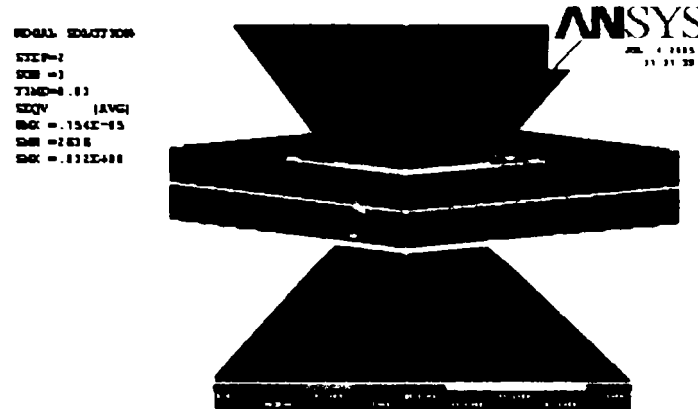


Fig.III.2.16 a) –Tensiunea totala von Mises in imbinarea sudata racita la Ta

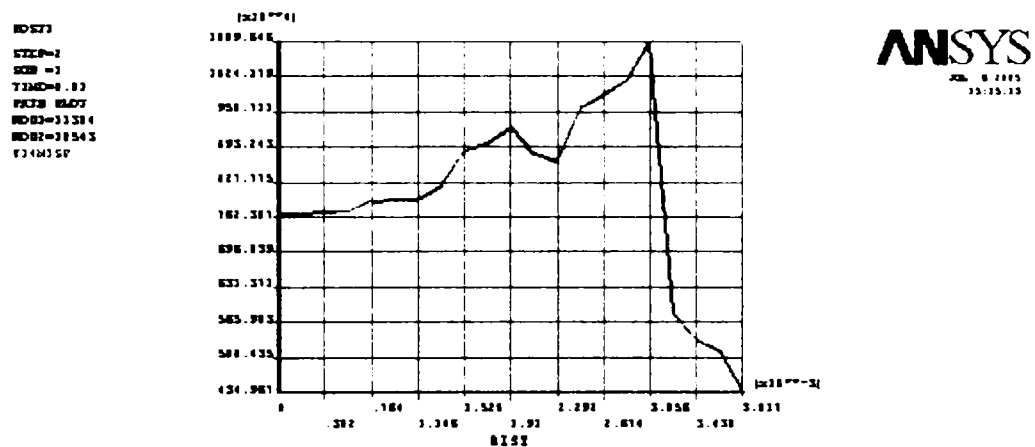


Fig.III.2.16 b) –Variatia tensiunii totale von Mises in piesa dupa racirea la Ta

- Deformatii

Fig.III.2.17 a) prezinta deformatia totala dupa axa 1 principala rezultata dupa racirea la Ta, iar fig.III.2.17 b) variatia acesteia in piesa . Variatia deformatiei totale dupa axa 1 principala dupa racirea la Ta in interfata piesa-electrod, fig.III.2.17 este reprezentata grafic de la axa centrala spre margine in fig.III.2.17.b).



Fig.III.2.17a) – Deformatia totala dupa axa 1 principala dupa racirea la Ta

POST1
STEP=2
NODE=1
TIME=0.11
DATA FILE
NODE1=18823
NODE2=458
D1(=)510

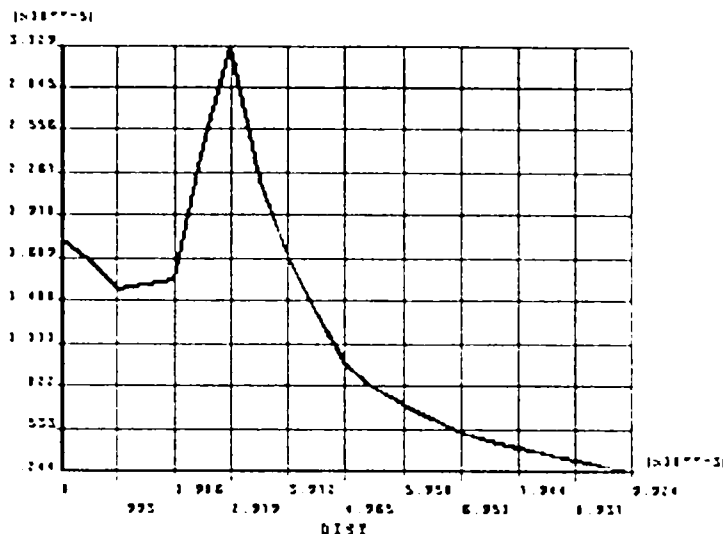


Fig.III.2.18 c) – Variatia deformatiei totale von Mises in interfata piesa-piesa
dupa racirea la T_a

Similar celor observate pentru tensiunea principală după direcția 1, în fig.III.2.18.b) se remarcă valoarea maximă (măică de altfel comparativ cu limita) a deformației totale 0,031 % la distanța de 1,58 mm.

2.5 Concluzii

Modelarea procesului de sudare electrică prin presiune în puncte în element finit a simulat formarea punctului sudat, a calculat temperaturile, tensiunile termice și mecanice, evoluția și distribuția lor în interfețe și în piese, evoluția și distribuția câmpului termic în îmbinare, deformațiile rezultate în îmbinare de-a lungul ciclului de sudare, deplasările electrozilor datorate tensiunilor și deformațiilor din îmbinarea sudată. Analiza efectului combinat termic și mecanic a fost realizată prin analiză cuplată termic-mecanic în element finit. Distribuția tensiunilor în interfețe confirmă experimentele care consideră că fisurile se inițiază și se propagă din interfețe [81,97].

Forța electrodului produce o deformare locală la nivelul interfeței piesa-piesa și piesa-electrod, asigurând contactul necesar trecerii curentului electric. Suprafețele de contact depind de distribuția tensiunilor și de deformația locală. După cum s-a constatat din cele prezentate, distribuția tensiunilor este neuniformă, fiind mai mari în marginea electrozilor și mai mici în centru, fapt confirmat și practic [97]. Această distribuție a forței a produs și deformații mai mari, conducând la o sudură la rece în aceste zone, rămânând în centrul punctului o mică fantă în care fluxul termic inițiază topirea, care se extinde apoi către margini.

În ceea ce privește tensiunile remanente din piesă, acestea sunt neglijabile, așa cum demonstrează și experimentele practice în cazul oțelului carbon moale.

3. Simularea cu element finit a ciclului de sudare in puncte a unui otel moale cu unul slab aliat

In cele ce urmeaza se va prezenta analiza cu element finit cu software ANSYS Multiphysics a ciclului de sudare limitator-tija, pentru aplicatia prezentata la cap.II.2, cu ciclul de sudare realizat practic. Pentru aceeasi aplicatie se va prezenta si o simulare cu element finit a unui ciclu de sudare cu tratament termomecanic post sudare.

3.1 Modelul geometric

Pentru toate analizele in element finit realizate si prezentate in continuare s-a considerat acelasi model geometric, intrucat toate au la baza aceeasi aplicatie.

S-a realizat un model tridimensional avand lungimea egala cu a limitatorului si s-a utilizat un sfert din el pentru simplificare, dupa cum se vede in fig.III.3.1 a), b).

Tipul de element folosit este SOLID 98 pentru analiza termica-mecanica. Ca elemente de contact pentru a simula efectul cuplat termic-mecanic la contactele electrod-piesa au fost considerate interfete cu grosimea de 0,05 mm, fig. III.3.1. Intre tija si limitator s-a considerat o singura interfata cu grosimea de 0,1 mm. Pentru simularea suprafetelor interfetelor de contact s-au folosit elementele TARGET 170 pentru electrod si CONTA 174 pentru limitator.

A fost realizat initial un model intreg, care se vede in fig.III.3.2. a), care a fost apoi micsorat din motive de economie de resurse ale calculatorului si pentru usurarea rularii, fig.III.3.2 b) si c). Dupa cum se poate observa si din fig.2 c), reseaua de noduri si elemente este mai fina in zonele de interes dintre cei doi electrozi pentru a putea determina corect tensiunile si gradientii de temperatura mai mari din zona.

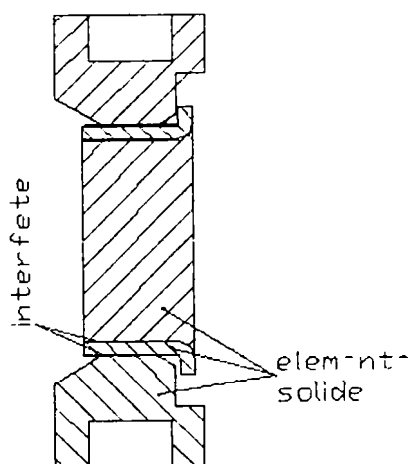


Fig. III.3.1 a) – Model fizic

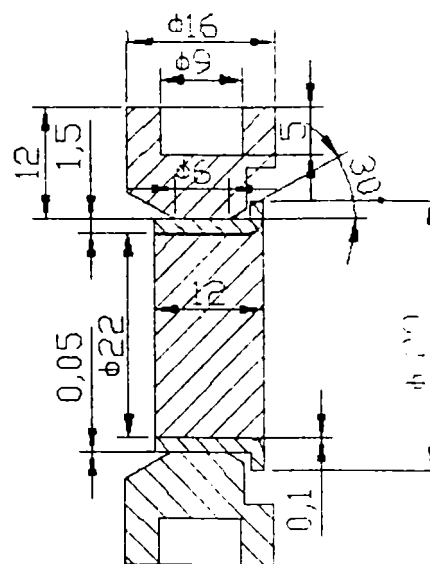


Fig. III.3.1b) - Model geometric



Fig. III.3.2 a) – model fizic intreg

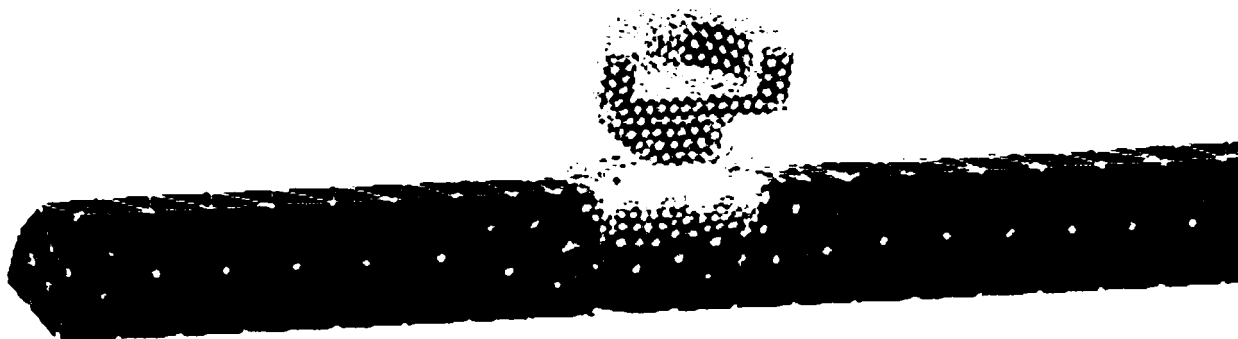


Fig. III.3.2 b) – sfert de model fizic cu arbore intreg

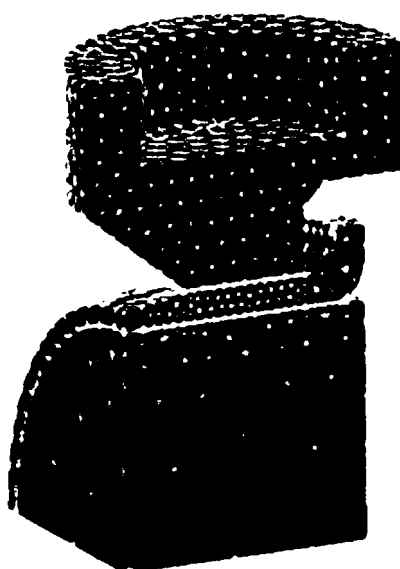


Fig III.3 2 c) – sfert de model 3D

3.2 Conditii limita

Conditiiile limita impun modelului constrangerile fizice pentru materialul pieselor si ceea ce-l inconjoara. Au fost considerate doua tipuri de conditii limita: - unele apartinand analizei tensiunilor si cealalta pentru analiza termica, dupa cum urmeaza:

- Conditiiile termice – s-a admis pierderea de caldura prin convecție prin suprafetele laterale ale electrozilor si ale pieselor care nu sunt in contact. Suprafata exterioara este supusa la pierderea de caldura in mediul inconjurator, iar cea interioara la transferul caldurii spre apa de racire a electrozului. De asemenea, s-a admis convecția prin canalul de racire al electrozului cu apa, iar temperatura apei de racire este 10°C.

- Trecerea fluxului termic prin suprafețele de contact electrod-piesa și electrod-electrod este asigurată prin elementul de legătură ales pentru aceste suprafețe.
- Condițiile mecanice – forța de apăsare se aplică sub forma unei presiuni uniforme repartizate pe partea inferioară a electrodului superior. Deplasările radiale sunt limitate de-a lungul axei centrale datorită axisimetriei. În tabelele III.3.1, III.3.2 și III.3.3 sunt date caracteristicile mecanice și proprietățile fizice (electrice, termice și mecanice) ale oțelurilor pieselor și ale electrozilor [106,147]. Materialul electrozilor s-a considerat CuCrZr, grupa A, conform SR ISO 5182 (RWMA Class II).

3.3 Simularea procesului

Modelul fizic

Ciclul de sudare considerat pentru analiza cu element finit este compus din următoarele etape:

- acostare: $F = 290 \text{ daN}$; $t_a = 50 \text{ per}$ (1s)
- sudare: $F = 290 \text{ daN}$; $t_s = 19 \text{ per}$ (0,38 s); $I_s = 9 \text{ kA}$
- mentinere: $F = 290 \text{ daN}$; $t_m = 10 \text{ per}$ (0,2s); $I = 0$
- racire liberă (fără forță sau contact cu electrozii răciți cu apă) până la $T_a = 20^\circ\text{C}$ (temperatura mediului ambiant)

Parametrii regimului de sudare sunt cei aplicați practic, cu observația că preîncalzirea și sudarea din ciclul de sudare real au fost cumulate pentru simplificare (5 per+14 per), curentul considerat fiind cel de la sudare.

3.4 Rezultate

3.4.1 Analiza variației temperaturii și tensiunilor după o direcție

3.4.1.1 Etapa de acostare

- **Variația tensiunilor**

În fig.III.3.3 este prezentată starea de tensiune după direcția principală 1 la sfârșitul perioadei de acostare, iar în fig. III.3.5 variația stării de tensiune după direcția principală 1 pe două direcții definite de câte două noduri din tija și limitator. Se remarcă din fig.III.3.3 și III.3.5 concentrarea tensiunilor în zona centrală, în tija, limitator și interfața dintre piese. Astfel, valoarea maximă a tensiunii după direcția principală 1 în arbore, fig. III.3.5 a), $1,20 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, se atinge la distanța de 2,4 mm față de margini, deci aproape de axa modelului (varful electrodului are diametrul de 6 mm), la fel ca și varful de tensiune pentru limitator, fig.III.3.5 b), $1,26 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, toate fiind sub limita.

Tab. III.3.1.: Caracteristici mecanice, termice și electrice ale tablelor din oțel carbon moale.

Caracteristica	Unitate de masura	Temperatura [°C]										
		21	93	204	316	427	538	649	760	871	982	1093
Modul de elasticitate E	$\cdot 10^{11}$ [N/m ²]	2,07	1,97	1,94	1,86	1,69	1,17	0,552	0,069	-	-	-
Limita la curgere R _{p0,2}	$\cdot 10^8$ [N/m ²]	2,48	2,38	2,24	2,00	1,72	1,45	0,76	0,138	-	-	-
Conductivitate termica K	[W/m·°C]	64	62,5	55	49	44	39	35	30	28	27	29
Rezistivitate electrica ρ _{el} (material piesa)	[Ω·m]	0,422	0,11	0,27	0,34	0,50	0,65	0,82	1,01	1,12	1,16	1,18
Coeficient de dilatare termica liniara α	$\cdot 10^{-5}$ [1/°C]	1,1	1,17	1,23	1,30	1,35	1,41	1,46	1,41	1,35	-	-
Rezistiv. electric. echiv. ρ _{echiv} (interf OL)	[Ω·m]	0,026	0,03	0,04	0,051	0,062	0,07	0,08	0,09	0,096	0,0998	-
Caldura specifica c	[J/kg·°C]	502	511	578	635	691	748	862	1137	1137	1137	1134
Entalpia I	$\cdot 10^7$ [J/m ³]	50	80	90	110	180	210	255	330	400	540	650
Modul de elasticitate transversal G	$\cdot 10^{10}$ [N/m ²]	8,4	8,1	7,7	5,6	5,0	-	-	-	-	-	-
Coeficient Poisson ν	[-]	0,29	9,31	0,31	0,31	0,32	0,32	0,32	0,33	0,33	-	-
Coeficient de frecare f	[-]	0,2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tab. III.3.2: Caracteristici mecanice, termice și electrice ale oțelului C40

Cu exceptia limitei de curgere, pentru celelalte caracteristici s-au considerat cele de la tab. 1.

Limita la curgere R _{p0,2}	$\cdot 10^8$ [N/m ²]	5,3	4,8	4	2	1,4	-

Tab. III.3.3: Caracteristici mecanice, termice și electrice ale materialului electrodului de sudare.

Caracteristica	Unitate de masura	Temperatura [°C]										
		21	93	204	316	427	538	649	760	871	982	1093
Modul de elasticitate E	$\cdot 10^{11}$ [N/m ²]	1,241	1,055	0,931	0,827	0,552	0,386	0,248	0,159	0,138	0,069	-
Limita la curgere R _{p0,2}	$\cdot 10^8$ [N/m ²]	2,48	2,11	1,86	1,665	1,104	0,772	0,496	0,318	0,276	0,138	-
Conductivitate termica K	[W/m·°C]	385	376	366	351	341	331	316	312	307	302	297
Rezistivitate electrica ρ _{el} (electrod)	[Ω·m]	0,626	0,61	0,59	0,56	0,51	0,47	0,34	0,15	0,13	0,11	0,09
Coef. de dilatare termica liniara α	$\cdot 10^{-5}$ [1/°C]	1,66	1,7	1,71	1,75	1,79	1,84	1,86	1,90	1,93	-	-
Rezistiv. electric. echiv. ρ _{echiv} (interf Cu)	[Ω·m]	0,31	0,305	0,283	0,279	0,25	0,24	0,172	0,075	0,065	0,055	0,045
Caldura specifica c	[J/kg·°C]	450	455	474	488	497	511	526	533	540	552	568
Entalpia I	$\cdot 10^7$ [J/m ³]	100	220	650	1000	1380	1900	2400	2900	-	-	-
Modul de elast. transv G	$\cdot 10^{10}$ [N/m ²]	4,2	4,1	4,0	3,9	3,8	3,7	3,6	3,4	-	-	-
Coeficient Poisson ν	[-]	0,33	0,31	0,34	0,35	0,37	0,38	0,39	0,40	0,44	0,45	0,47
Coeficient de frecare f	[-]	0,2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

MODAL SOLUTION
 STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 S1 (AVG)
 DEK = 320E-04
 SEM = -2.02E+10
 SDEK = 1.04E+11

ANSYS
 AUG 9 2005
 09:16:02

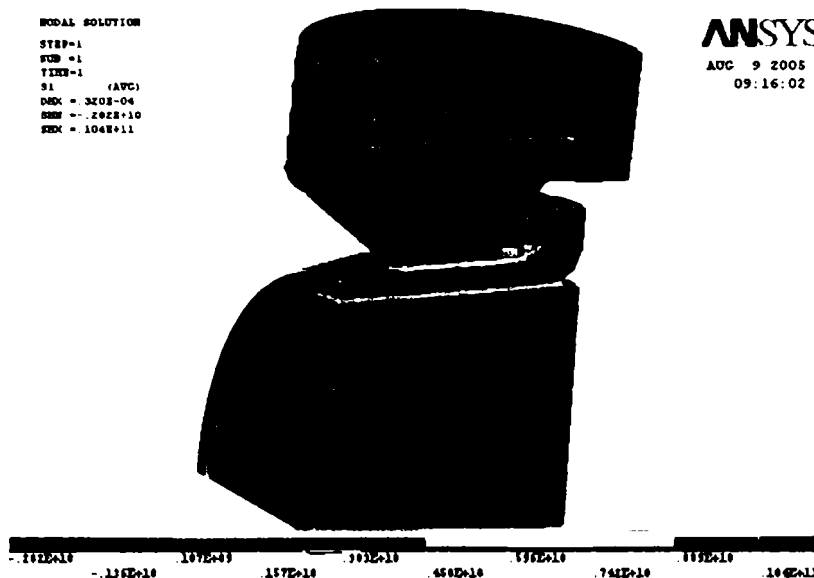


Fig. III.3.3 – Starea de tensiune dupa directia 1 principala la sfarsitul etapei de acostare; $t_a = 50$ per; $F = 290$ daN

In vederea realizarii analizei variatiei tensiunilor pe cate o directie din zona influentata termic din toija, respectiv limitator, s-au stabilit cele doua directii determinate de cate doua noduri, pozitionate in zona marginii electrozilor, dupa cum se poate vedea din fig. III.3.4. Pentru aceleasi noduri, cat si pentru alte cateva care au fost considerate importante, se va face si analiza variatiei tensiunilor in timp.

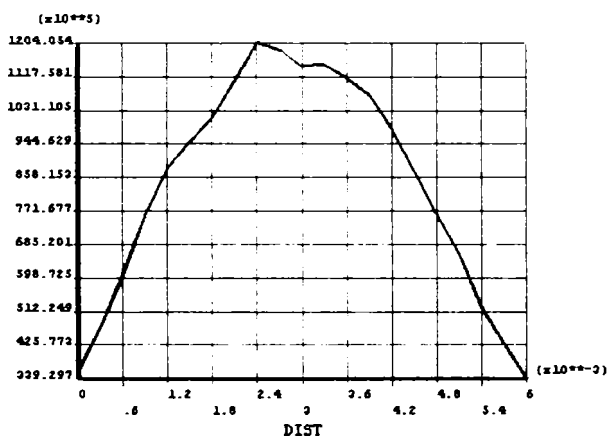
STEP=6
 SUB =1
 TIME=2.9
 S1 (AVG)
 DEK = .167E-03
 SEM = -.152E+11
 SDEK = .421E+11
 PATH



Fig. III.3.4 – directii de analiza

POST1

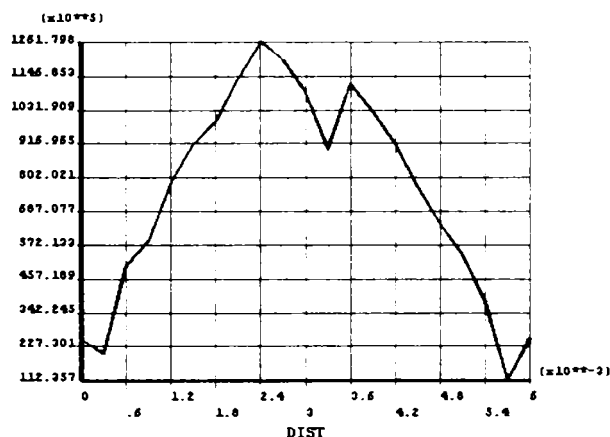
STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 A H L
 MOD1=14022
 MOD2=14025
 AFB1PR



a) tiija

POST1

STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 A H L
 MOD1=11401
 MOD2=11396
 BUCA1PR



b) limitator

Fig. III.3.5 – Variatia tensiunii dupa directia 1 principala pe distanta dintre doua noduri in tiija si limitator la sfarsitul etapei de acostare; $t_a = 50$ per; $F = 290$ daN

In fig. III.3.6 a), b) este prezentata variatia tensiunii dupa von Mises in tija, respectiv limitator, dupa directiile considerate. Se constata ca varfurile de tensiune apar tot in zona centrala, avand valoarea de $4,06 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in tija, fig. III.3.6 a), la distanta de 3,2 mm fata de margine, mai mica decat limita la curgere a otelului tijeii, $5,3 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. In limitator, fig. III.3.6 b), varfurile de tensiune apar tot in zona centrala, avand valoarea $7,78 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, mult mai mare decat limita la curgere a materialului limitatorului.

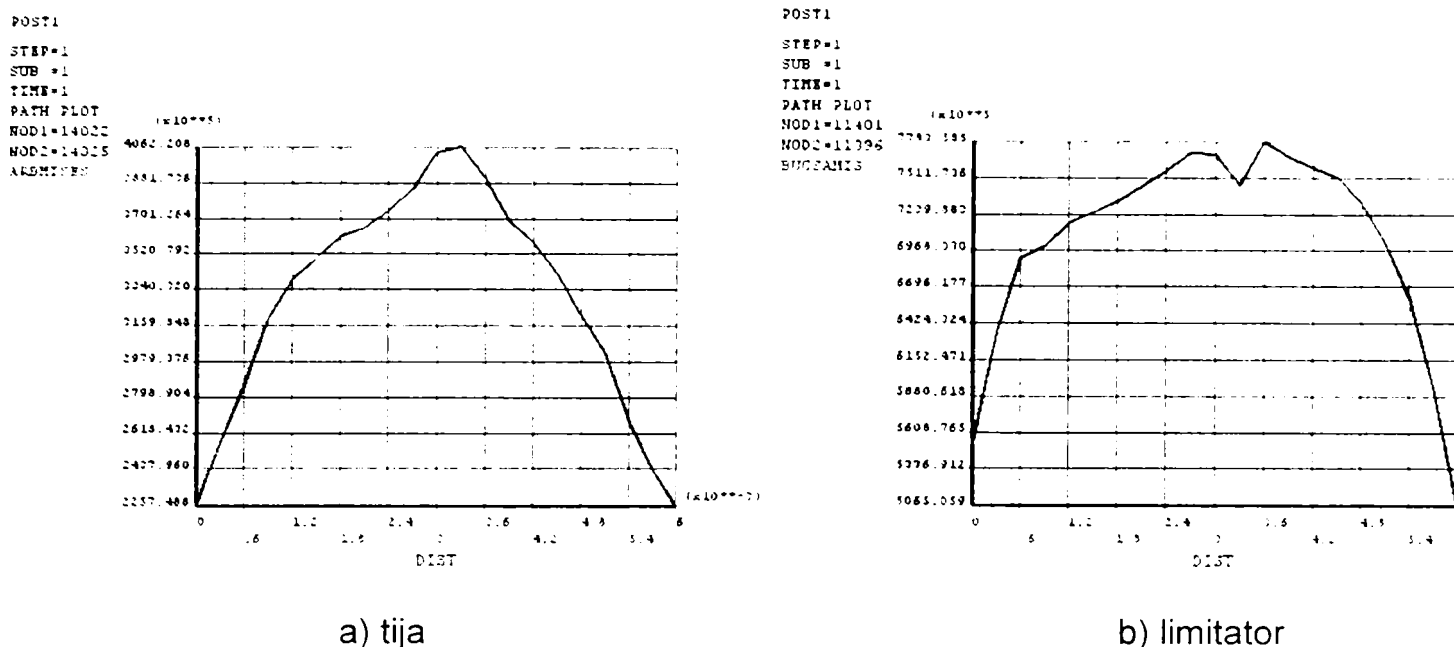


Fig. III.3.6– Variatia tensiunii dupa von Mises pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei etapei de acostare; $t_a = 50 \text{ per}$; $F = 290 \text{ daN}$

3.4.1.2 Etapa de sudare

- Variatia temperaturii

In fig.III.3.7, cu detaliul din dreapta, se observa variatia de temperatura la incheierea fazei de sudare (14 per. de 0, 02 sec., la forta de apasare de 290 daN). Temperatura maxima 1533°C , superioara punctului de topire (linia Liquidus la 1521°C). se obtine in centrul punctului sudat, Datorita diferentei dintre coeficientii de convecție ai electrodului de cupru spre canalul de racire cu apa și in exterior spre racire cu aerul, si cel de convecție a tablelor de otel cu aerul, se remarca diferenta de temperatura, aceasta variind de la 20°C la marginile exterioare ale tablelor la 696°C la electrodul de cupru. Se constata influenta contactului direct al limitatorului cu electrodul racit cu apa, precum si extensia zonei influentate termic in tija in lipsa contactului direct cu electrodul racit, dar intr-un volum mult mai mare de material.

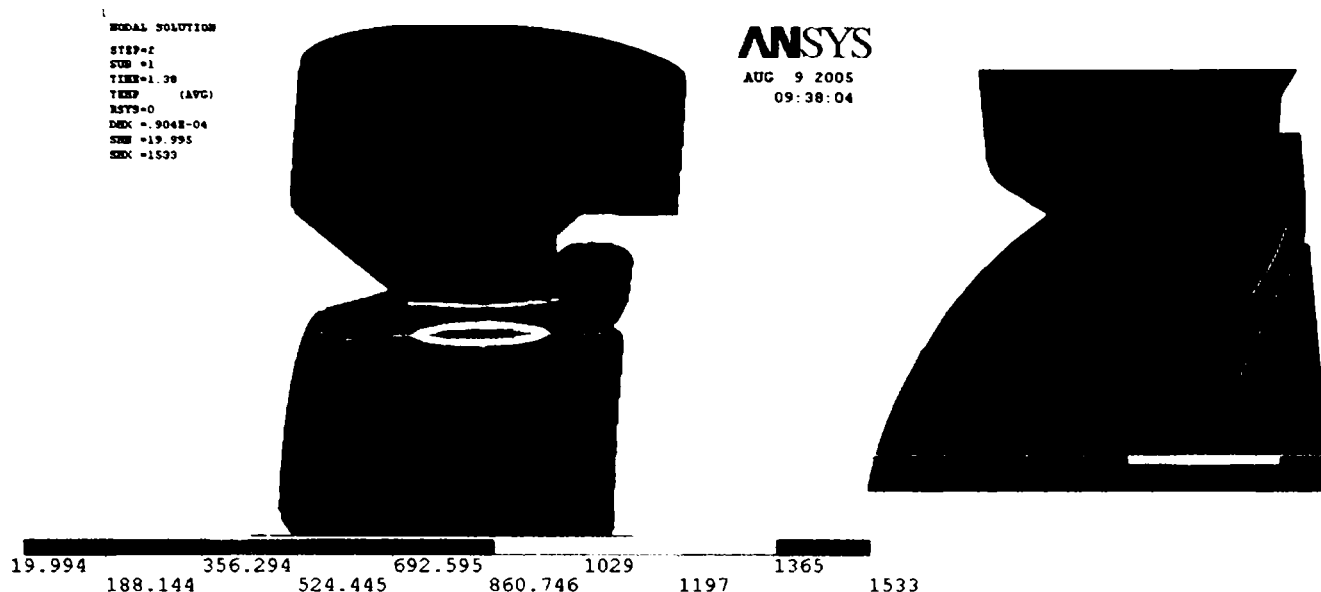


Fig. III.3.7 - Temperatura in imbinarea sudata la formarea punctului sudat (topit);
 $t_s = 19$ per; $F = 290$ daN

• Variatia tensiunilor

In fig.III.3.8 este prezentata starea de tensiune dupa axa principala 1 la sfarsitul etapei de sudare. Se remarca o concentrare mare a tensiunilor in marginile electrodului, precum si in zona corespondenta din limitator si tija. In bucsa se atinge un varf de tensiune de $-3,35 \cdot 10^8$ N/m², mult peste limita de curgere de $2,48 \cdot 10^8$ N/m² pentru materialul limitatorului. In tija, unde volumul de material este mult mai mare decat in bucsa, varfurile de tensiune de $-2,64 \cdot 10^8$ N/m², respectiv $3,87 \cdot 10^8$ N/m² sunt mai mici decat limita la curgere de $5,3 \cdot 10^8$ N/m² a otelului tije. Din fig. III.3.9 a), b) care prezinta variatia tensiunii principale dupa cele directiile considerate in tija si limitator, se poate constata ca tensiunile sunt mai mari in zonele care corespund marginii electrodului.

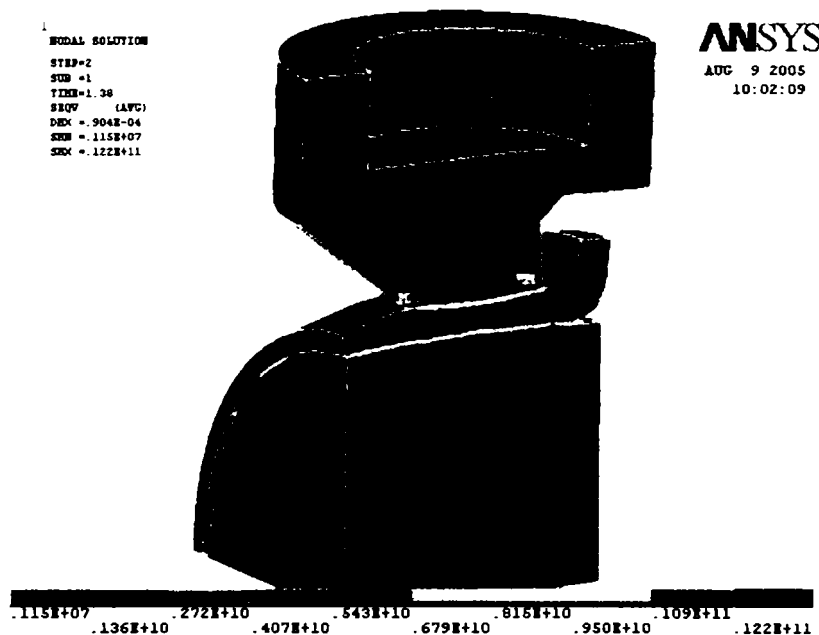
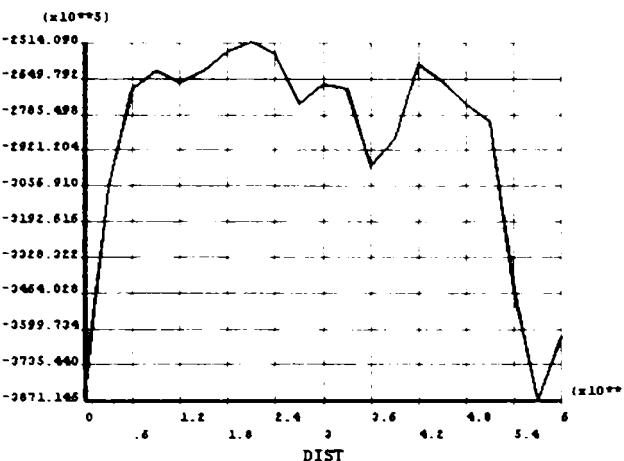


Fig. III.3.8 – Starea de tensiune dupa directia 1 principala la sfarsitul etapei de sudare;
 $t_s = 19$ per; $F = 290$ daN

```

POST1
STEP=2
SUB =1
TIME=1.38
PATH PLOT
WOP1=14022
WOP2=14025
ARFOR1PR

```

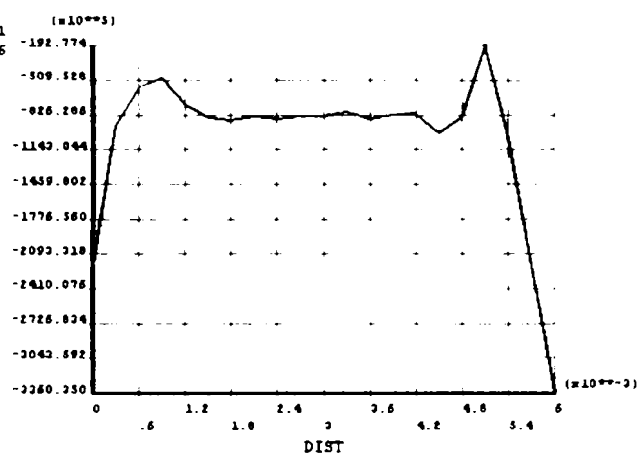


a) tija

```

POST1
STEP=2
SUB =1
TIME=1.38
PATH PLOT
WOP1=11401
WOP2=11396
FP1RMOCA

```



b) limitator

Fig. III.3.9 – Variatia tensiunii dupa directia 1 principala pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de sudare; $t_s = 19$ per; $F = 290$ daN

In fig.III.3.10 este prezentata starea de tensiune dupa von Mises la sfarsitul perioadei de sudare. Se observa ca valorile maxime apar tot in zona marginii electrozilor. In fig.III.3.11 sunt graficele de variatie a tensiunii von Mises dupa aceleasi doua directii considerate pentru limitator si tija. Valoarea maxima in limitator, $1,33 \cdot 10^9$ N/m² este mult peste limita de curgere de $2,48 \cdot 10^8$ N/m², fapt explicabil prin cumularea tensiunilor mecanice cu cele termice. Varful de tensiune din tija, $5,7 \cdot 10^8$ N/m², este de asemenea mai mare decat limita de curgere a otelului tijeii.

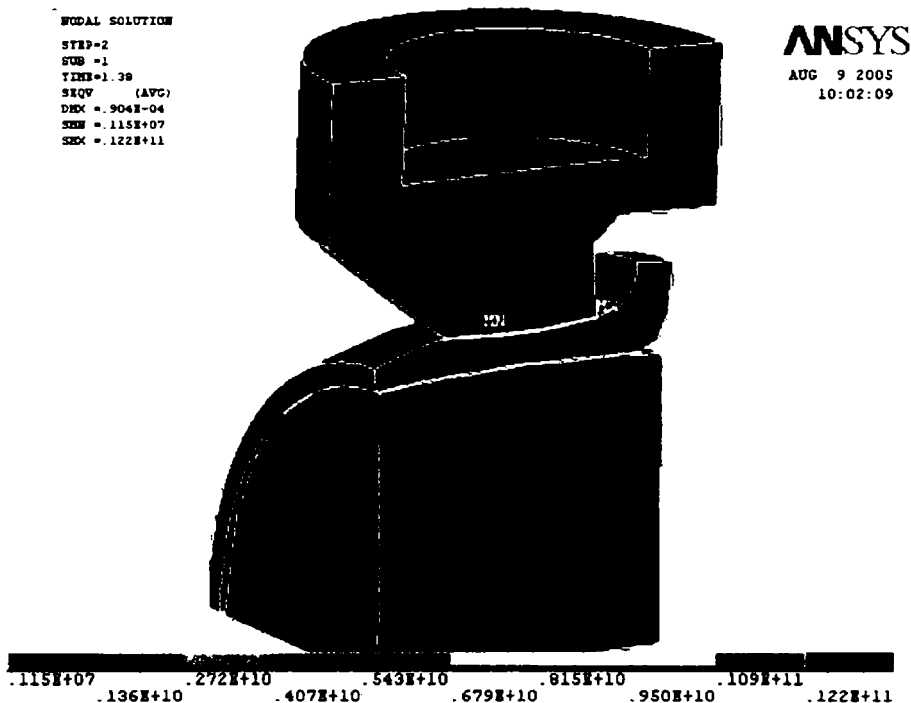
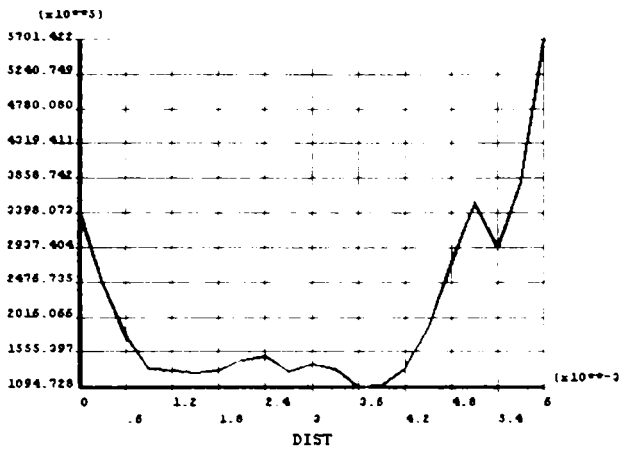


Fig. III.3.10 –Starea de tensiune dupa von Mises la sfarsitul etapei de sudare; $t_s = 19$ per; $F = 290$ daN

```

POST1
STEP=2
SUB =1
TIME=1.38
A LO
MOD1=14022
MOD2=14025
ARFORMIS

```

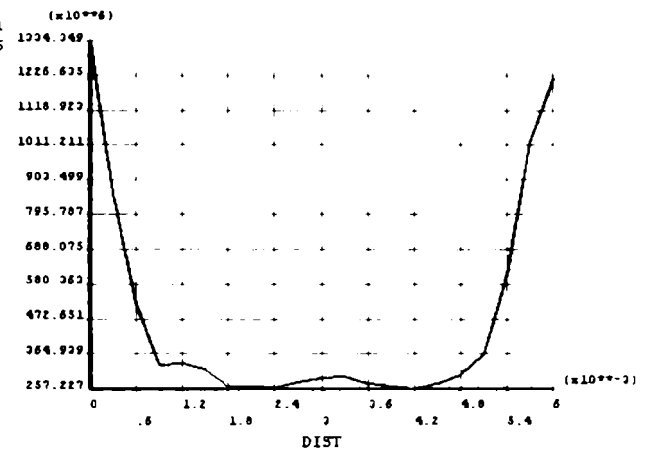


a) tija

```

POST1
STEP=2
SUB =1
TIME=1.38
A L
MOD1=11401
MOD2=11396
EUCSAMIS

```



b) limitator

Fig. III.3.11 – Variatia tensiunii dupa von Mises pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de sudare; $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

• Deformatii

Deformatia totala, termica si mecanica, la sfarsitul etapei de incalzire dupa axa principala 1 este redada in fig. III.3.12. Se remarca cresterea deformatiei totale in limitator, in special in zona de contact a acestuia cu electrodul. Dupa cum s-a putut observa inca din analiza starilor de tensiune, deformatiile in limitator, dar si in electrod sunt mari, ceea ce s-a constatat si practic in procesul de sudare. La aceasta situatie contribuie atat peretele foarte subtire, dimensiunile si otelul moale al limitatorului, cat si faptul ca contactul initial electrod-limitator-tija se face pe o generatoare de lungimea diametrului electrodului (6mm).

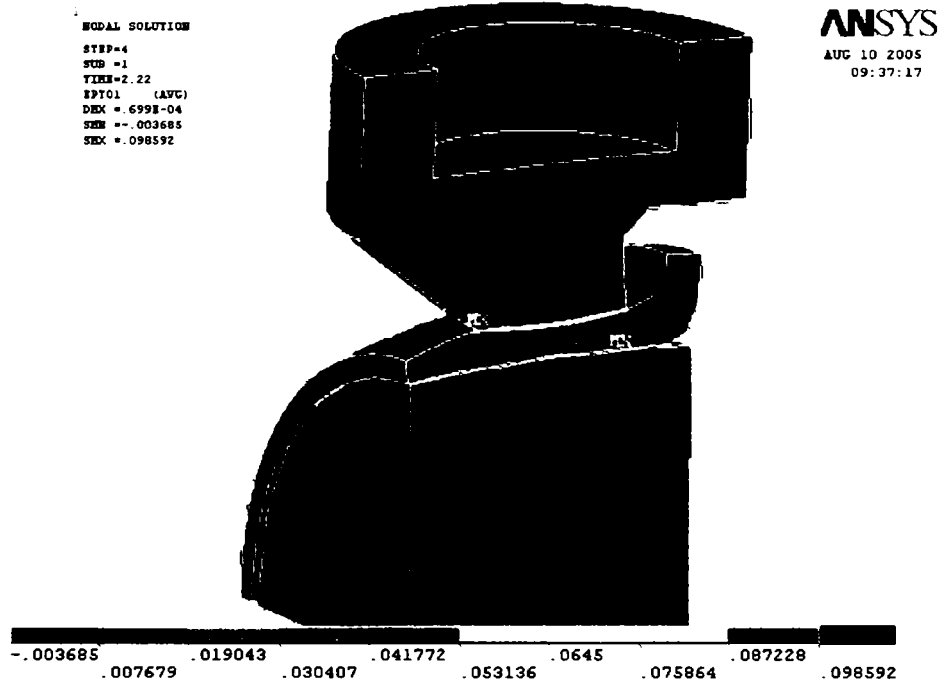


Fig. III.3.12 – Deformatia totala dupa axa principala 1 la sfarsitul etapei de sudare; $t_s = 19$ per; $F = 290$ daN

In fig. III.3.13 este prezentata deformatia totala la sfarsitul etapei de incalzire dupa von Mises. Se observa o distributie a deformatiilor asemanatoare cu cea dupa axa principala 1 si cu valori comparabile.

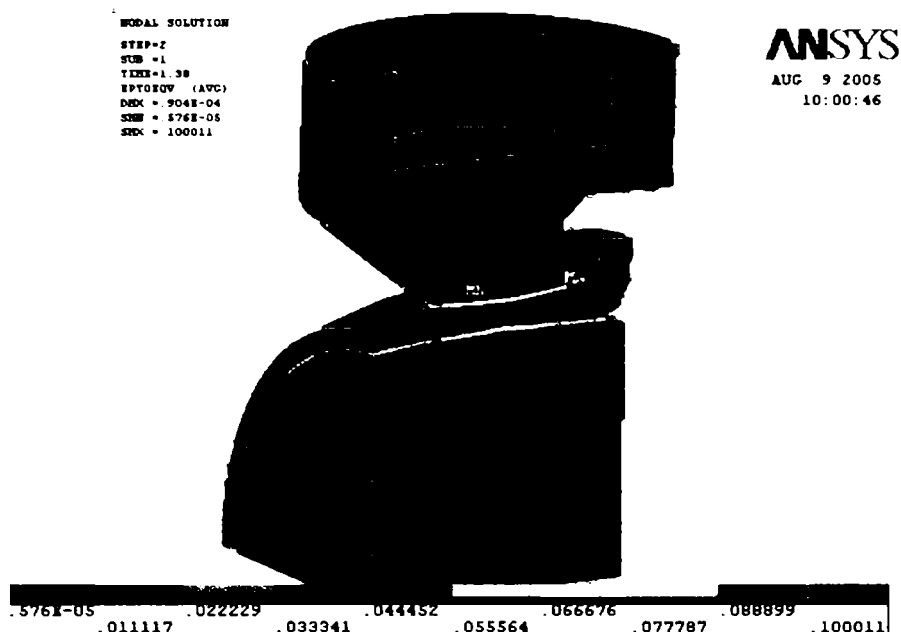


Fig. III.3.13 – Deformatia totala la tensiunea dupa von Mises la sfarsitul etapei de sudare; $t_s = 19$ per; $F = 290$ daN

3.4.3 Etapa de mentinere (racire sub actiunea fortei)

- Variatia temperaturii

Din fig. III.3.14, care prezinta distributia temperaturilor in model la sfarsitul etapei de mentinere, si respectiv fig.III.3.15, care reda variatia temperaturii pe doua directii considerate in tija si respectiv limitator, se observa ca temperatura in centrul imbinarii sudate dupa racirea sub actiunea fortei este de 870°C , scazand treptat cu distanta fata de imbinare pana la T_a .

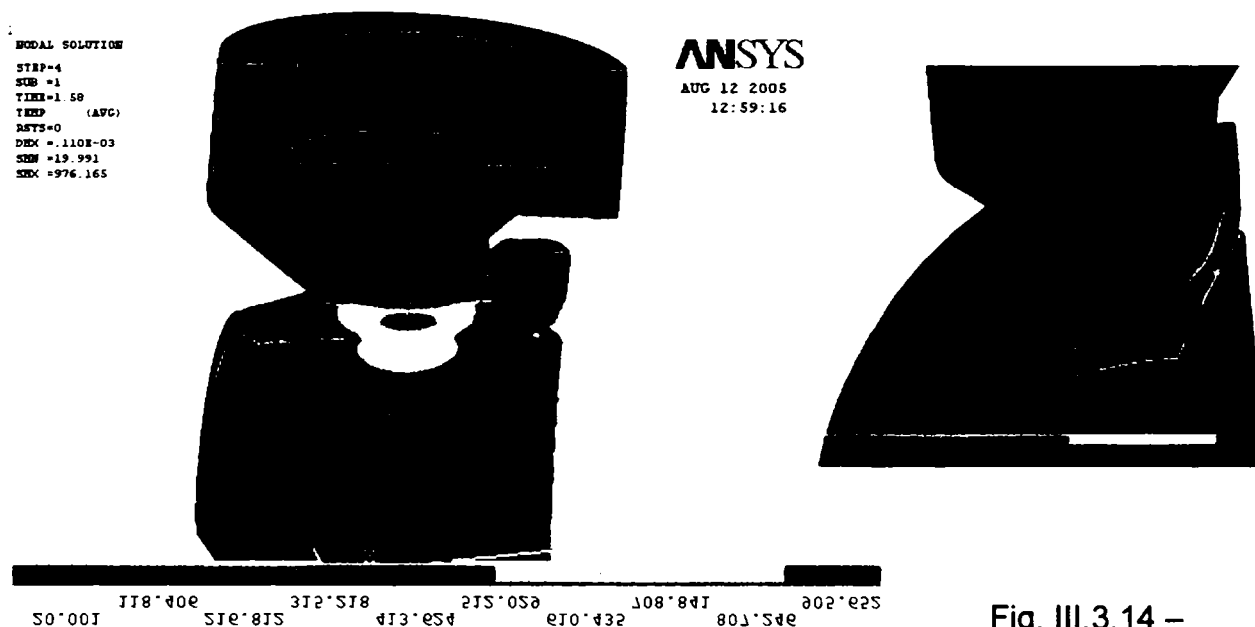
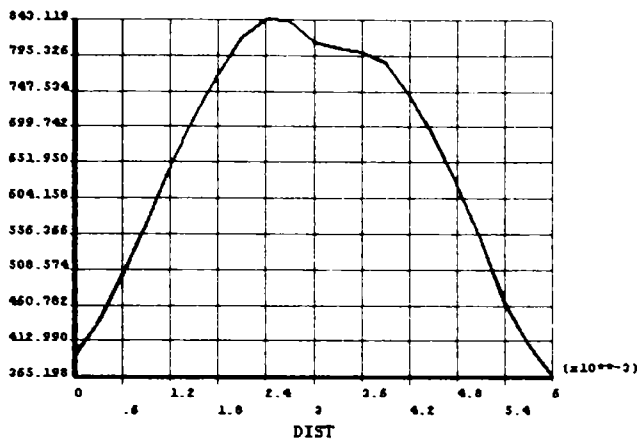


Fig. III.3.14 – Temperatura in imbinarea sudata la sfarsitul etapei de mentinere; $t_m = 10$ per; $F = 290$ daN


```

POST1
STEP=4
SUB =1
TIME=1.58
PATH PLOT
MOD1=14022
MOD2=14025
ARBORX

```

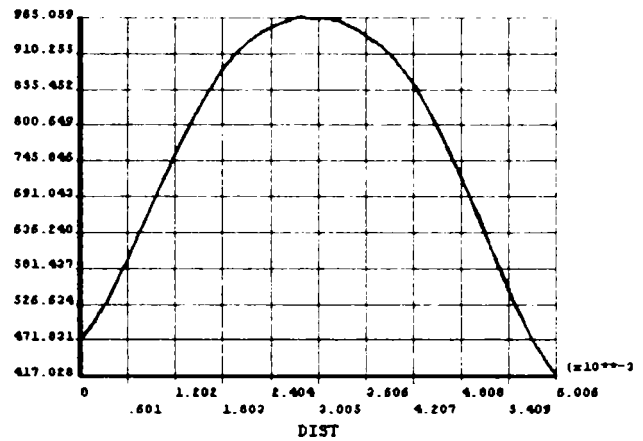


a) tija

```

POST1
STEP=4
SUB =1
TIME=1.58
PATH PLOT
MOD1=11401
MOD2=11396
TRUCSA

```



b) limitator

Fig. III.3.15 – Variatia temperaturii pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de mentinere; $t_m = 10$ per; $F = 290$ daN

• Variatia tensiunilor

Dupa cum se poate observa din fig. III.3.16 si III.3.17, tensiunea principala 1 la sfarsitul etapei de mentinere are doua valori maxime de compresiune de $-4,4 \cdot 10^7$ N/m² in arbore, la distanta de 1,2 mm fata de marginile electrozului, valori mai mici decat limita la curgere. In limitator maximele de $-4,8 \cdot 10^7$ N/m², respectiv de $-5,48 \cdot 10^7$ N/m², la distanta de 0,9 mm de marginea electrozilor sunt mai mici decat limita la curgere a otelului limitatorului de $2,48 \cdot 10^8$ N/m². In fig. III.3.16 se observa deformatia in limitator sub actiunea fortei de apasare a electrozilor.

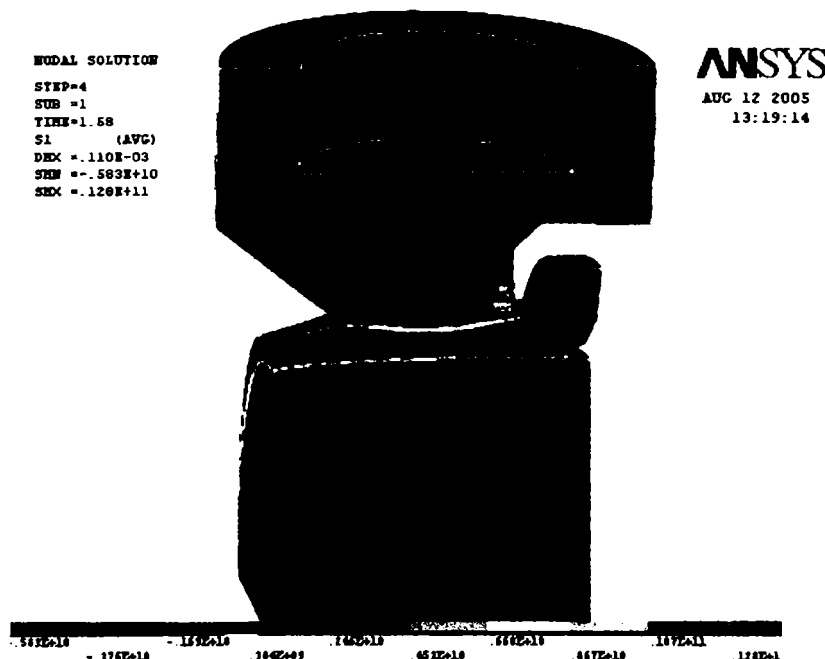
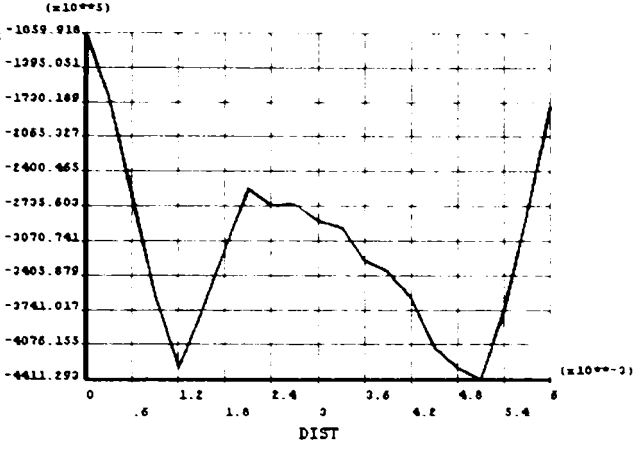


Fig. III.3.16 – Starea de tensiune dupa directia 1 principala la sfarsitul etapei de mentinere; $t_m = 10$ per; $F = 290$ daN

```

POST1
STEP=4
SUB =1
TIME=1.58
PATH PLOT
MOD1=14022
MOD2=14025
ARCSDEF

```

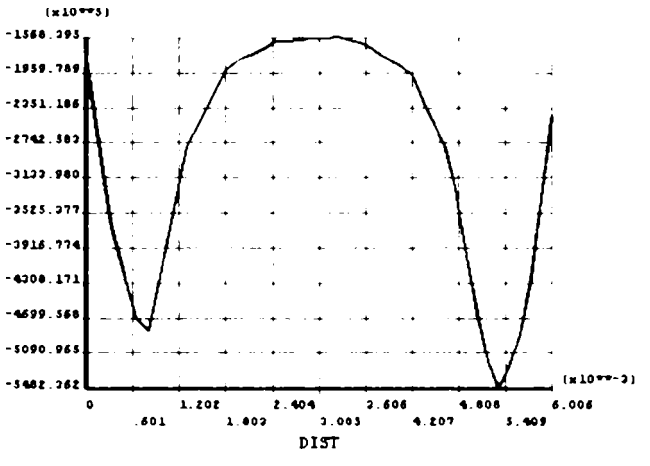


a) tija

```

POST1
STEP=4
SUB =1
TIME=1.58
PATH PLOT
MOD1=11401
MOD2=11396
BUZSAIPP

```



b) limitator

Fig.III.3.17 – Variatia tensiunii dupa directia 1 principala pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de mentinere; $t_m = 10$ per; $F = 290$ daN

In fig.III.3.18 este prezentata starea de tensiune dupa von Mises la sfarsitul etapei de mentinere, iar in fig.III.3.19 variatia aceleasi tensiuni dupa doua directii din tija si limitator. In fig.III.3.14 se remarca tensiuni mai mari in limitator, in zona de contact cu marginile electrodului. Valorile maxime ale tensiunii von Mises in tija sunt $5,2 \cdot 10^8$ N/m², sub limita de $5,3 \cdot 10^8$ N/m², iar maximele din limitator pe directia analizata sunt $1,5 \cdot 10^8$ N/m², sub limita de $2,8 \cdot 10^8$ N/m². Tensiunile minime in limitator dupa von Mises, de $1,87 \cdot 10^7$ N/m², sunt concentrate pe o distanta de 2,4 mm in zona centrala.

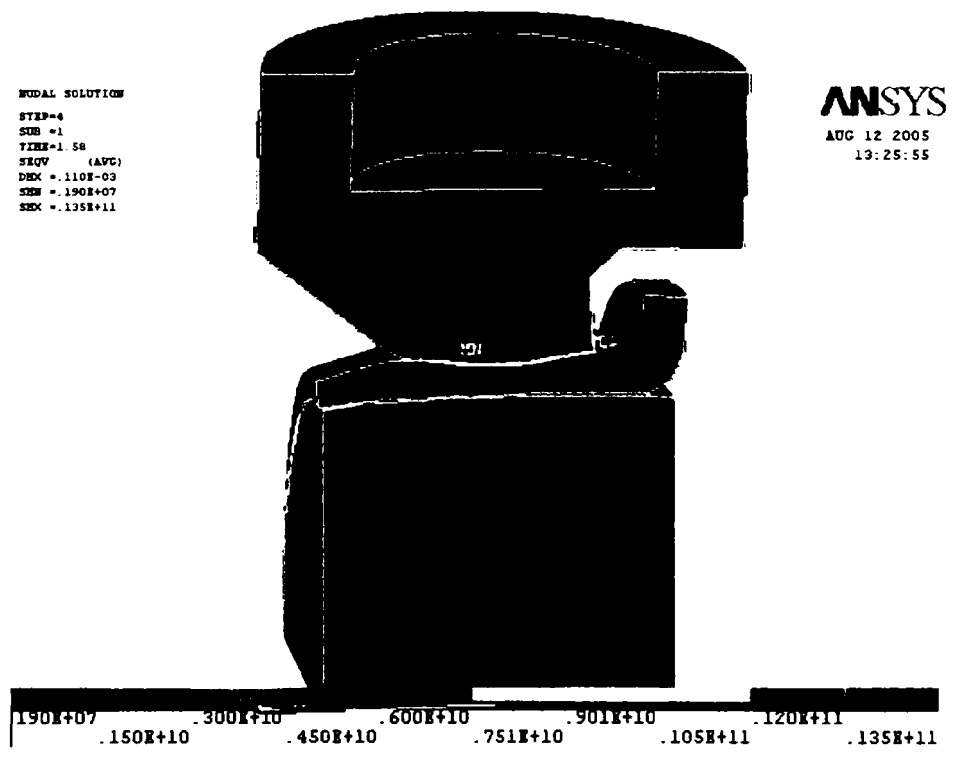
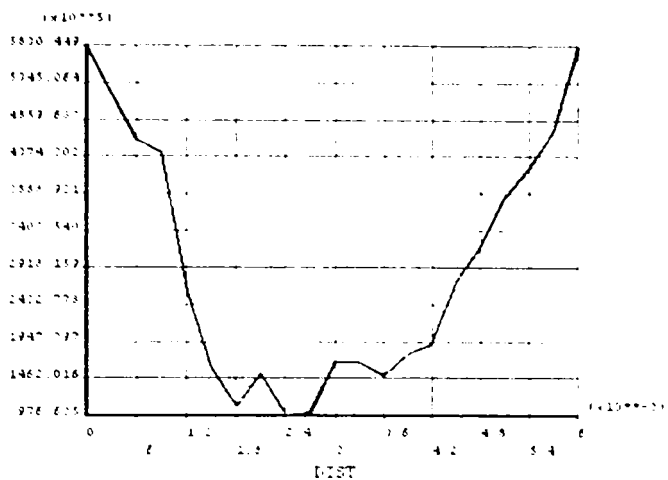


Fig. III.3.18 –Starea de tensiune von Mises la sfarsitul etapei de mentinere; $t_s = 10$ per; $F = 290$ daN

```

DETI
IMP=4
UE =1
IME=1.5E
PATH PLOT
DD1=14022
DD2=14025
RENDER

```

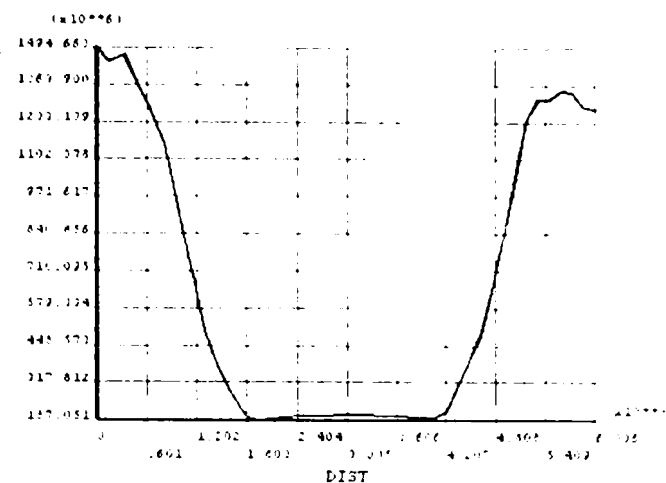


a) tija

```

POST1
SEXP=4
SUE =1
TIME=1.5E
PATH PLOT
NOD1=11401
NOD2=11396
EUSAMIS

```



b) limitator

Fig. III.3.19 – Variatia tensiunii von Mises pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de mentinere; $t_m = 10$ per; $F = 290$ daN

3.4.4 Etapa de racire finala

- Variatia tensiunilor

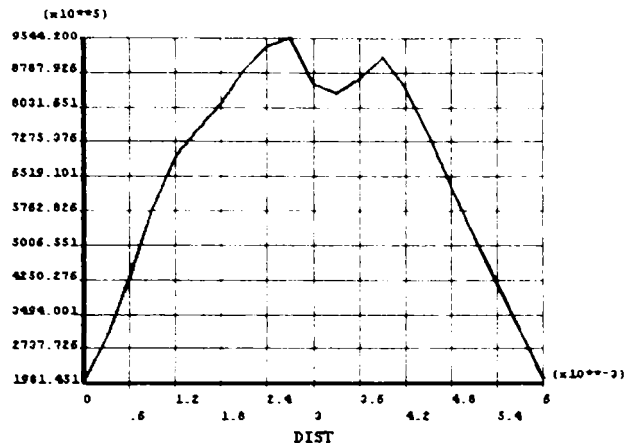
In graficele din fig. III.3.20 este prezentata variatia solicitarii dupa axa principala 1 dupa aceleasi doua directii din limitator si tija. Se observa ca tensiunile remanente din tija, fig.III.3.20 a), sunt mari in zona centrala a sudurii, intre cele doua puncte considerate, si variaza pe o distanta de cca 1,2 mm intre $9,54 \cdot 10^7$ N/m² si $9 \cdot 10^7$ N/m², cu o scadere pana la $8,35 \cdot 10^7$ N/m² la mijlocul acestei zone, valori sub limita de curgere de $5,3 \cdot 10^8$ N/m². In nodurile din margini tensiunile sunt minime, $1,98 \cdot 10^7$ N/m².

Tensiunile remanente din limitator variaza asemanator, cu doua varfuri de intindere in zona centrala de $0,77 \cdot 10^8$ N/m², la distanta de 1 mm fata de axa electrodului, si o scadere pana la $-3,2 \cdot 10^8$ N/m², respectiv $-2,4 \cdot 10^8$ N/m² la 0,3 mm, la distanta de 0,3 mm, respectiv 0,6 mm fata de margini, unde tensiunile tind sa devina de intindere: $-0,54 \cdot 10^8$ N/m² (compresiune) si respectiv $1,21 \cdot 10^8$ N/m² (intindere).

Tensiunea remanenta dupa von Mises la incheierea ciclului de sudare, fig. III.3.21, este mai mare in zona imbinarii, cu o intindere mai mare in limitator decat in tija, dar si la marginile electrodului. In ceea ce priveste variatia tensiunii remanente dupa von Mises pe cele doua directii din limitator si tija, fig. III.3.22 a) si b), valoarea maxima din tija este de $2,48 \cdot 10^8$ N/m² in zona centrala, sub limita la curgere a materialului tije de $5,3 \cdot 10^8$ N/m². In limitator, in zona imbinarii, sunt doua varfuri de solicitare la compresiune de $2,2 \cdot 10^8$ N/m², respectiv $2,2 \cdot 10^8$ N/m², valori sub limita la curgere a otelului limitatorului.

```

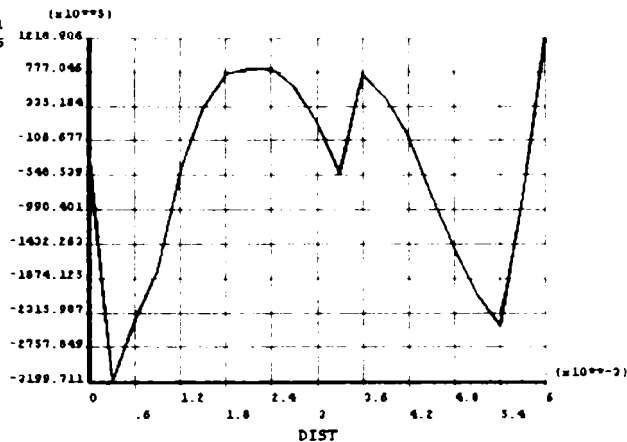
POST1
STEP=6
SUB =1
TIME=2.9
PATH PLOT
MOD1=14022
MOD2=14025
ARSOPLIF
  
```



a) tija

```

POST1
STEP=6
SUB =1
TIME=2.9
PATH PLOT
MOD1=11401
MOD2=11396
BUCSA
  
```



b) limitator

Fig. III.3. 20– Variatia tensiunii dupa directia 1 principala pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator dupa racirea la Ta

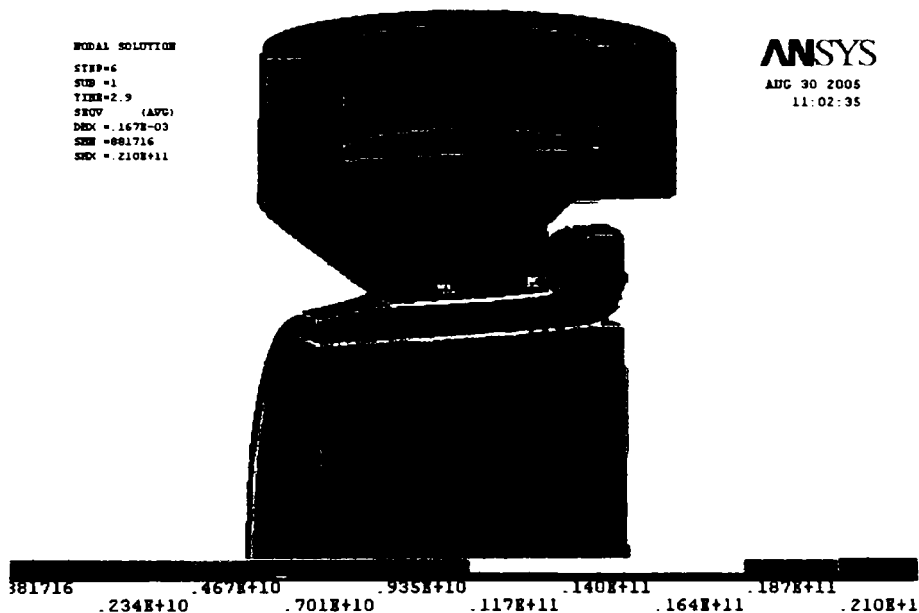
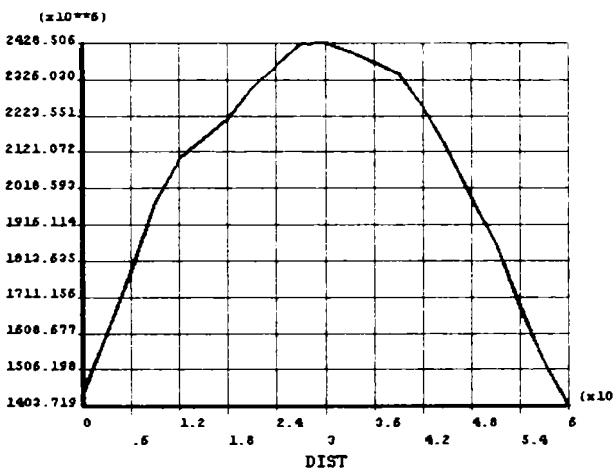


Fig. III.3.21 – Starea de tensiune dupa von Mises dupa racirea la Ta

```

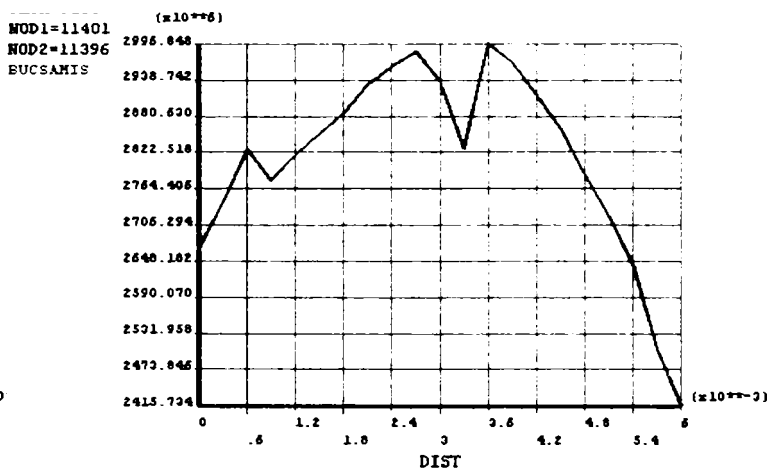
POST1
STEP=6
SUB =1
TIME=2.9
PATH PLOT
MOD1=14022
MOD2=14025
ARBMISES
  
```



a) tija

```

POST1
STEP=6
SUB =1
TIME=2.9
  
```



b) limitator

Fig. III.3.22 – Variatia tensiunii dupa von Mises pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator dupa racirea la Ta

3.4.2 Analiza variatiei temperaturii si tensiunilor in timp

In aceasta analiza se prezinta variatia temperaturii si a tensiunilor pe parcursul procesului de sudare. Pentru aceasta s-au luat in considerare noduri din zonele de interes din limitator si tija in sectiunea longitudinala a modelului. Astfel, intre nodurile analizate s-au inclus noduri marginale din limitator si tija (corespunzatoare marginii varfului electrodului), din zona influentata termic si din zona centrala a punctului sudat, conform fig.23: - noduri marginale 11401 pentru limitator, respectiv 14022 pentru tija; noduri din zona centrala – nodurile 11260, 12208 pentru limitator, respectiv 14064 pentru tija; noduri in zona influentata termic – nodurile 12212 pentru limitator si 14062, 14063 pentru tija.

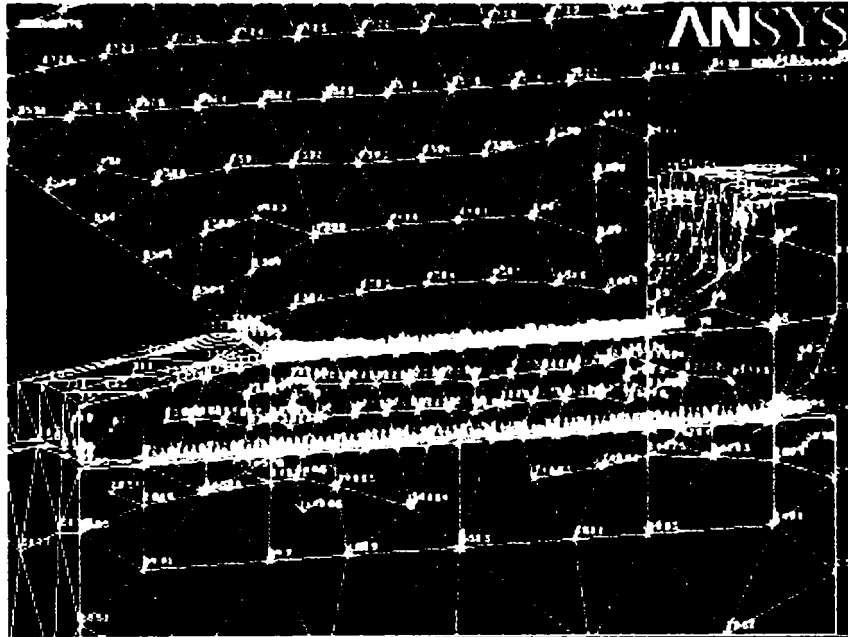


Fig. III.3. 23 – a) Distributia nodurilor analizate

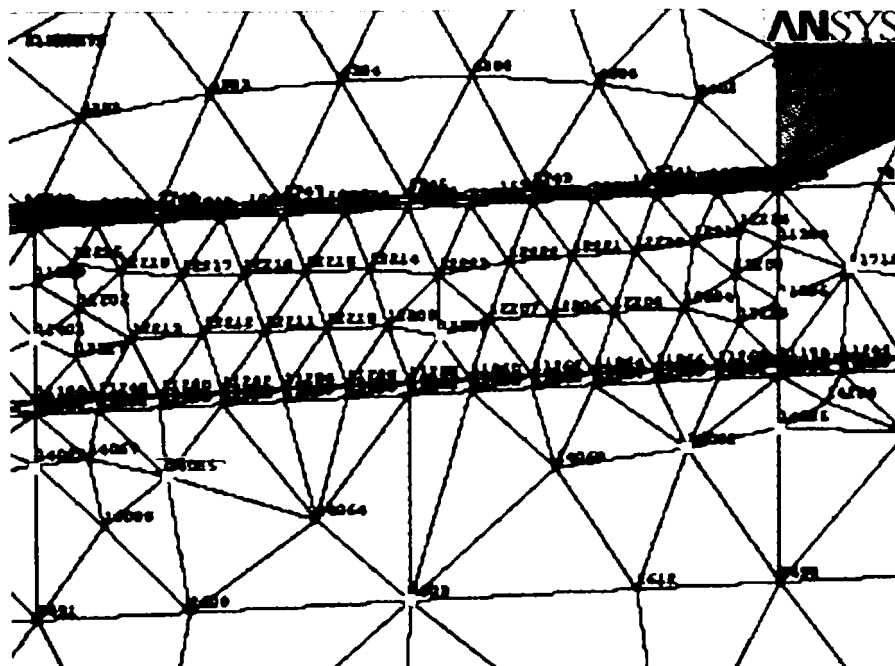
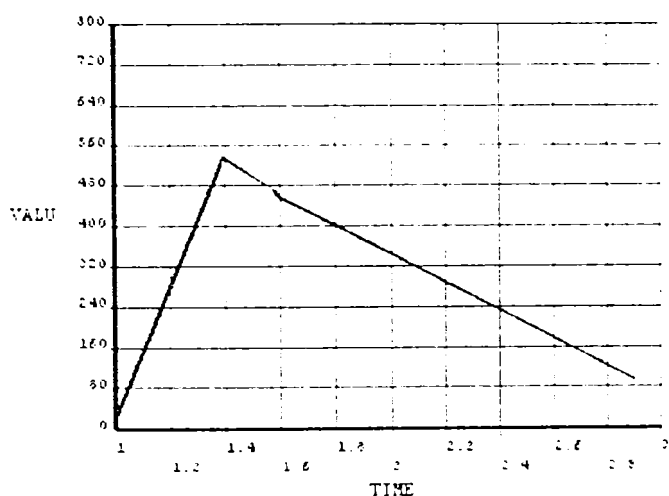


Fig. III.3.23 – b) Distributia nodurilor analizate - detalii

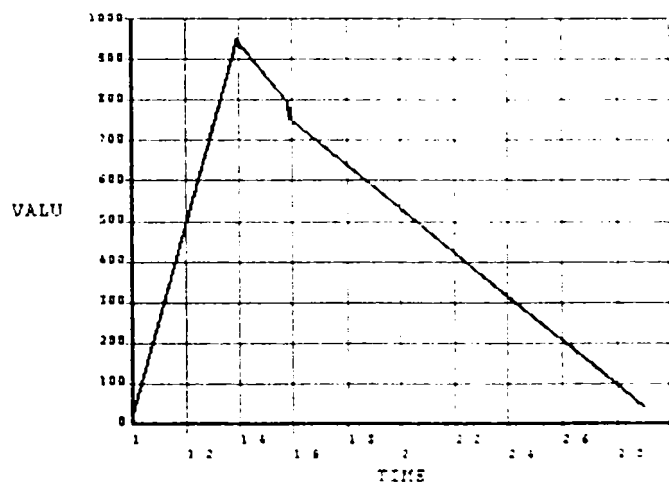
• Variatia temperaturii

Din graficele prezentate in fig.III.3.24 a), b), c) pentru nodurile din limitator se remarca varfurile de temperatura la etapa de sudare, care se produc in momentul atingerii temperaturii de topire in zona centrala, la 1,4 sec. Temperatura cea mai mare in etapa de sudare este atinsa in nodurile centrale 11260 (1514,2°C) si 12208 (1125°C). Atat pentru limitator, cat si pentru tija, la nodurile mai departate de centrul punctului sudat, cum sunt nodurile marginale din fig.III.3.20 a) si e), se remarca intarzierea producerii varfurilor de temperatura si valori mai mici ale acestora. La tija fenomenul este mai pregnant datorita volumului mai mare de material care preia rapid caldura produsa, fig.III.3.20 f). Se remarca si panta curbelor in etapa de racire sub actiunea fortei si cea de racire libera, in special pentru nodurile marginale si cele centrale.

POST26
TEMP_1

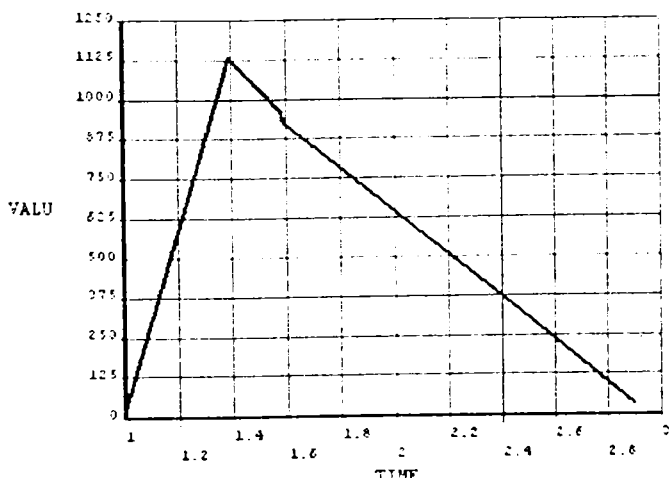


a) limitator – nod 11401



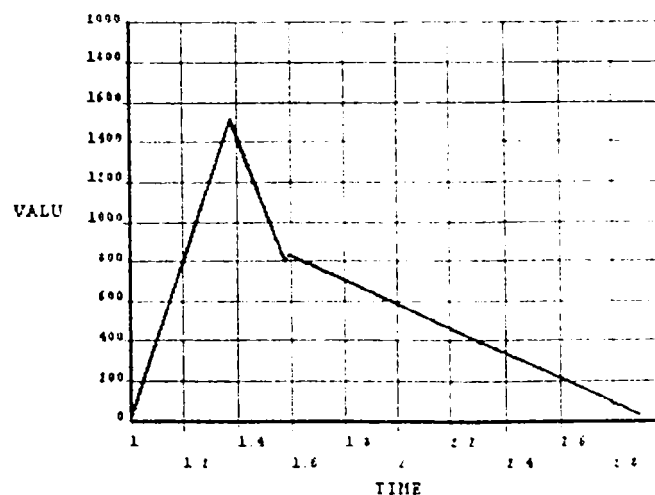
b) limitator – nod 12212

POST26
TEMP_3

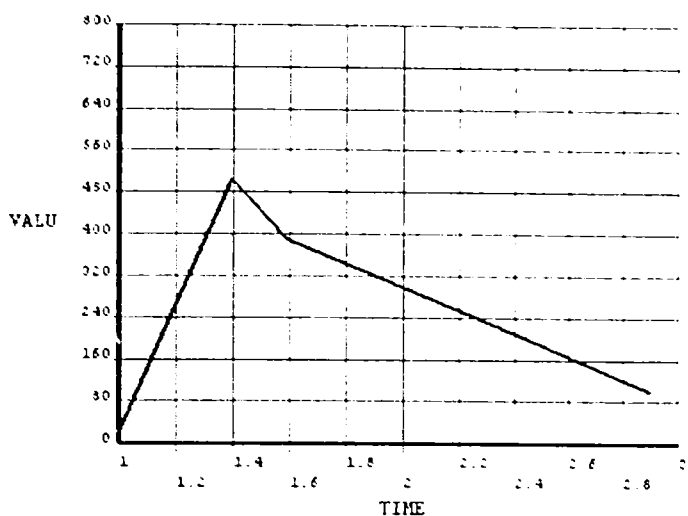


c) limitator – nod 12208

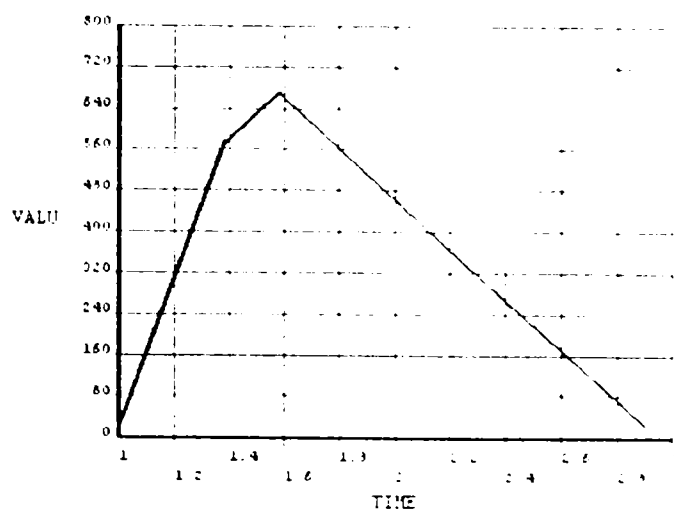
POST26
TEMP_6



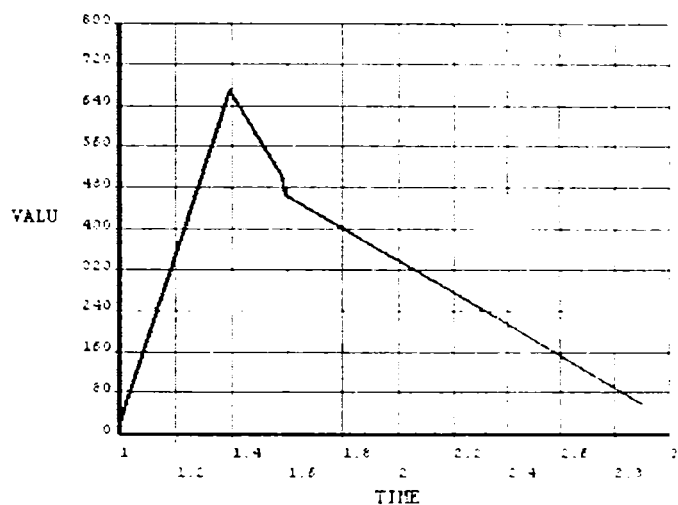
d) limitator – nod 11260



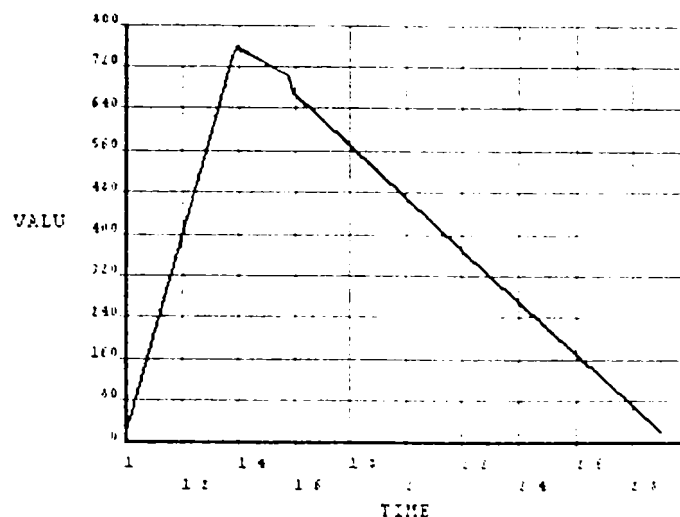
e) tija - nodul 14022



f) tija - nod 14064



g) tija - nod 14062



h) tija - nod 14063

Fig. III.3.24 (a-h) - Variatia temperaturii in noduri din limitator si tija pe parcursul procesului de sudare

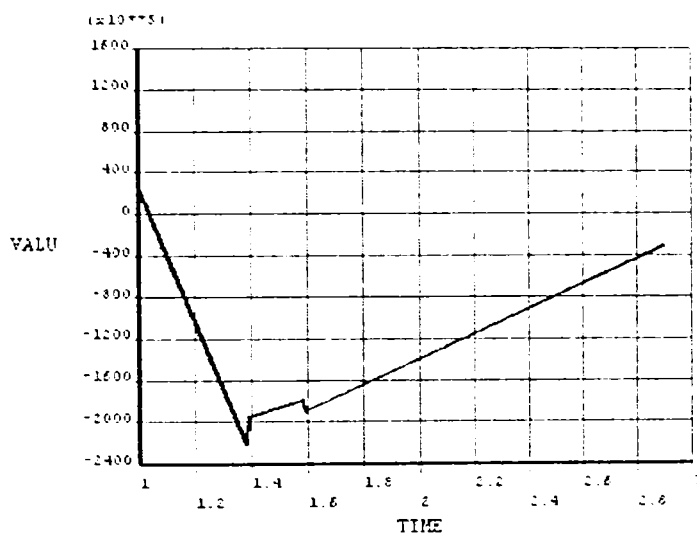
• Variatia tensiunilor

In fig.III.3.25 este prezentata variatia tensiunii principale 1 pe durata procesului de sudare in aceleasi noduri din zone de interes din limitator si tija. Pentru nodurile din limitator analizate se remarca varfuri de tensiune de compresiune la momentul sudarii, de valori comparabile in nodurile din centru si margine: $-1,9 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, respectiv $-2 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ pentru nodurile centrale 11260 si 12208, fig.III.3.25 d), c), si $-2,2 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ pentru nodul marginal, fig.III.3.25 a). Valorile mai mari in ZIT sunt tot la momentul sudarii, $-3,25 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ pentru nodul din fig.III.3.25 b), depasind limita de curgere de $2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. Aceeasi situatie se remarca pentru nodurile din tija; valorile cele mai mari pentru nodurile din ZIT

$-4,0 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ si respectiv $-5 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, aproape de limita la curgere $5,3 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, fig. III.3.25 h), respectiv g). Pentru nodul din margine fig.III.3.25 e), tot la momentul sudarii, tensiunile sunt de compresiune si au valori mai mici $-4,25 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, iar in nodul central, fig.III.3.25 f) tensiunea este de intindere, avand valoarea $-3 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$.

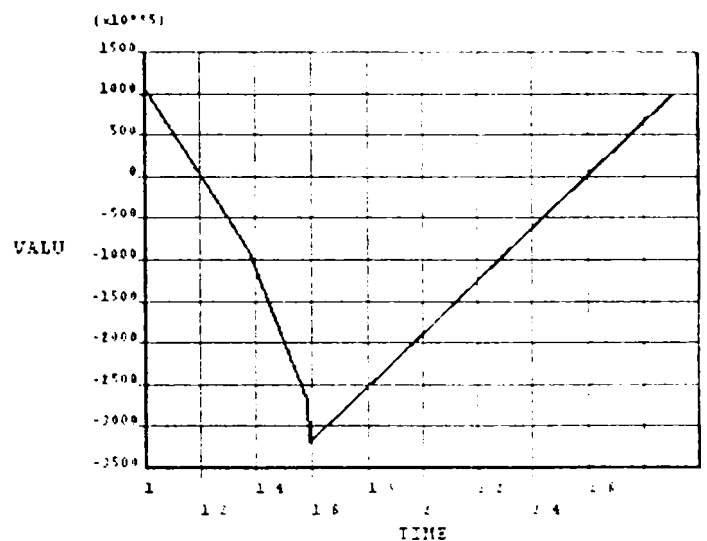
In ceea ce priveste tensiunile remanente dupa directia principala 1, in nodul de margine din limitator sunt de compresiune $-0,3 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, fig.III.3.25 a). In nodul din ZIT, fig. III.3.25 b), tensiunea remanenta este de intindere $1 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, sub limita de curgere a materialului limitatorului $2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. Pentru nodurile centrale, fig.III.3.25 c) si d), tensiunile remanente de intindere sunt mai mari: $4,4 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, respectiv $8,5 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ pentru nodul care a atins temperatura maxima la sudare.

POST26
S1_6



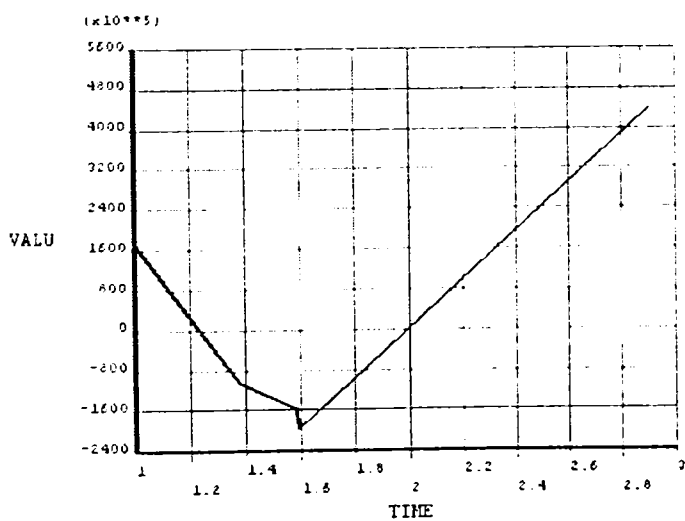
a) limitator – nod 11401

POST26
S1_6



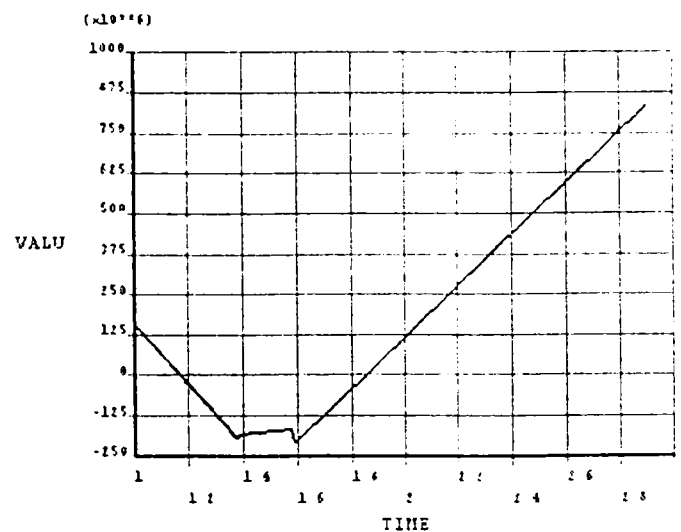
b) limitator – nod 12212

POST26
tensipr



c) limitator – nod 12208

POST26
S1_7

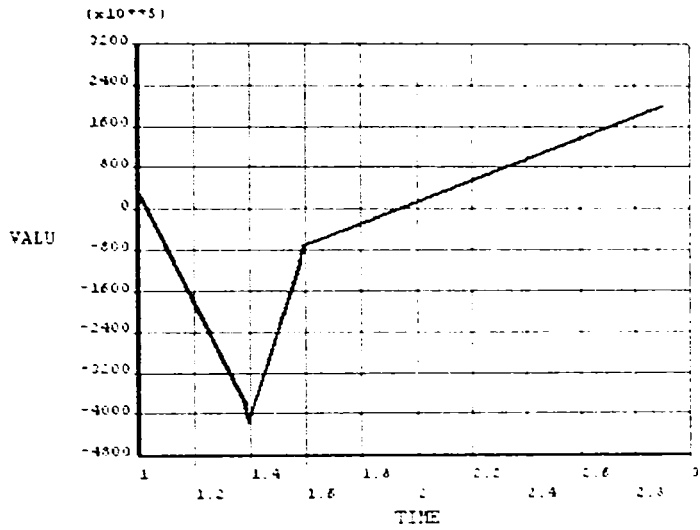


d) limitator – nod 11260

Fig. III.3.25 (a+h) –Variatia tensiunii principale 1 in noduri din limitator si tija pe parcursul procesului de sudare.

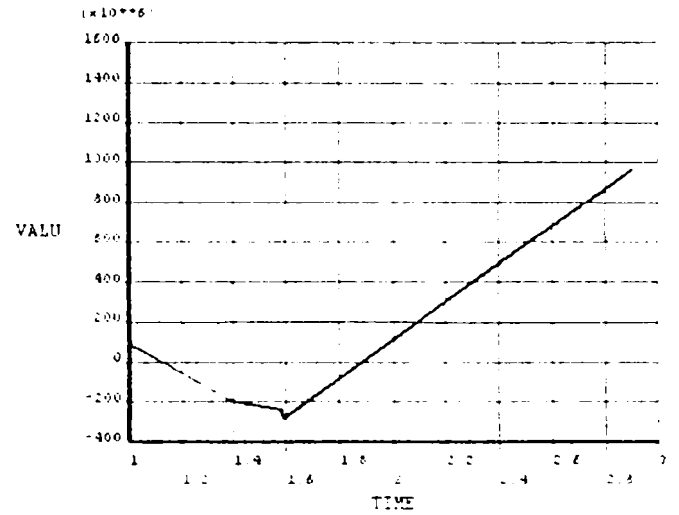
Tensiunile remanente dupa directia principala 1 din nodurile analizate in tija au cele mai mari valori, de intindere, in nodul central $9,5 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, fig.III.3.25 f), respectiv in ZIT, $9 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, fig.III.3.25 h) sub limita de curgere a materialului tija $5,3 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. In nodul din ZIT, care a avut temperatura mai mica la incalzire, si tensiunea remanenta este mai mica, $4,95 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, fig.III.3.25 g). Tensiunea remanenta din nodul de margine, fig. III.3.25 e) este cea mai mica, $2 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, fiind in zona care a fost cel mai putin incalzita la sudare.

POST16
1pr



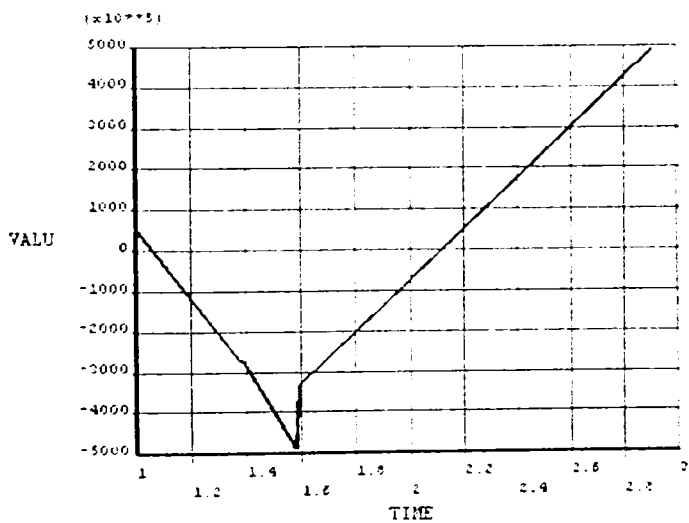
e) tija - nodul 14022

POST16
1pr



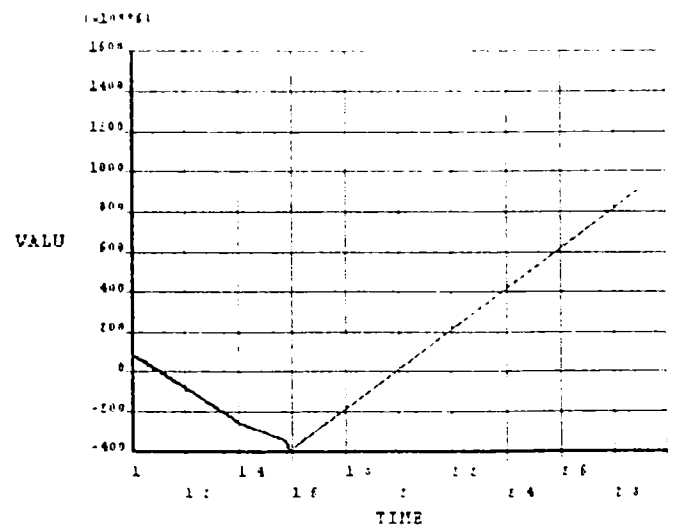
f) tija - nod 14064

POST16
tensur1pr 1



g) tija - nod 14062

POST16
1_5



h) tija - nod 14063

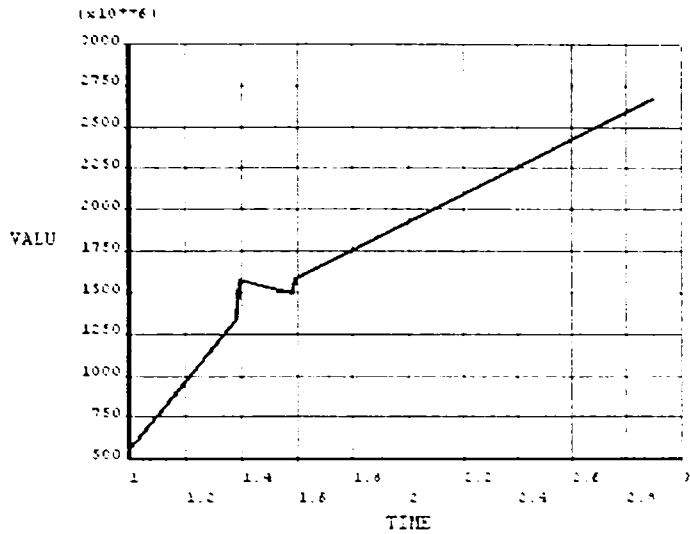
Fig.III.3.25 (a+h) –Variatia tensiunii principale 1 in noduri din limitator si tija pe parcursul procesului de sudare.

Variatia tensiunii von Mises pe parcursul procesului de sudare in aceleasi noduri din limitator si tija este prezentata in fig.III.3.26. Pentru nodurile considerate din limitator se constata tensiuni de intindere cu valori maxime mai mari decat cele ale

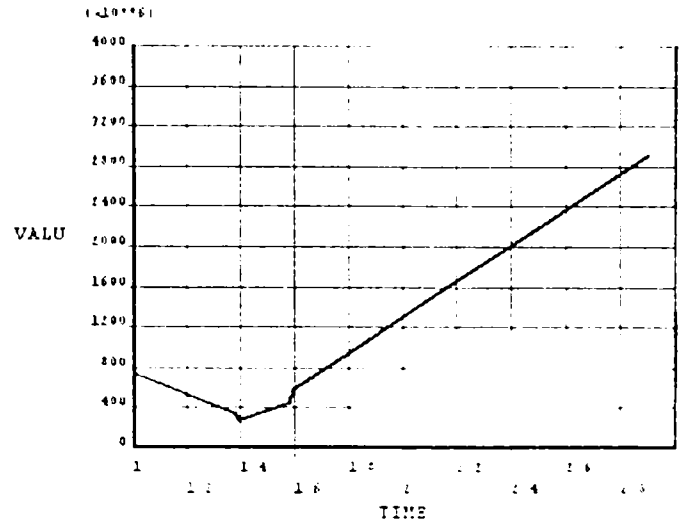
tensiunii principale 1. Tensiunile remanente de intindere au in limitator valorile cele mai mari tot in nodurile din zona centrala a punctului sudat $3,15 \cdot 10^7$ N/m², respectiv $2,85 \cdot 10^7$ N/m², fig.III.3.26.c), d). De asemenea, valoare apropiata are si tensiunea remanenta din nodul din ZIT, $2,9 \cdot 10^8$ N/m². In nodul din margine, fig.III.3.26 a) valoarea este ceva mai mica $2,65 \cdot 10^8$ N/m².

ST26
 /s1univonMises

POST26
 DEQU_3



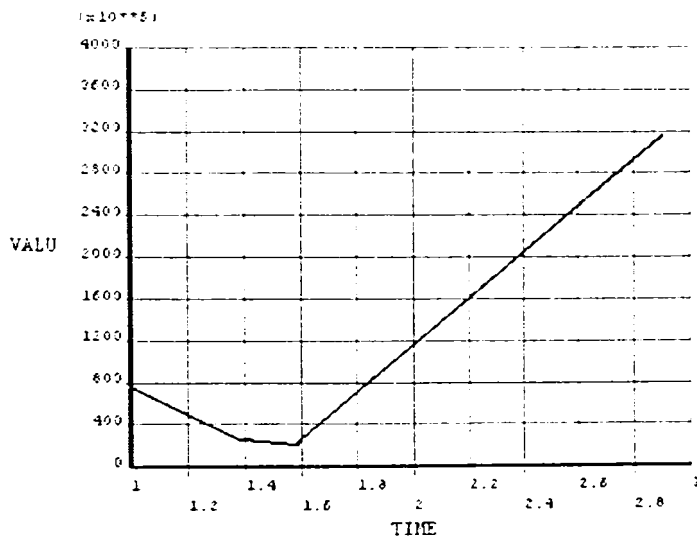
a) limitator – nod 11401



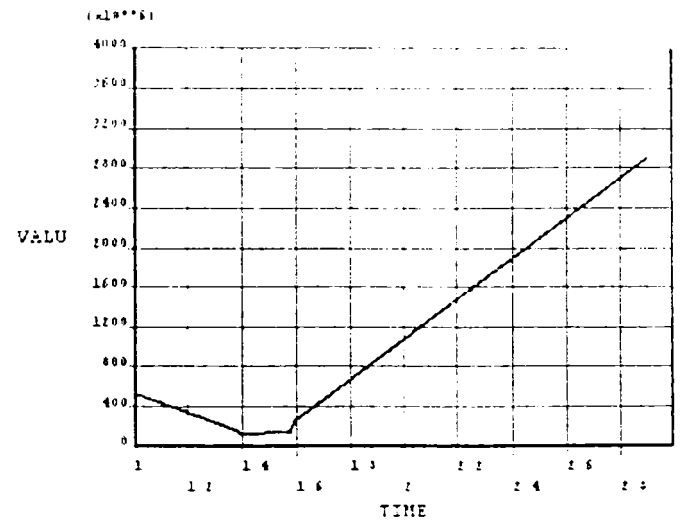
b) limitator – nod 12212

ST26
 /s2univonMises

POST26
 DEQU_6



c) limitator – nod 12208



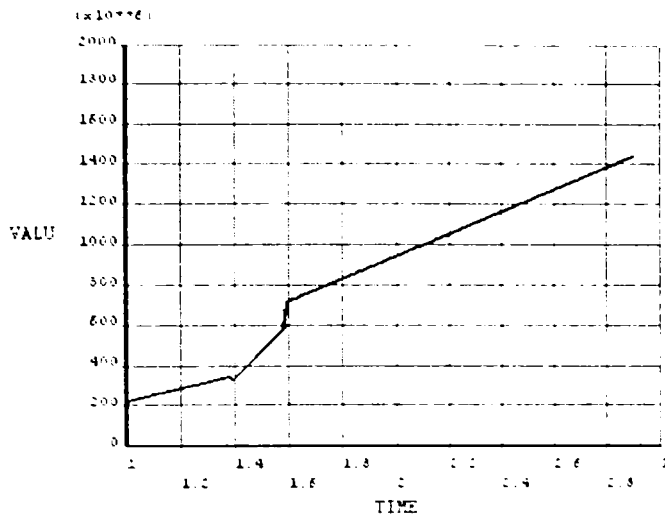
d) limitator – nod 11260

Fig. III.3.26 (a-h) - Variatia tensiunii von Mises in limitator si tija pe parcursul procesului de sudare

In nodurile din tija tensiunile remanente dupa von Mises sunt de asemenea mai mari decat cele dupa directia principala 1, sub limita la curgere a materialului tije $5,3 \cdot 10^8$ N/m², si mai mici decat cele din limitator. Astfel, in nodurile din ZIT tensiunea remanenta de intindere este $1,65 \cdot 10^8$ N/m², respectiv $2 \cdot 10^8$ N/m² pentru nodurile din

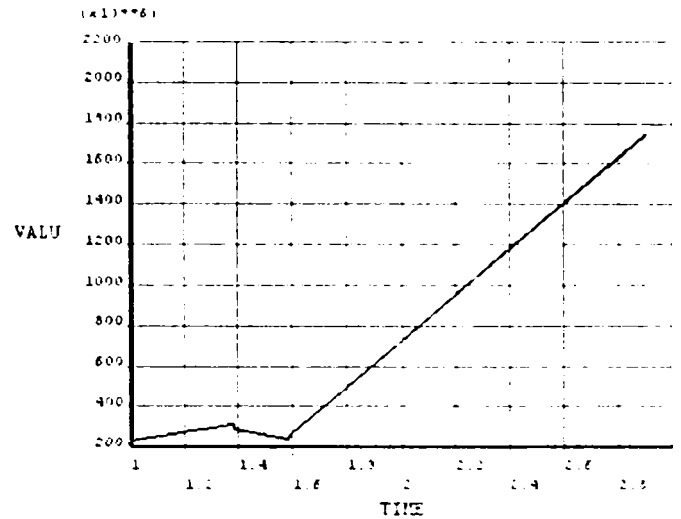
fig.III.3.26 g), respectiv h), valori apropiate de cea din nodul central din fig. III.3.26 f); $1,75 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. In nodul din margine, tensiunea remanenta are valoarea ceva mai mica; $1,45 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, sub limita la curgere.

POST26
tensMises



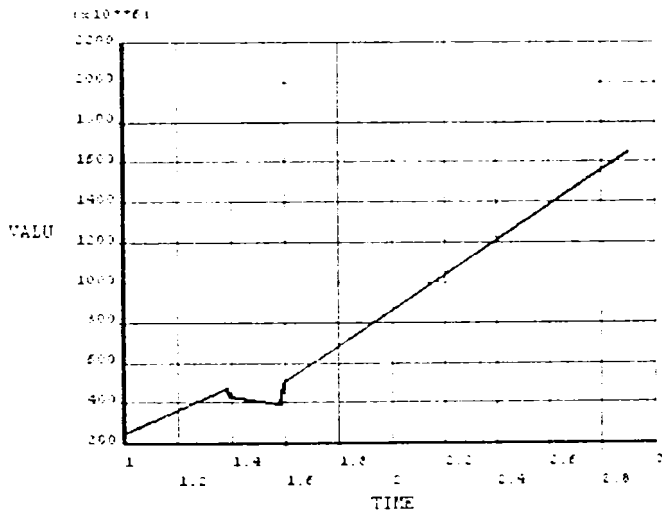
e) tija - nodul 14022

POST26
tensMises



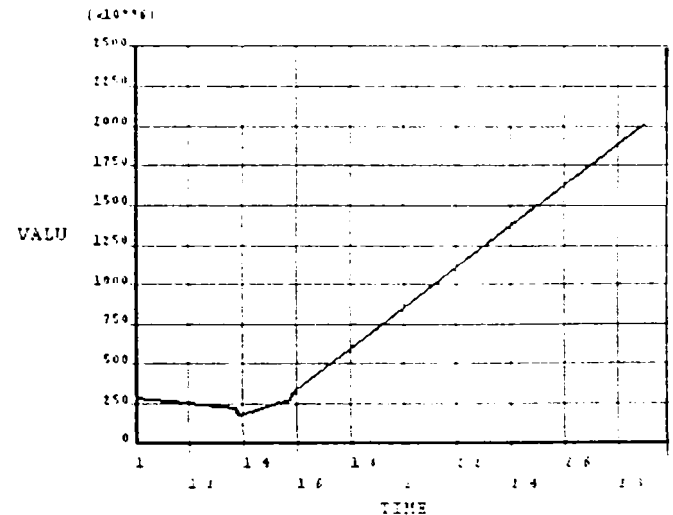
f) tija - nod 14064

POST26
tensMisesMises



g) tija - nod 14062

POST26
SECT_4



h) tija - nod 14063

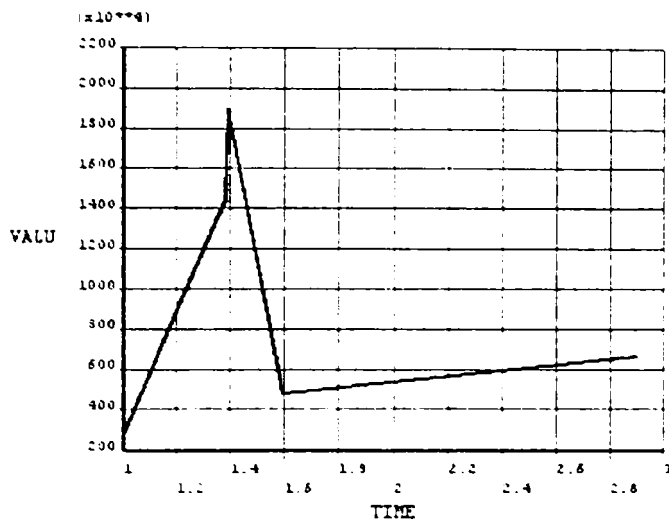
Fig. III.3.26 (a-h) - Variatia tensiunii von Mises in limitator si tija pe parcursul procesului de sudare

Variatia tensiunilor tangentiale de forfecare dupa planul xy in aceleasi noduri din limitator si tija pe parcursul procesului de sudare este prezentata in fig.III.3.27. In nodul marginal din limitator, fig.III.3.27 a), tensiunea de forfecare creste la $1,5 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ la momentul sudarii, dar tensiunile remanente de forfecare sunt mici: $0,65 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$. Pentru nodurile centrale din limitator, tensiunile remanente de forfecare sunt $0,34 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, respectiv $0,8 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$, fig.III.3.27 c), d) mult mai mici decat limita la curgere $2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. Tensiunile remanente de compresiune din ZIT, fig.III.3.27 b), sunt ceva

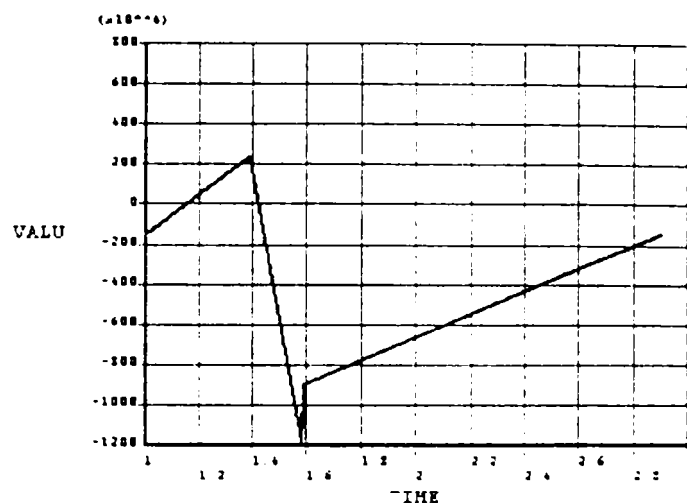
mai mari decat in celelalte zone $1,95 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, dar tot sub limita la curgere.

OST26
SXY

POST26
SXY_4



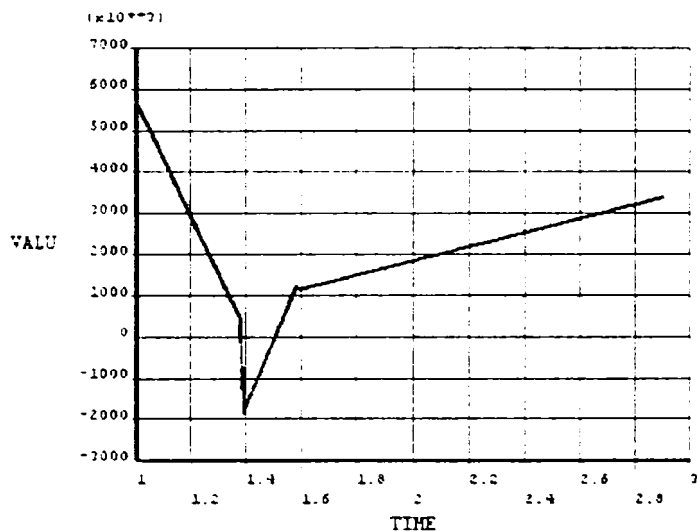
a) limitator – nod 11401



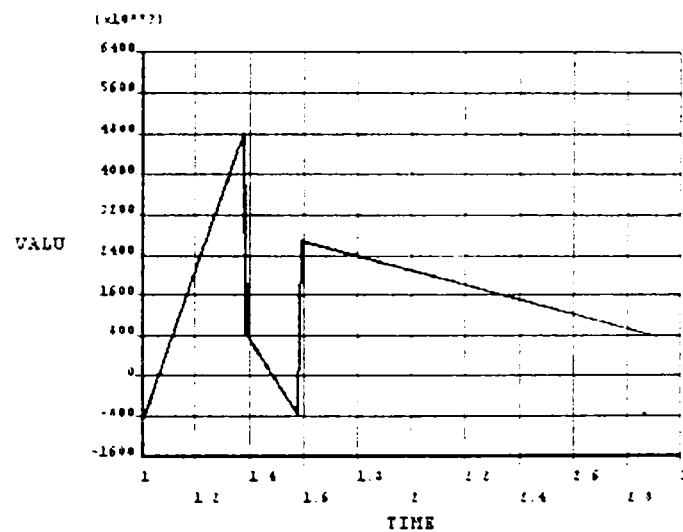
b) limitator – nod 12212

T26
fecareXY

POST26
SXY_2



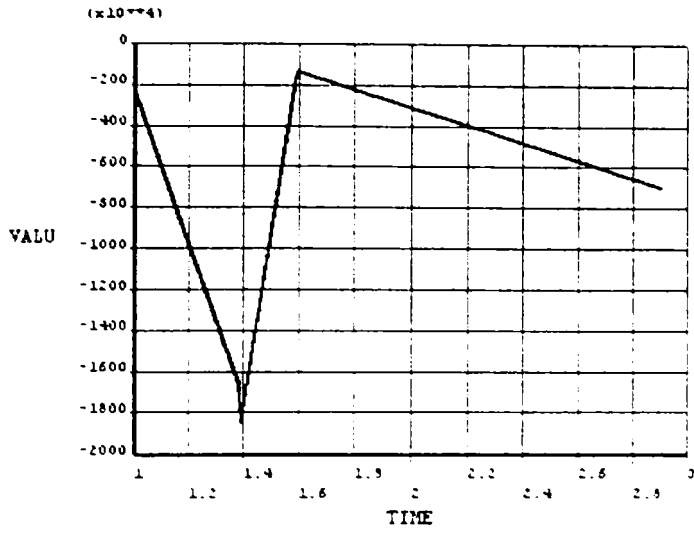
c) limitator – nod 12208



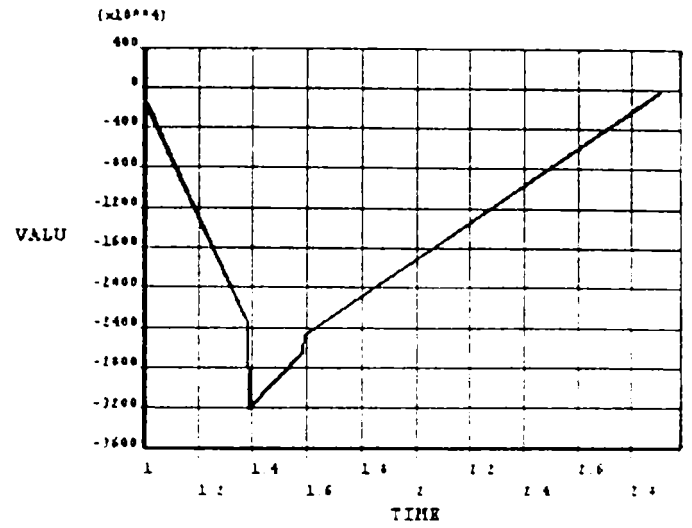
d) limitator – nod 11260

Fig. III.3.27(a-h) - Variatia tensiunii tangentiale in planul xy in limitator si tija pe parcursul procesului de sudare

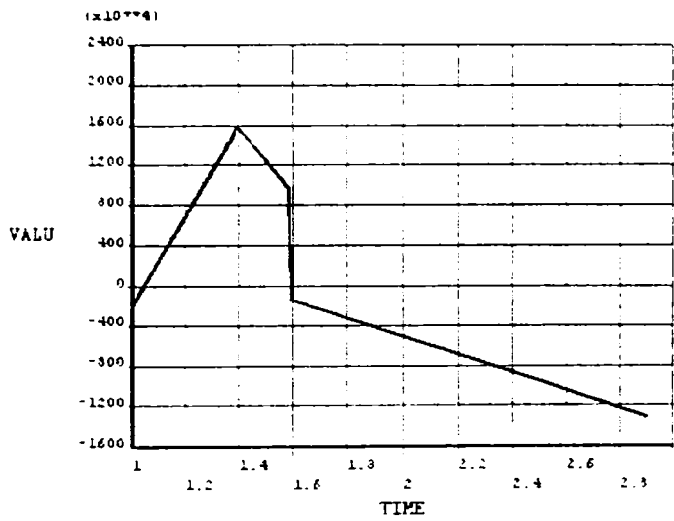
Pentru nodul marginal din tija, fig.III.3.27 e), tensiunile de forfecare remanente sunt de asemenea mici, $0,7 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$. In nodul central din tija, fig.III.3.27 f), tensiunea remanenta de forfecare este nula. Cea mai mare valoare a tensiunii remanente de forfecare este in nodurile din ZIT, ca si la bucsa de altfel, fig.III.3.27 g) si h), $-1,3 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, respectiv $-1,2 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, valori mai mari decat in celelalte noduri, dar totusi mult mai mici decat limita. Valorile mici ale tensiunilor remanente la forfecare dupa directia xy semnifica rezistenta buna la debutonare, incercare mecanica de baza pentru o imbinare sudata electric prin presiune in puncte.



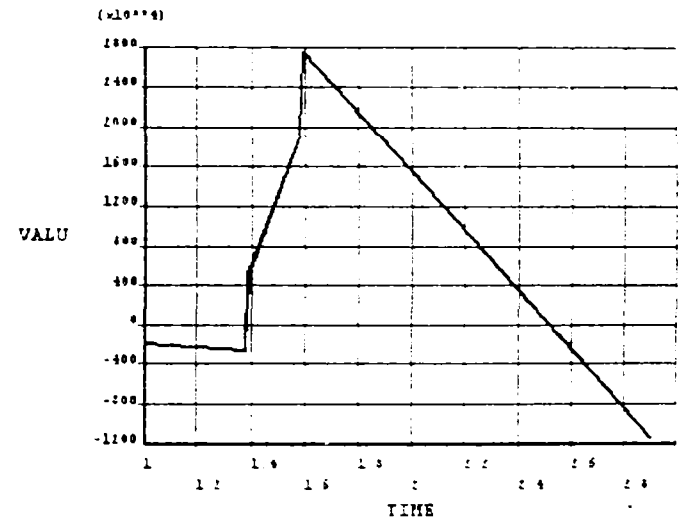
e) tija - nodul 14022



f) tija - nod 14064



g) tija - nod 14062

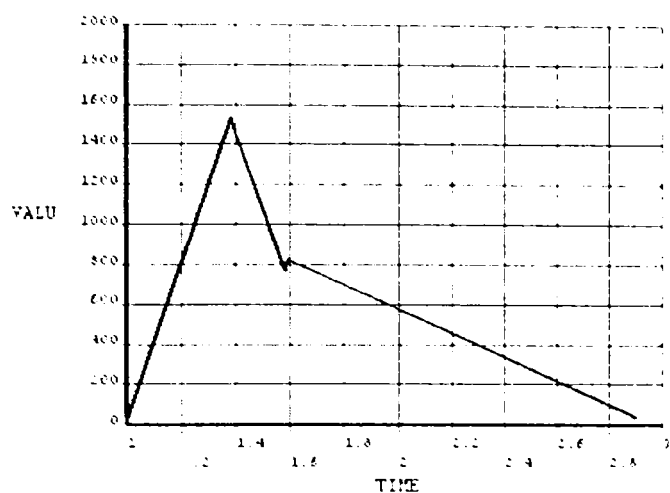


h) tija - nod 14063

Fig. III.3.27(a-h) - Variatia tensiunii tangentiale in planul xy in limitator si tija pe parcursul procesului de sudare

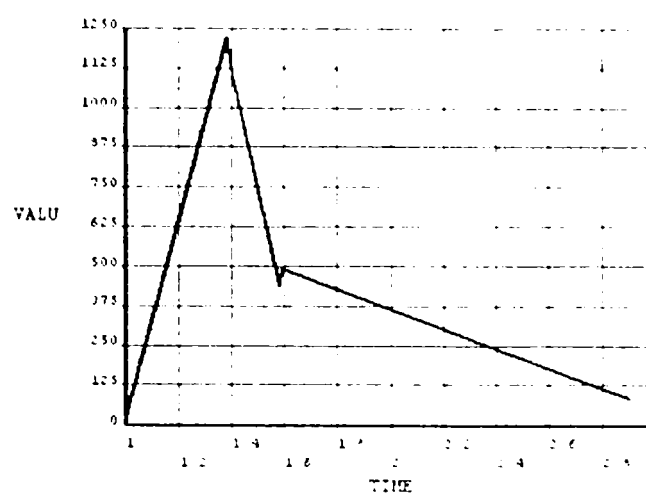
- Variatia temperaturii si a tensiunilor in interfata dintre piese

In fig.III.3.28 este prezentata variatia temperaturii pe durata procesului de sudare in trei noduri, alese dupa temperatura atinsa la etapa de sudare si dupa pozitia fata de axa electrodului. Astfel, pentru nodul 1329, fig.III.3.28 a), situat in interfata dintre piese in zona centrala, temperatura maxima la sudare este $T_{max} = 1533^{\circ}\text{C}$; pentru nodul 13921, fig.III.3.28 b) $T_{max} = 1221,2^{\circ}\text{C}$, iar pentru nodul 13917, fig.III.3.28 c), situat in zona marginii electrodului, $T_{max} = 705,89^{\circ}\text{C}$.

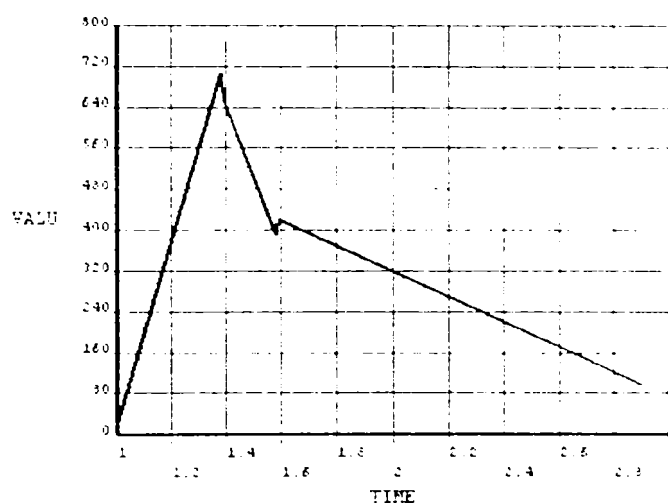


a) nod 13929

POST26
TEMP_4



b) nod 13921



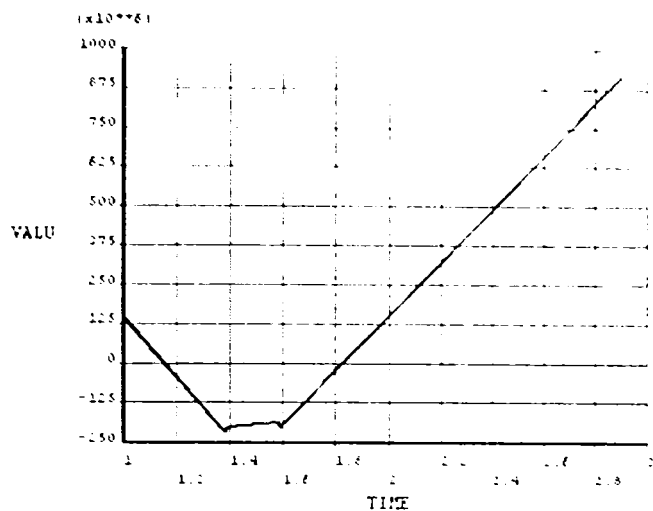
c) nod 13917

Fig. III.3.28 (a÷c) - Variatia temperaturii in interfata dintre piese pe parcursul procesului de sudare

Din graficele de variatie in timp a tensiunii principale 1 in aceleasi noduri din interfata, fig.III.3.29, se remarca valori sub limita la curgere pentru nodul central, fig. III.3.29 a), atat la momentul sudarii, $-0,25 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, cat si cea remanenta $0,9 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. Pentru nodul din ZIT, fig.III.3.29 b), varful de tensiune de compresiune la sudare $-2,1 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ este sub limita $2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, iar tensiunea remanenta de intindere, $2,8 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$. Pentru nodul marginal tensiunea de compresiune la sudare este mai mare $-3,6 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, datorita cumularii tensiunilor termice cu cele mecanice, tensiunea remanenta fiind $1,3 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, sub valoarea limita. Tensiunea remanenta din ZIT are valoarea cea mai mare la intindere dintre toate tensiunile remanente dupa directia principala 1, ceea ce confirma concluzia formulata in urma experimentelor, conform careia tensiunile remanente in ZIT din interfata constituie

amorse de fisura, cu susceptibilitate de rupere la solicitari de tractiune.

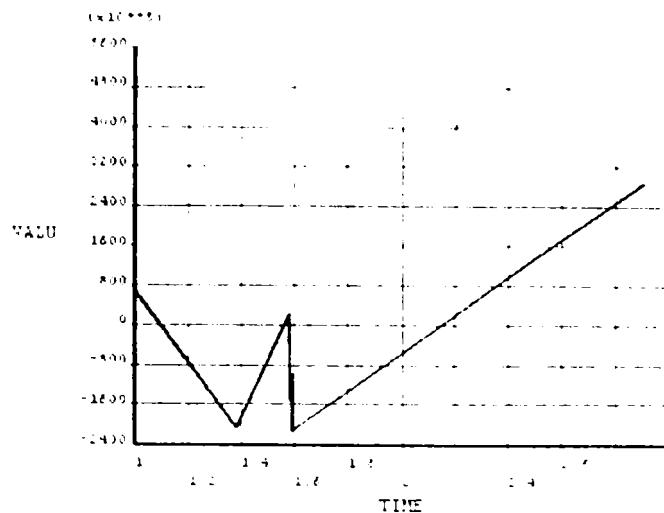
POST16
S1_5



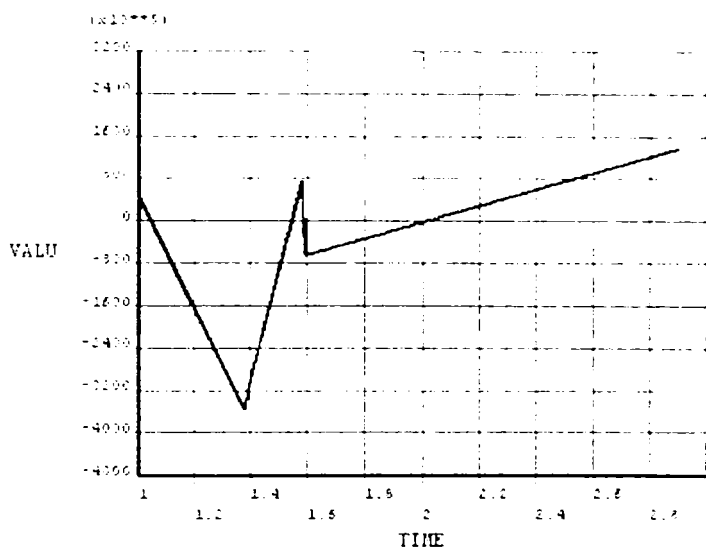
a) nod 13929

POST16
S1_7

POST16
S1_7



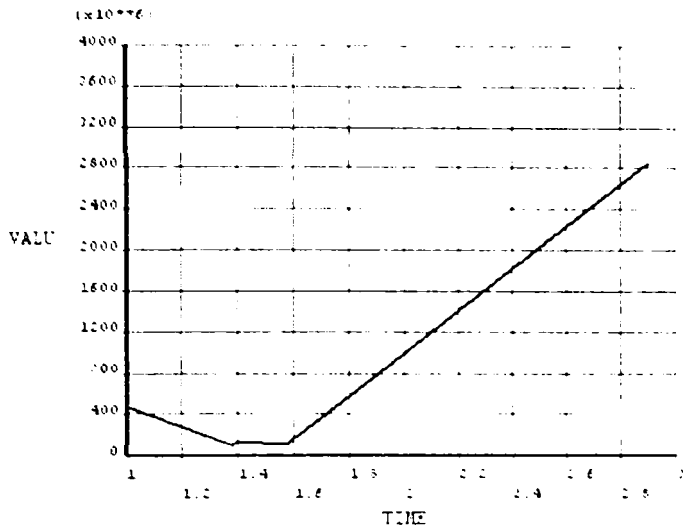
b) nod 13921



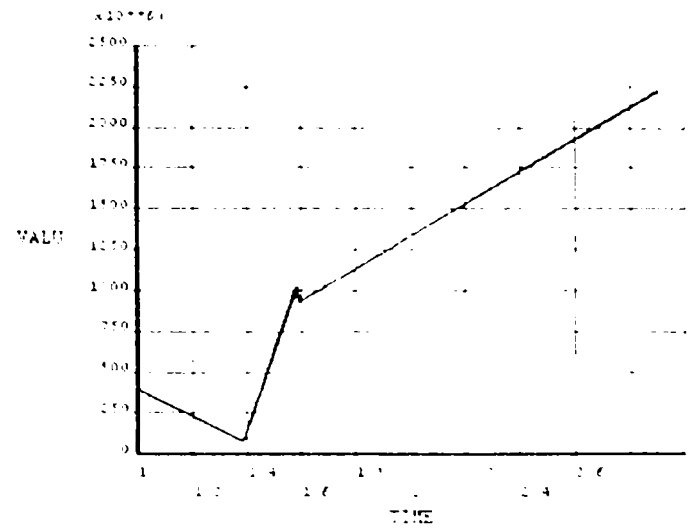
c) nod 13917

Fig. III.3.29 (a÷c) –Variatia tensiunii principale 1 in interfata dintre piese pe parcursul procesului de sudare.

Variatia tensiunii von Mises pe parcursul procesului de sudare in aceleasi noduri din interfata dintre piese este prezentata in fig.III.3.30. Se observa ca tensiunile remanente au valori in jurul limitei de curgere de $2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, iar valoarea tensiunii este cu atat mai mare cu cat temperatura la care a fost incalzit punctul la sudare este mai mare, si anume: $2,85 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ pentru nodul central, fig.III.3.30 a); $2,25 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ pentru nodul 13921, fig.III.3.30 b); $1,95 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ pentru nodul marginal, fig.III.3.30 c).Tensiunea remanenta dupa von Mises din nodul central are valoarea cea mai ridicata dintre nodurile analizate, ceea ce inseamna ca la o solicitare la oboseala zona centrala este cea care cedeaza prima.

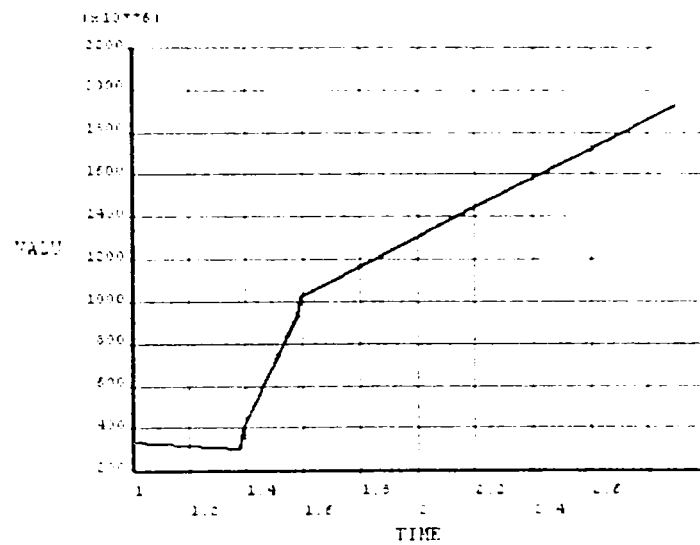


a) nod 13929



b) nod 13921

POST26
M:12



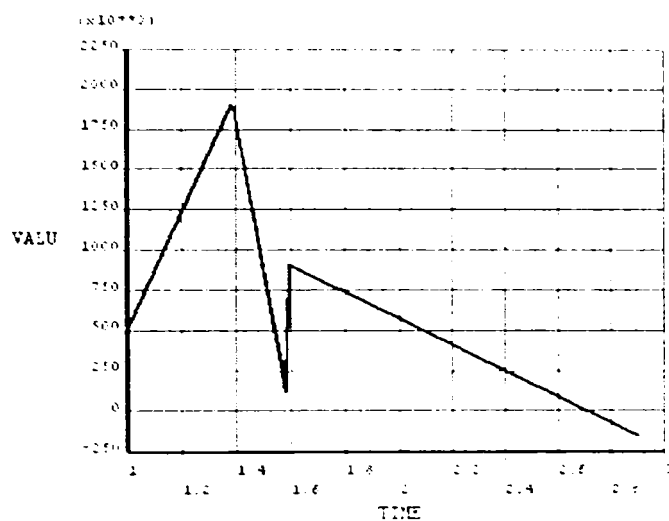
c) nod 13917

Fig. III.3.30 (a÷c) - Variatia tensiunii von Mises in interfata dintre piese pe parcursul procesului de sudare

Variatia tensiunilor tangențiale de forfecare după planul xy pentru nodurile din interfata dintre piese este prezentată în fig.III.3.31. După cum se remarcă din grafice, atât varfurile de tensiune cât și tensiunile tangențiale remanente, sunt mult mai mari pentru nodul marginal 13917, fig.III.3.30 c) decât pentru celelalte. Astfel, de la valori ale varfului de tensiune de $1,9 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$, fig.III.3.30 a) și $3,25 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$ fig.III.3.30 b), în nodul marginal varful de tensiune este $9,25 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$. De la tensiuni de forfecare remanente de $-0,15 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$ în nodul central, fig.III.3.30 a) și respectiv $0,1 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$, fig.III.3.30 b), în nodul marginal fig.III.3.30 c), valoarea tensiunii remanente de forfecare este de $6,3 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$. Chiar dacă tensiunile remanente tangențiale după axa xy sunt mult mai mici decât limita la curgere, ceea ce înseamnă o rezistență bună la

debutonare, cea mai mare valoare dintre cele mentionate o are nodul din zona marginala. Acest rezultat confirma constatarile experimentale [80, 81, 92, 98] conform carora tensiunile remanente tangentiale in interfata piesa-piesa sunt mai mari in zona marginii electrodului, constituind impreuna cu porozitatea amorse de fisura in imbinarea sudata.

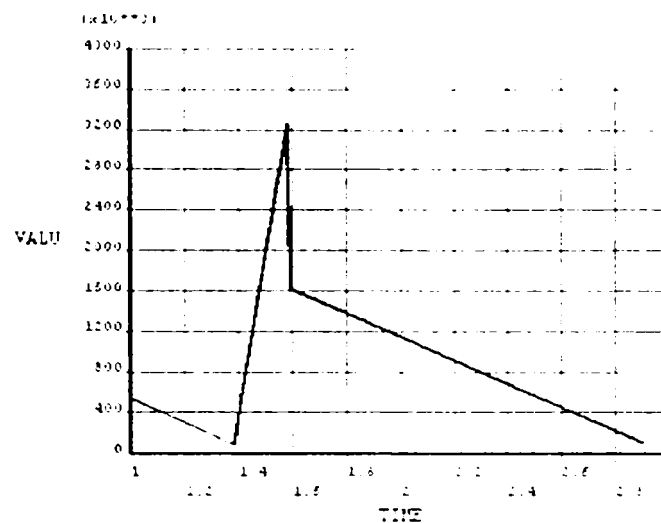
POST26
SNV_5



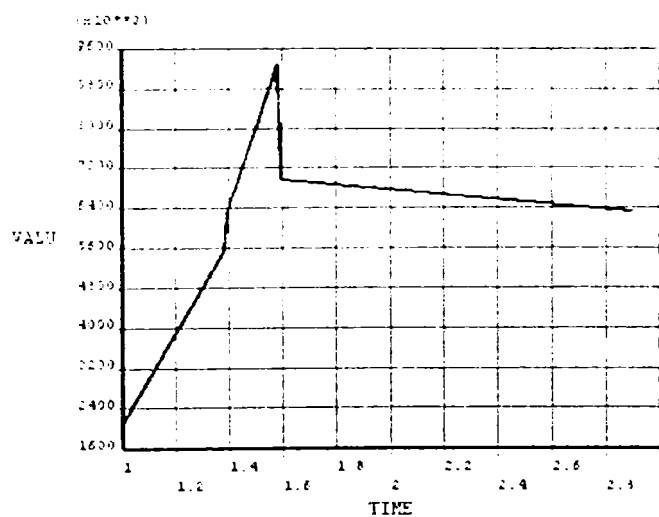
a) nod 13929

POST26
SNV_7

POST26
SNV_8



b) nod 13921



c) nod 13917

Fig.III.3.31 (a=c) - Variatia tensiunii tangentiale in planul xy in interfata dintre piese pe parcursul procesului de sudare

3.5 Concluzii

Modelarea in element finit a procesului de sudare electrica prin presiune in puncte a unui otel moale cu unul slab aliat, de fapt aplicatia de la Cap.II.2, a simulat formarea punctului sudat, a calculat temperaturile, tensiunile, evolutia si distributia lor in piese si in interfata dintre piese, evolutia si distributia campului termic in imbinare, deformatiile rezultate in imbinarea sudata. Analiza efectului combinat termic si mecanic de-a lungul ciclului de sudare a fost realizat prin analiza cuplata termic-mecanic in element finit. Analiza rezultatelor s-a realizat atat dupa diverse directii din limitator, tija si interfata dintre ele, cat si variatia in timp a acestor parametri, in diverse noduri.

Din analiza variatiei temperaturii si tensiunilor dupa o directie se desprind urmatoarele:

- In etapa de acostare se remarca tensiuni mari in zona centrala si mai mici in zona marginii electrodului, atat in tija, cat si in limitator. Fiind un caz particular al sudarii unei piese tip buca pe un cilindru, contactul initial se face pe o generatoare avand lungimea egala cu diametrul varfului electrodului.
- La sfarsitul etapei de sudare, tensiunile si deformatiile sunt sunt mai mari in zona marginilor electrodului si mai mici in zona centrala. Deci dupa stabilirea contactului electrod-piese, variatia tensiunilor se prezinta ca si in cazul sudarii in puncte a doua table.
- La sfarsitul etapei de mentinere (racirea sub actiunea fortei) se pastreaza modul de variatie al tensiunilor ca si in etapa anterioara, dar cu diferente mai mari ale valorilor intre zona centrala si margini.
- La sfarsitul etapei de racire la T_a , tensiunile sunt din nou mai mari in zona centrala decat in margini, atat in tija, cat si in limitator. In tija, tensiunile principale remanente dupa directia 1 sunt de intindere si ating 2 varfuri in zona centrala, de valori mult mai mari decat cele din limitator. In aceasta din urma, predomina tensiunile principale 1 remanente de compresiune, mult mai favorabile decat tensiunile de intindere. Acestea favorizeaza initierea fisurilor si a ruperii atat la solicitare statica, cat si la oboseala.

Rezulta deci o modificare fata de formarea punctului sudat in cazul sudarii in puncte a

doua table, fapt datorat modului de realizare a contactului initial piese-electrod, ca o consecinta a formei pieselor.

In analiza variatiei temperaturii si tensiunilor in timp s-a determinat variatia temperaturii si tensiunilor dupa directia principala 1, von Mises si tensiunea tangentiala dupa axa xy. S-a constatat ca:

- Tensiunile remanente dupa directia principala 1 sunt mai mici decat cele dupa von Mises, ceea ce inseamna rezistenta la tractiune mai buna decat cea la oboseala.
- Cele mai mari valori ale tensiunii dupa directia principala 1 sunt in nodurile cu temperaturile cele mai mari la incalzire. In tija tensiunile dupa directia principala 1 sunt duble fata de cele din limitator, datorita compozitiei chimice a tijeii.
- In limitator tensiunile remanente dupa von Mises sunt mai mari decat in tija, fapt determinat in primul rand de grosimea materialului, dar si de compozitia chimica si caracteristicile lui mecanice
- Tensiunile tangentiale remanente dupa axa xy au valorile cele mai mici dintre toate tensiunile analizate, toate fiind mult sub limita la rupere. Aceasta denota rezistenta foarte buna la debruturare.
- In general, in ZIT si in zona centrala din limitator, tija si interfata, tensiunile remanente au valorile cele mai mari. Dintre toate acestea, cele mai mari valori le au tensiunile remanente din tija, consecinta a microstructurii materialului arborelui si a racirii bruste caracteristice sudarii electrice prin presiune.
- Comparativ cu tensiunile remanente in nodurile din ZIT si zona centrala, tensiunile remanente din marginea punctului sudat sunt mai mici. Temperatura la care au fost incalzite zonele marginale a fost mai mica, de aici si influenta mai mica a racirii dure. De asemenea, contactul in faza de acostare a inceput cu o mica zona punctiforma centrala, care s-a marit pe masura introducerii fluxului termic.

In urma analizei temperaturii, tensiunilor dupa directia principala 1, a tensiunilor dupa von Mises si a tensiunilor tangentiale dupa axa xy in interfata s-au constatat urmatoarele:

- Cea mai mare valoare pentru tensiunea remanenta dupa directia principala 1 este in ZIT si in zona centrala, iar pentru tensiunea remanenta dupa von Mises valoarea cea mai mare este in nodul cu temperatura cea mai mare la incalzire. Maximele pentru tensiunile remanente dupa von Mises sunt comparabile cu cele de la tija sau limitator, dar sunt mai mari decat maximele tensiunii principale 1 in acestea.

- Tensiunile tangențiale remanente după axa xy în interfata în nodul central și cel din ZIT sunt mai mici decât la limitator sau tijă. Acest fapt înseamnă rezistență mecanică bună la debutonare. Cea mai mare valoare, mult mai mică decât limita la curgere, este în nodul marginal, ceea ce confirmă observațiile experimentale care consideră că tensiunile remanente tangențiale în interfata piesă-piesă sunt mai mari în zona marginii electrodului, constituind împreună cu porozitatea amorse de fisură în îmbinare.

4. Simularea cu element finit a ciclului de sudare in puncte a unui otel moale cu unul slab aliat cu tratament termo-mecanic inclus

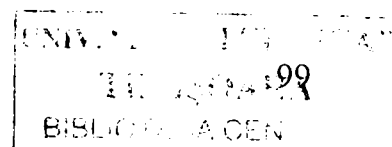
4.1 Modelul geometric si conditiile limita considerate pentru aceasta simulare cu element finit sunt identice cu cele mentionate la simularea cu element finit a procesului de sudare fara tratament termo-mecanic.

Caracteristicile mecanice si proprietatile fizice ale otelurilor pieselor de sudat si ale electrozilor [106,147] sunt cele date in tabelele III.2.1 si III.2.2 (electrice, termice si mecanice). Materialul electrozilor s-a considerat CuCrZr, grupa A, conform SR ISO 5182 (RWMA Class II).

4.2 Simularea procesului

- **Modelul fizic**

Considerand aceleasi conditii de sudare ca si la ciclul aplicat practic, in aceasta simulare s-a considerat si un tratament termo-mecanic post-sudare, parte a intregului ciclu de sudare. Astfel, in acest caz, dupa sudare se intrerupe incalzirea si se aplica o racire brusca sub actiunea fortei intre electrozii raciti cu apa, pe durata a 42 per (0,84 sec), cu scopul obtinerii racirii pana la temperaturi din domeniul martensitic. Urmeaza apoi o etapa de incalzire sub actiunea aceleasi forte de apasare pana la o temperatura mai mica decat cea de la sudare, pe durata a 14 per.(0,28 sec), timp egal cu cel de sudare, cu scopul de a realiza o revenire si de a relaxa tensiunile din imbinarea sudata. Aceasta etapa constituie tratamentul termo-mecanic, fiind de fapt o revenire sub actiunea fortei, dar pentru un timp mult mai scurt decat la o revenire clasica. Dupa aceasta se intrerupe incalzirea si se raceste timp de 0,24 sec sub actiunea fortei, urmand apoi anularea fortei de apasare si racirea libera pana la temperatura ambianta. Pentru simplificarea modelului s-a considerat forta pentru toate etapele in care aceasta se aplica.



Prin urmare, ciclul de sudare considerat pentru analiza cu element finit in acest caz este compus din urmatoarele etape, fig. III.4.1:

- acostare: $F = 290$ daN; $t_a = 50$ per (1,0 s)
- sudare: $F = 290$ daN; $t_s = 19$ per (0,38 s); $I_s = 9$ kA
- racire : $F = 290$ daN; $t_r = 42$ per (0,84 s); ($I = 0$)
- tratament termo-mecanic: $F = 290$ daN; $t_{tt} = 14$ per (0,28 s); $I_{tt} = 7,5$ kA
- mentinere: $F = 290$ daN; $t_m = 12$ per (0,24 s); $I = 0$
- racire libera (fara forta sau contact cu electrozii raciti cu apa) pana la $T_a = 20^\circ\text{C}$.

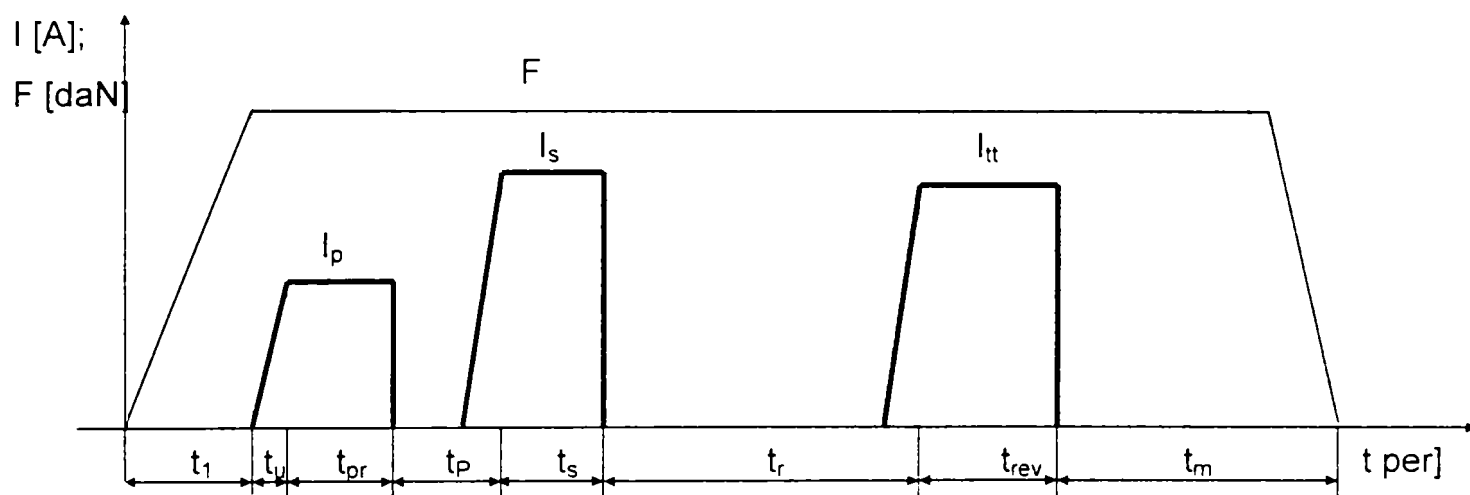


Fig. III.4.1 - Ciclul de sudare cu tratament termo - mecanic

4.3 Rezultate

4.3.1 Analiza variatiei tensiunilor dupa o directie

4.3.1.1 Etapa de racire post sudare

- Variatia temperaturii

Pentru ca aceasta etapa de racire sa fie eficienta trebuie sa se ajunga la temperaturi din domeniul martensitic in tija, care se calculeaza cu relatiile empirice [60]:

$$M_s = 561 - 474(\%C) - 33(\%Mn) - 17(\%Ni) - 17(\%Cr) - 21(\%Mo) = 326,25^\circ\text{C}$$

$$M_f = M_s - 215 = 111,25^\circ\text{C}$$

Astfel, din fig.III.4.2 a) se observa ca temperatura maxima in zona centrala a punctului sudat in tija este de 322°C , cu un minim de 245°C , respectiv 276°C spre marginile imbinarii, temperaturi care se incadreaza in domeniul calculat.

In limitator, temperaturile variaza intre minimele de 298°C si 333°C , respectiv un maxim de 386°C in zona centrala.

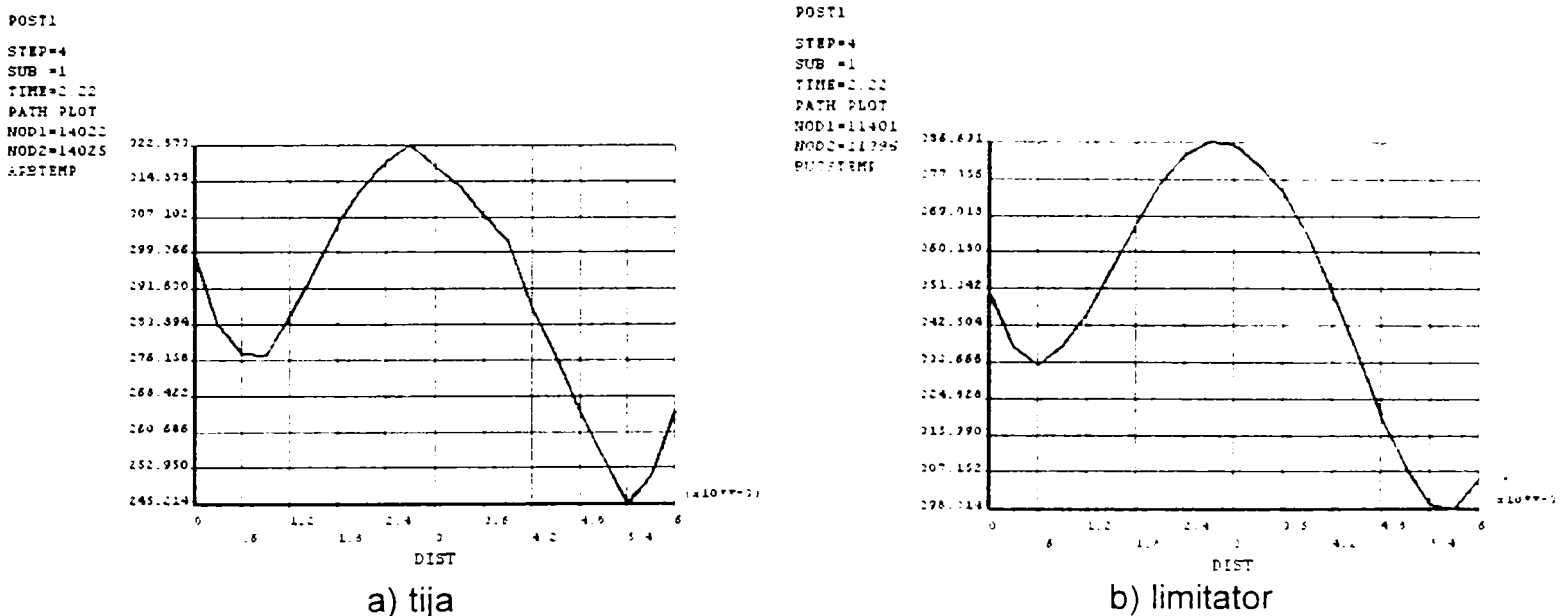


Fig. III.4.2 – Variatia temperaturii la sfarsitul etapei de racire post sudare;
 $t_r = 48$ per; $F = 290$ daN

- Variatia tensiunilor

Prin racirea dura aplicata prin contactul cu electrozii raciti cu apa, tensiunile dupa directia principala 1 din tija de la finalul etapei de sudare ajung de la tensiuni de compresiune cu maxime de $-0,47 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona de sub marginile electrodului, pana la tensiuni de intindere cu maxime de $5,1 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in centrul imbinarii sudate, fig. III.4.3 si III.4.4. La sfarsitul etapei de racire, tensiunile dupa directia principala 1 ajung in limitator de la valori de compresiune de $-0,82 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in marginile imbinarii, pana la $-1,70 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona centrala.

• Variatia tensiunilor

Prin racirea dura aplicata prin contactul cu electrozii raciti cu apa, tensiunile dupa directia principala 1 din tija de la finalul etapei de sudare ajung de la tensiuni de compresiune cu maxime de $-0,47 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona de sub marginile electrozului, pana la tensiuni de intindere cu maxime de $5,1 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in centrul imbinarii sudate, fig. III.4.3 si III.4.4. La sfarsitul etapei de racire, tensiunile dupa directia principala 1 ajung in limitator de la valori de compresiune de $-0,82 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in marginile imbinarii, pana la $-1,70 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona centrala.

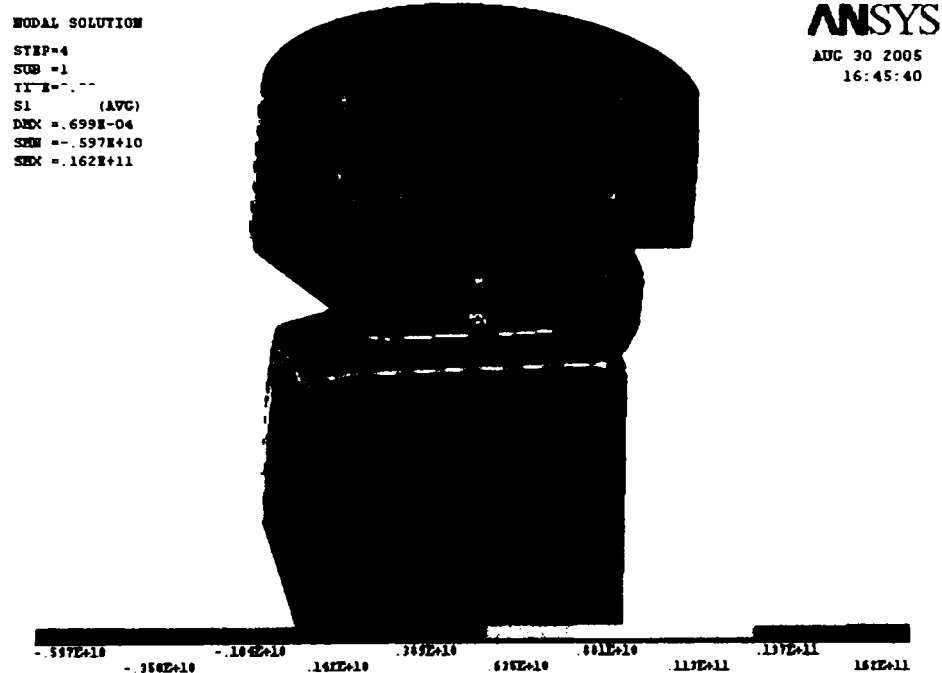


Fig. III.4.3 – Starea de tensiune dupa directia 1 principala la sfarsitul etapei de racire dupa sudare; $t_r = 48 \text{ per}$; $F = 290 \text{ daN}$

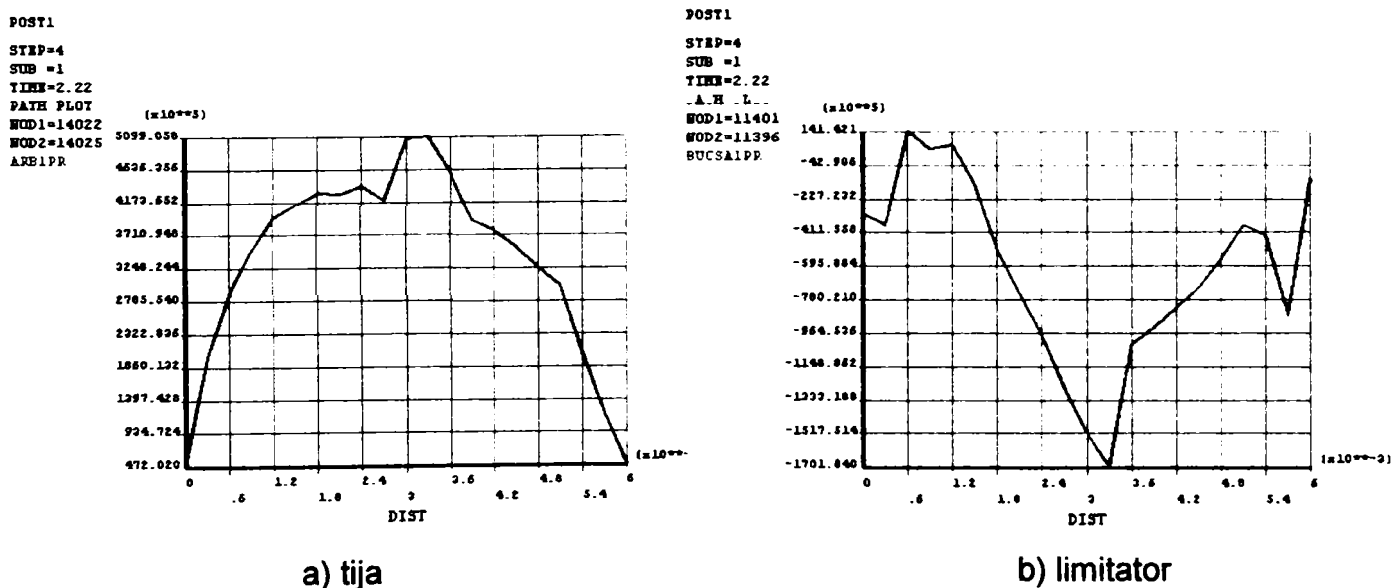


Fig. III.4.4 – Variatia tensiunii dupa directia 1 principala pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de racire dupa sudare; $t_r = 48 \text{ per}$; $F = 290 \text{ daN}$

Tensiunea dupa von Mises in etapa de racire are valori mai mari in limitator si electrod, fig.III.4.5 si fig.III.4.6, cu maxime de intindere de $1,75 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona centrala, si $1,5-1,6 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona corespunzatoare marginii electrodului, valori mai mici decat limita la curgere. In tija, fig. III.4.6 a, se ating valori maxime de $1,5 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, mult mai mici decat limita la curgere, iar in margini $0,7 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$.

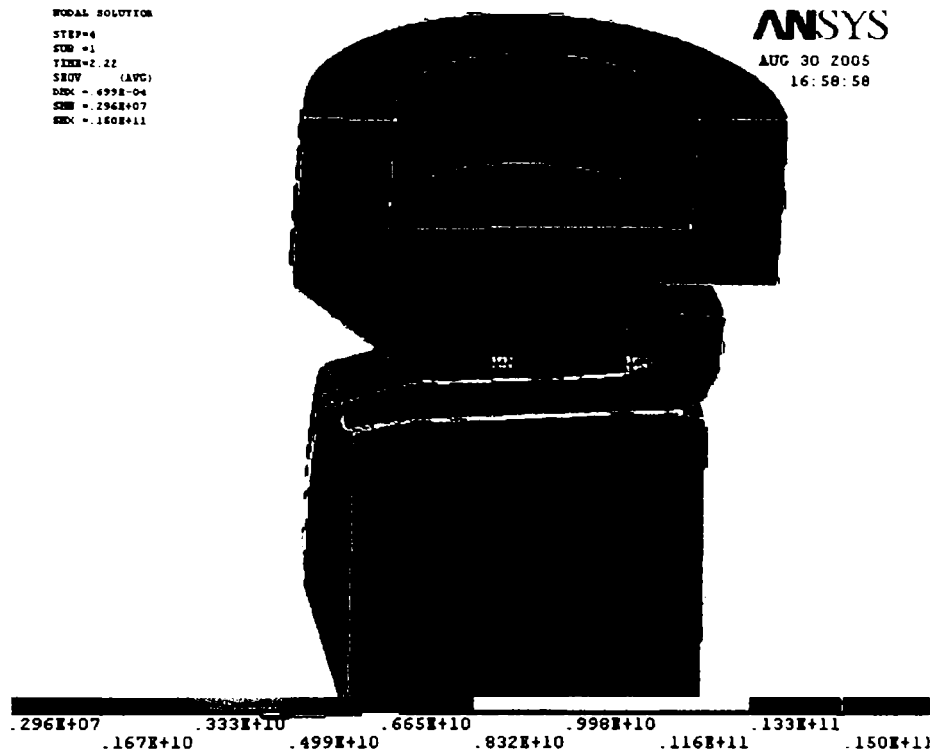
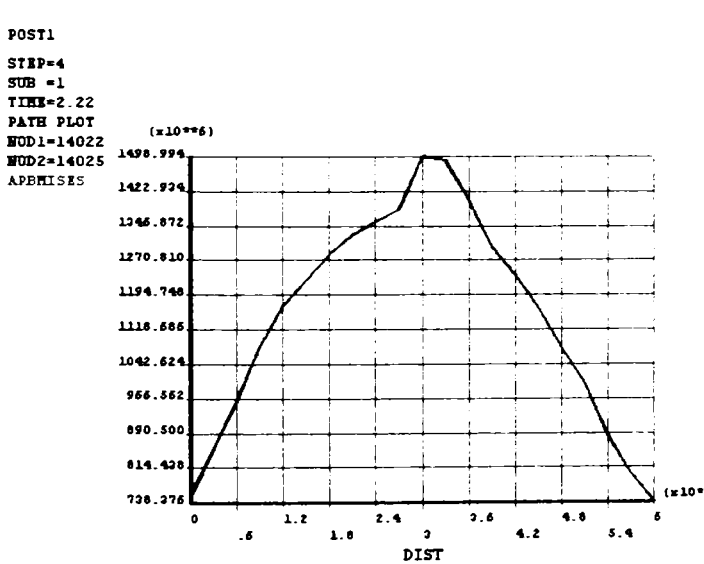
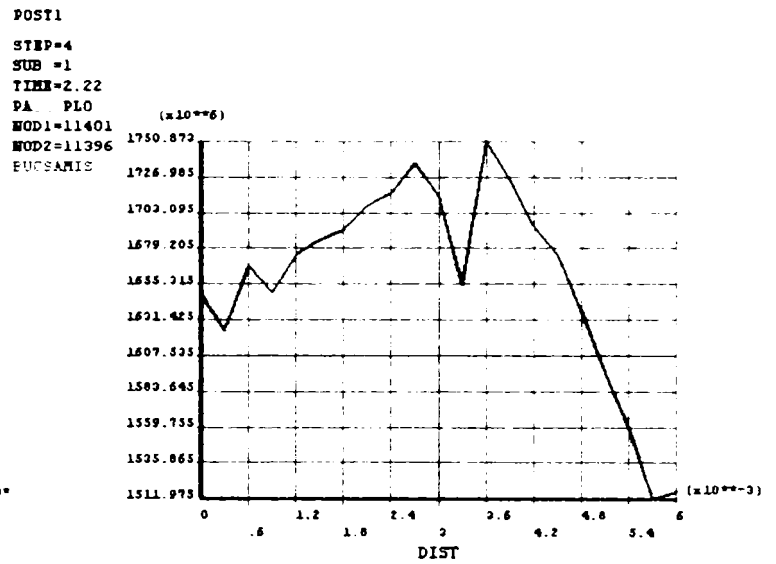


Fig. III.4.5—Starea de tensiune dupa vonMises la sfarsitul etapei de racire dupa sudare; $t_r = 48 \text{ per}$; $F = 290 \text{ daN}$



a) tija



b) limitator

Fig. III.4.6 – Variatia solicitarii von Mises pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de racire dupa sudare; $t_r = 48 \text{ per}$; $F = 290 \text{ daN}$

4.3.1.2 Etapa de tratament termo-mecanic

- Variatia temperaturii

Pentru realizarea practica a tratamentul termo-mecanic, se recomanda [57, 81, 67] aplicarea unui curent cu valoarea de 80-90% din curentul de sudare, timpul de aplicare fiind egal cu cel de la sudare. Prin urmare, ar fi necesar ca incalzirea sa se realizeze la temperaturi intre A_{c1} si A_{c3} , care se pot calcula cu relatiile [75]:

$$A_{c1} = 723 - 14(Mn+Ni) + 22(Si+Cr) = 713, 9^{\circ}C$$

$$A_{c3} = 854 - 180C - 14Mn - 18Ni + 45Si + 17Cr = 763, 9^{\circ}C$$

Din fig.III.4.7 se constata ca temperatura de incalzire in zona centrala a imbinarii sudate variaza intre $768 \pm 860^{\circ}C$, adica in apropierea domeniului calculat.

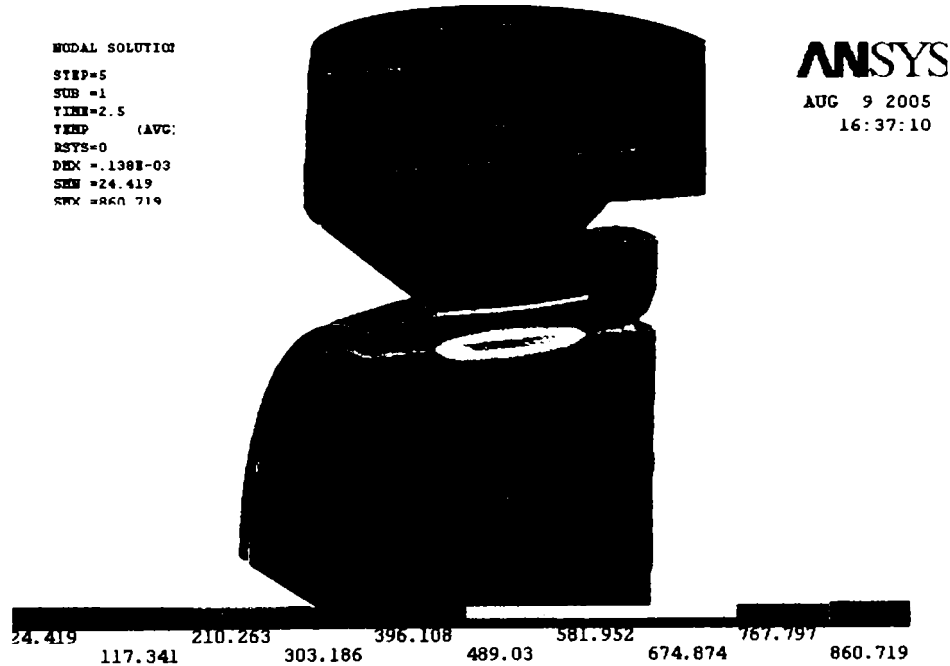
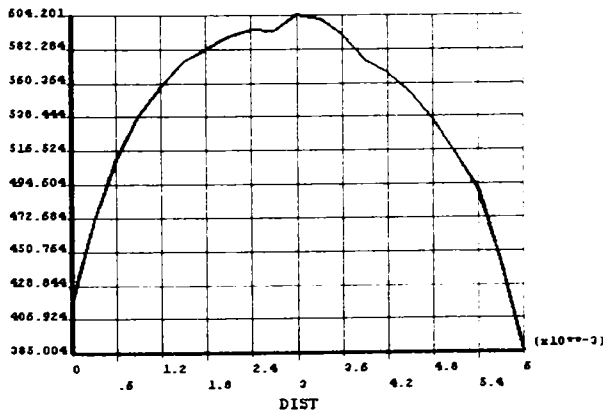


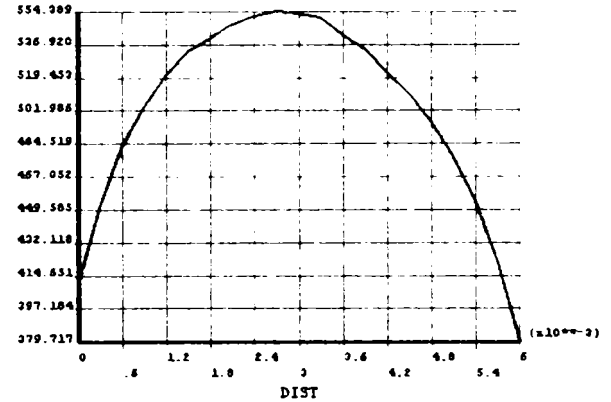
Fig. III.4.7 - Temperatura in imbinarea sudata la incheierea etapei de tratament termo-mecanic; $t_{tt} = 14$ per; $F = 290$ daN

POST1
STEP=5
SUB =1
TIME=2.5
PATH PLOT
MOD1=14022
MOD2=14026
TARBOPE



a) arbore

POST1
STEP=5
SUB =1
TIME=2.5
PATH PLOT
MOD1=11401
MOD2=11396
TEBCSA



b) bucsa

Fig. III.4.8 - Temperatura in imbinarea sudata la incheierea etapei de tratament termo-mecanic; $t_{tt} = 14$ per; $F = 290$ daN

- Variatia tensiunilor

Starea de tensiune dupa directia principala 1 este prezentata in fig.III.4.9.

In aceasta etapa tensiunile dupa directia principala 1 ajung in tija la varfuri de compresiune de $-5,3 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona centrala a imbinarii, fig.III.4.10 a) si $-2,7 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. In buca sunt tensiuni de intindere, care in zona centrala ajung la maxime de $10,1 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, fig.III.4.10 b), iar in margini la minime de $-2,5+4,5 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$.

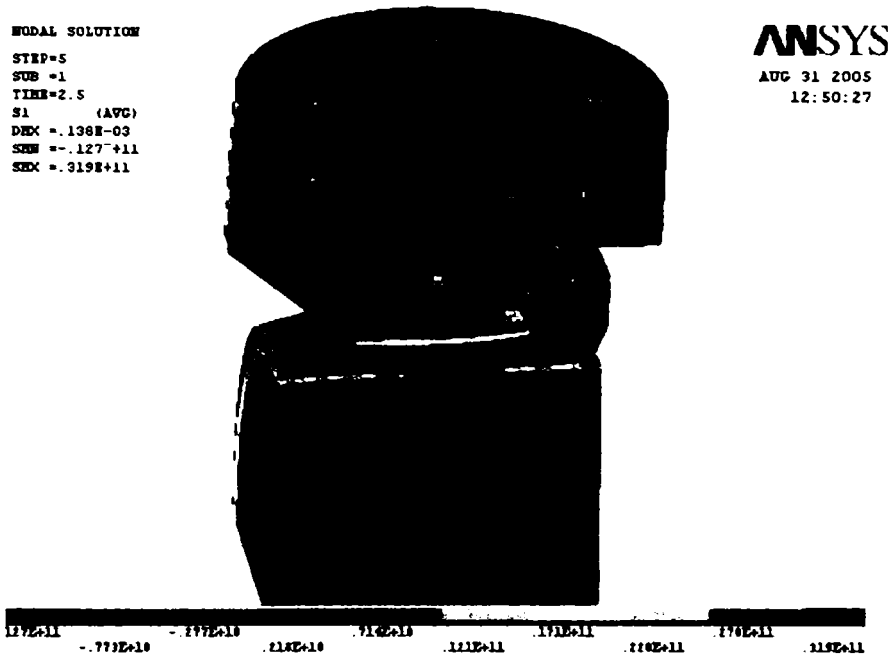
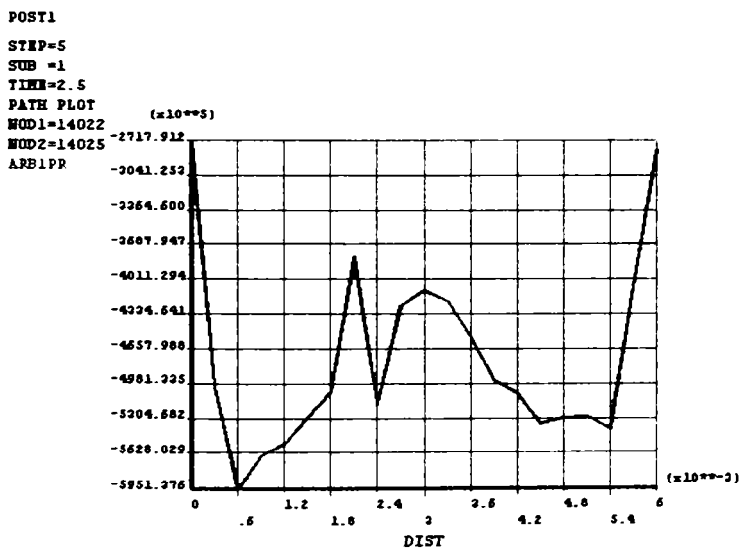
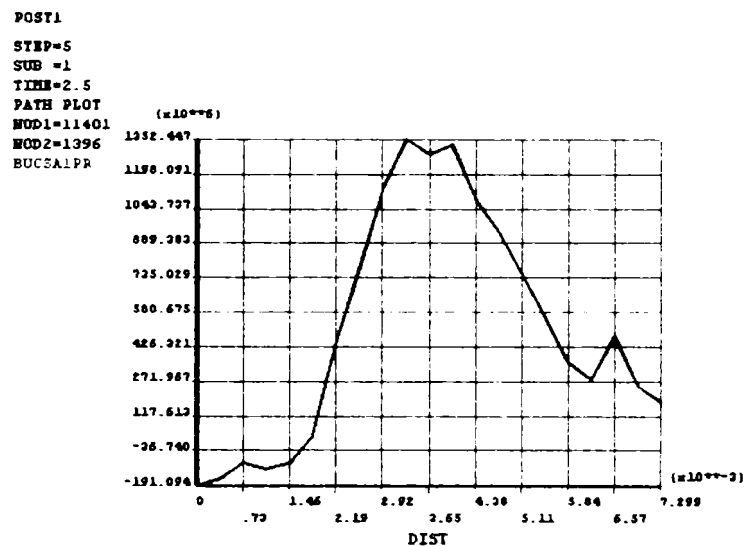


Fig. III.4.9 – Starea de tensiune dupa directia 1 principala la sfarsitul etapei de tratament termo-mecanic; $t_{tt} = 14$ per; $F = 290 \text{ daN}$



a) tija



b) limitator

Fig. III.4.10 – Variatia tensiunii dupa directia 1 principala pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de tratament termo-mecanic; $t_{tt} = 14$ per; $F = 290 \text{ daN}$

Dupa cum se poate vedea din fig.III.4.11, tensiunile dupa von Mises se concentreaza la marginile electrozilor, in limitator si electrozi, dar si in zona centrala.

Acest fapt se observa si din fig III.4.12 b), unde in limitator se ating in margini valori de intindere cuprinse intre $2,7 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2$ si $2,35 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2$, iar in centru $1,7 \cdot 10^9 \cdot \text{N/m}^2$. O situatie asemanatoare este si in tija, fig.III.4.12 a), cu maxime ale tensiunilor de intindere la margini de $1,14 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ si minime de $0,33 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona centrala.

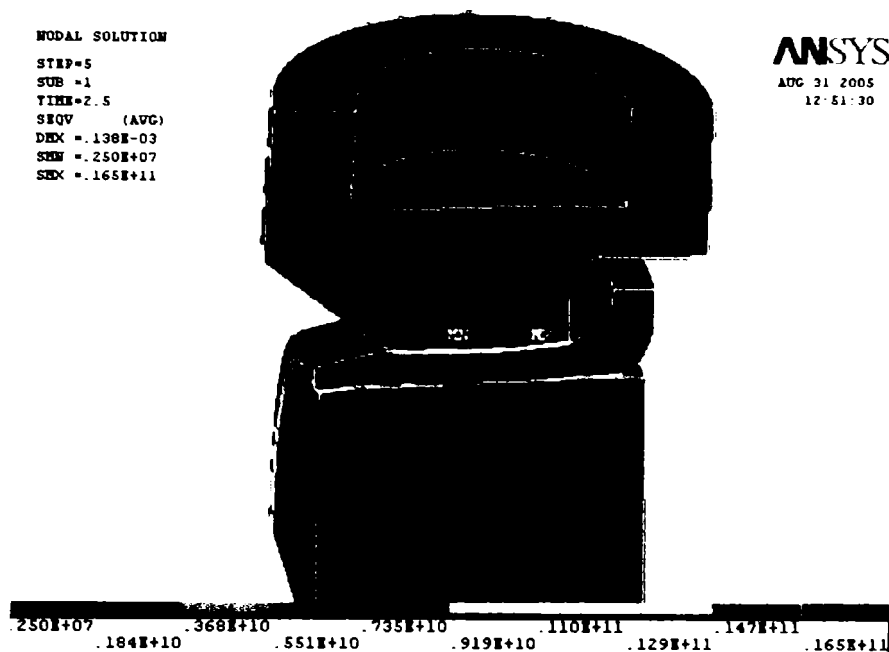
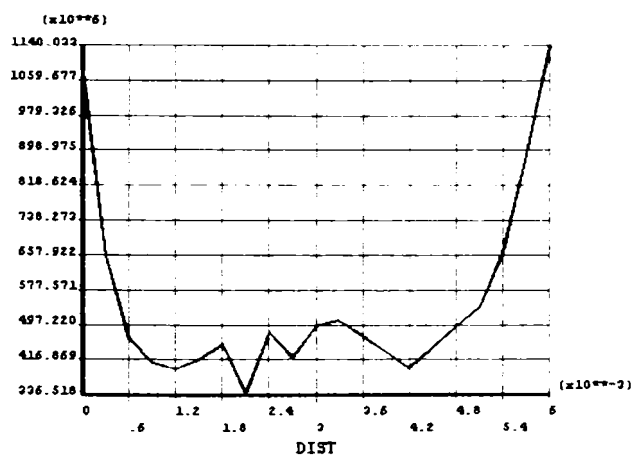


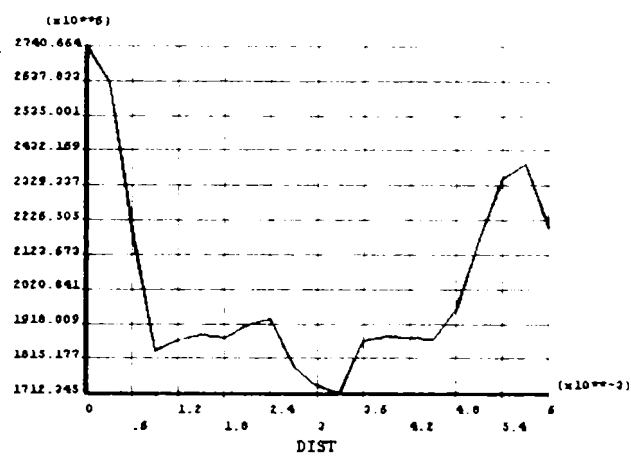
Fig. III.4.11 –Starea de tensiune dupa von Mises la sfarsitul etapei de tratament termo-mecanic; $t_{tt} = 14$ per; $F = 290$ daN

POST1
STEP=5
SUB =1
TIME=2.5
PATH PLOT
MOD1=14022
MOD2=14025
AEMIS



a) tija

POST1
STEP=5
SUB =1
TIME=2.5
PATH PLOT
MOD1=11401
MOD2=11396
EMEPHIS



b) limitator

Fig. III.4.12 – Variatia tensiunii dupa von Mises pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de tratament termo-mecanic; $t_{tt} = 14$ per; $F = 290$ daN

4.3.1.3 Etapa de mentinere (racire sub actiune fortei)

- Variatia temperaturii

La sfarsitul etapei de mentinere temperatura in limitator ajunge la maxim 381°C in zona centrala a imbinarii sudate, fig.III.4.13.

In electrod temperaturile sunt mult mai mici, acesta fiind racit cu apa. In aceasta etapa, temperatura maxima in tija, fig. III.4.14, atinge maxim 337°C in zona centrala, la aceasta contribuind si volumul de material mai mare al acestuia.

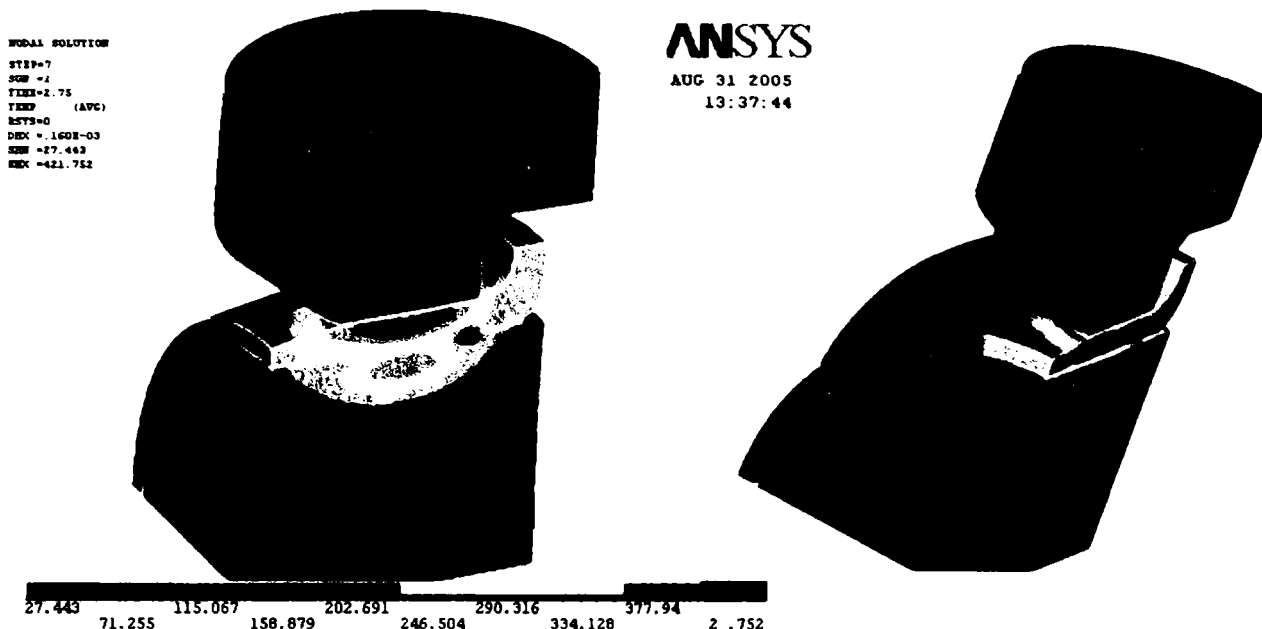
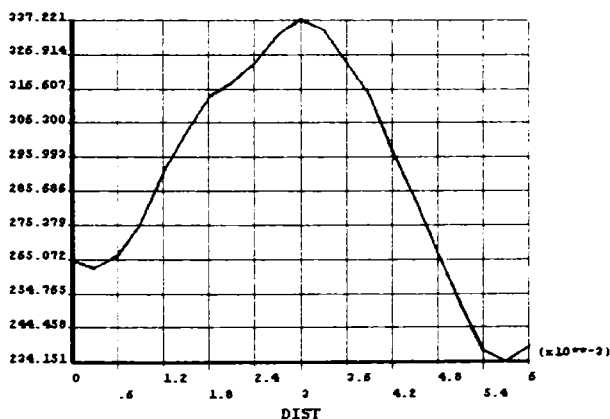


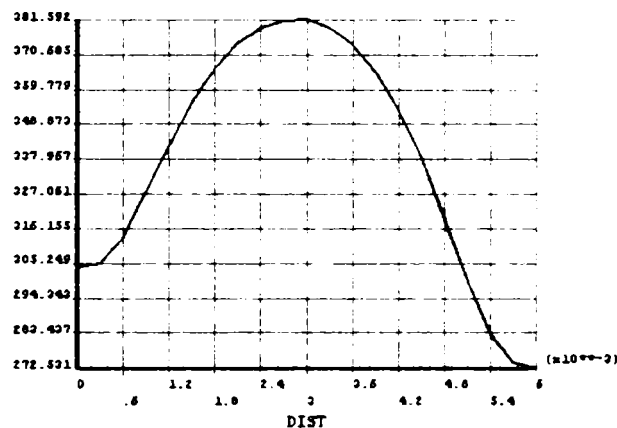
Fig. III.4.13 - Temperatura in imbinarea sudata la incheierea etapei de mentinere; $t_m = 12$ per; $F = 290$ daN

POST1
STEP=7
SUB =1
TIME=2.75
PATH PLOT
WDL1=14022
WDL2=14025
TABORP



a) tija

POST1
STEP=7
SUB =1
TIME=2.75
PATH PLOT
WDL1=11401
WDL2=11396
BUCSATMP



b) limitator

Fig. III.4.14 - Variatia temperaturii in imbinarea sudata la incheierea etapei de mentinere; $t_m = 12$ per; $F = 290$ daN

• Variatia tensiunii

La sfarsitul etapei de racire sub actiunea fortei, etapa de mentinere, tensiunea dupa axa principala 1 are valori maxime de intindere cuprinse intre $4,3 \cdot 10^8$ N/m² si $4,59 \cdot 10^8$ N/m² pe o distanta de 2,6 mm in zona centrala a sudurii, fig.III.4.15. In limitator, fig.III.4.15 b), tensiunile de compresiune dupa directia principala 1 variaza intre $-2,05 \cdot 10^8$ N/m² si $-0,33 \cdot 10^8$ N/m² in nodurile analizate, tinzand spre valori de

intindere la marginile imbinarii sudate, cu un maxim de compresiune in zona centrala de $-6,05 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. In tija, fig. III.4.15 a), tensiunea maxima de intindere din zona centrala are valoarea $4,5 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, mai mica decat limita la curgere a tijeii, $5,3 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, iar in zona marginilor $1,4+1,6 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$.

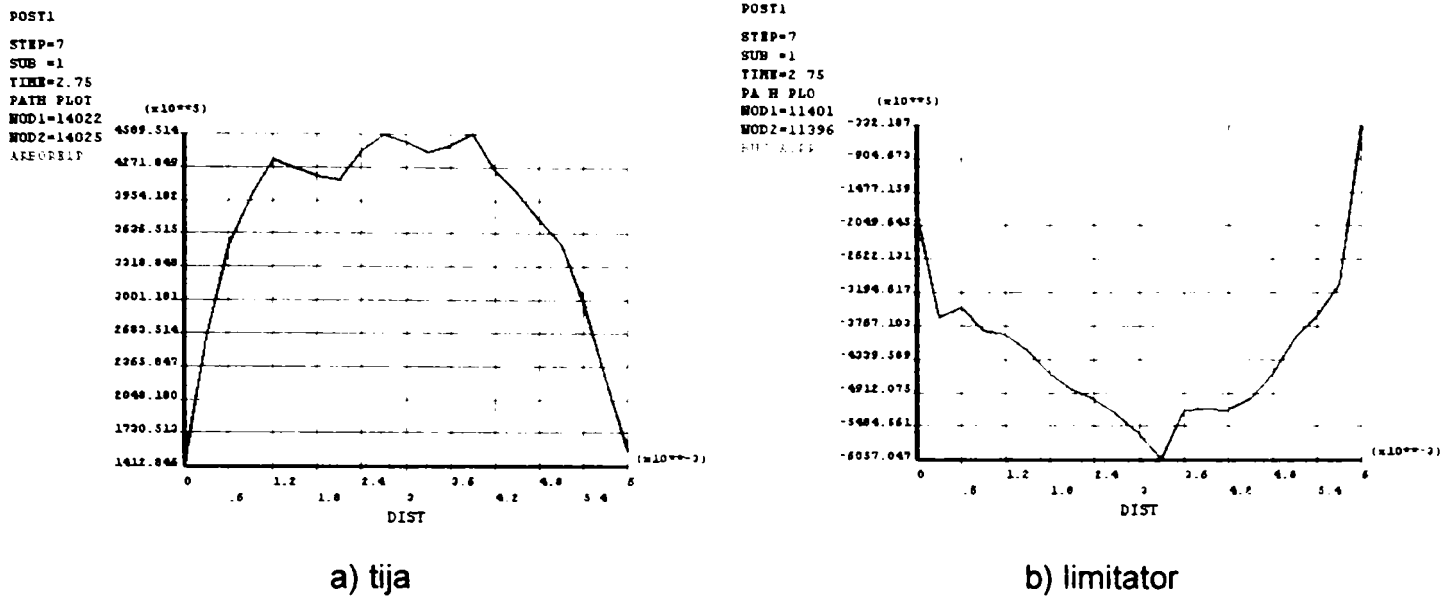


Fig. III.4.15 – Variatia tensiunii dupa directia 1 principala pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de mentinere; $t_m = 12$ per; $F = 290 \text{ daN}$

La sfarsitul etapei de mentinere tensiunile dupa von Mises sunt concentrate in zona punctului sudat, dar si la marginile electrozului, dupa cum se poate vedea din fig. III.4.16. In zona centrala a imbinarii sudate, fig III.4.17 a), se atinge in tija un varf de intindere de $2,18 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, cu valori de $1,28 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in margini. In limitator, fig. III.4.17 b), tensiunile de compresiune variaza intre $2,49 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ si $2,23 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in marginile imbinarii, cu varfuri de $2,39 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, $2,37 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona centrala.

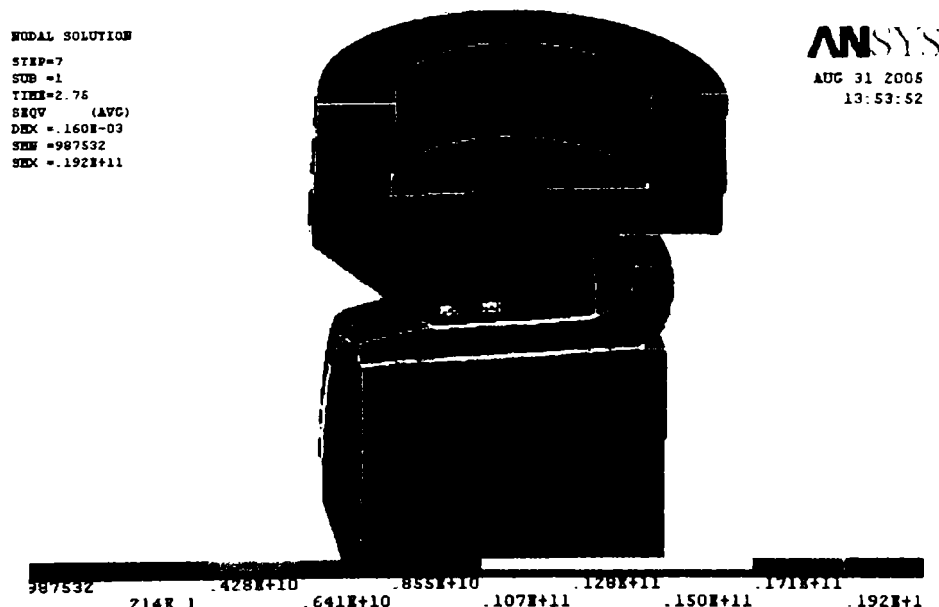
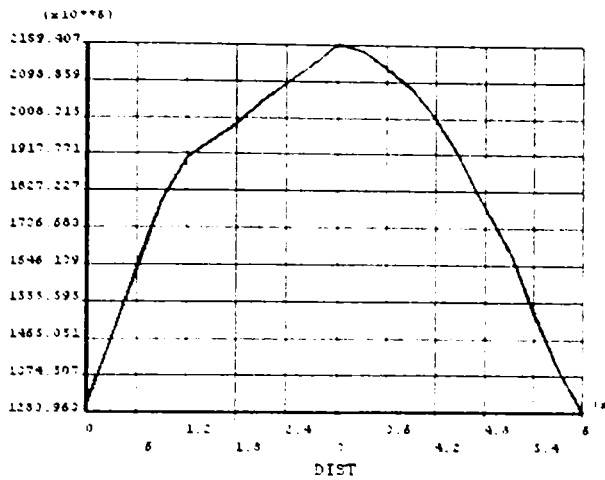


Fig. III.4.16 – Starea de tensiune dupa von Mises la sfarsitul etapei mentinere; $t_m = 12$ per; $F = 290 \text{ daN}$

```

POST1
STEP=7
SUB =1
TIME=2.75
PATH PLOT
MOD1=14022
MOD2=14025
ARBITRIZES

```

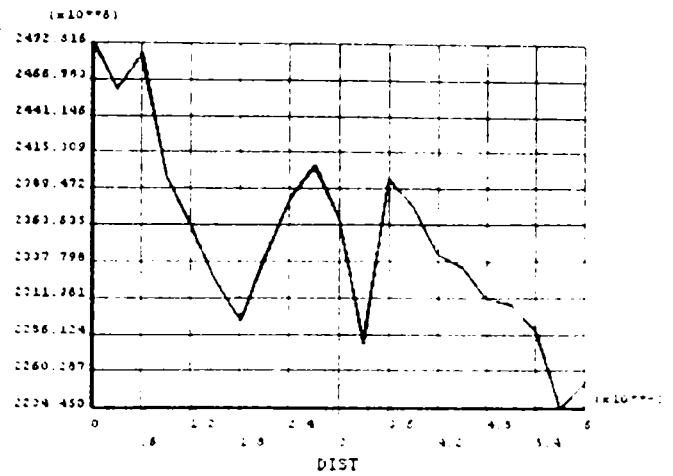


a) tija

```

POST1
STEP=7
SUB =1
TIME=2.75
PATH PLOT
MOD1=11401
MOD2=11396
BUCCANIS

```



b) limitator

Fig. III.4.17 – Variatia tensiunii dupa von Mises pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul etapei de mentinere; $t_m = 12$ per; $F = 290$ daN

3.4.1.4 Etapa de racire finala

In fig.III.4.18 este prezentata starea de tensiune dupa axa principala 1 la incheierea intregului ciclu de sudare cu tratament termo-mecanic, iar in fig.III.4.19 variatia starii de tensiune principale 1 pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator. Din graficul din fig. III.4.19 a) se constata ca tensiunile remanente de intindere dupa axa 1 principala din tija au doua varfuri in zona sudurii, pe o distanta de cca 1,2 mm, cu valori de $8,08 \cdot 10^8$ N/m², respectiv $7,3 \cdot 10^8$ N/m², cu o scadere pana la $7,1 \cdot 10^8$ N/m² la mijlocul distantei de 1,2 mm. Curba are acelasi mod de variatie ca si cea corespondenta aceleasi etape din ciclul de sudare fara tratament termic, dar varfurile sunt mult mai mici.

In graficul de variatie a tensiunilor remanente dupa axa pincipala 1 din limitator, fig. III.4.19 b) tensiunile remanente au doua varfuri de intindere de $1,0 \cdot 10^8$ N/m², respectiv de $1,249 \cdot 10^8$ N/m² in zona centrala. La distanta de cca 1 mm de margine, tensiunile devin de compresiune, cu varfuri de $-3,06 \cdot 10^8$ N/m² in zona nodului 11401, respectiv $-1,95 \cdot 10^8$ N/m² in zona nodului de margine 14025. Chiar in nodurile considerate, deci la marginea punctului sudat, tensiunile tind brusc sa devina din nou de intindere, avand valori de $-0,57 \cdot 10^8$ N/m², respectiv $0,94 \cdot 10^8$ N/m², ceea ce explica separarea materialul bucei, caracteristic sudarii electrice prin presiune in puncte.

MODAL SOLUTION
 STEP=9
 SUB =1
 TIME=4.5
 S1 (AVG)
 DEK =.193E-03
 SEM =.224E+11
 SED =.423E+11

ANSYS
 AUG 10 2005
 14:34:02

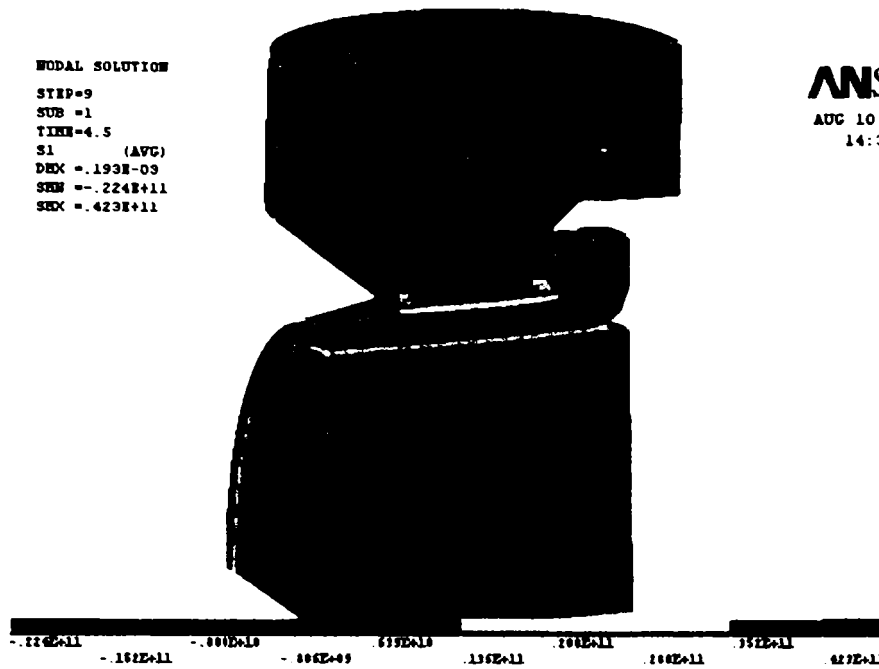
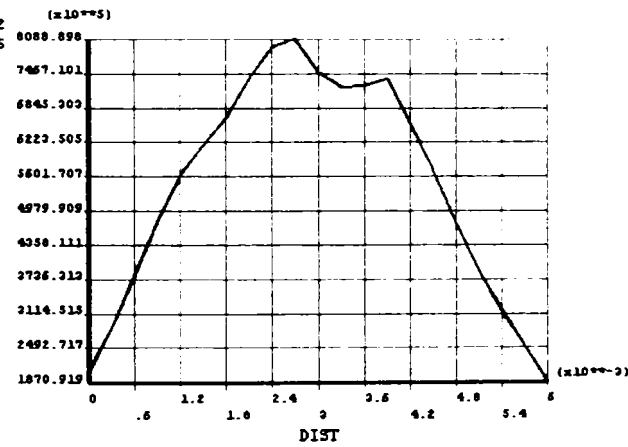


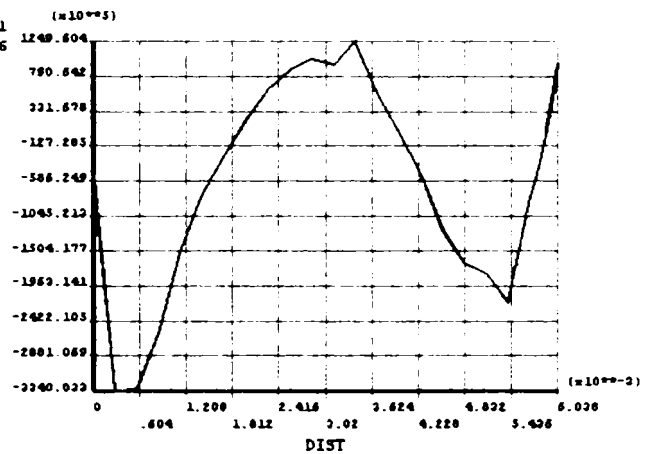
Fig. III.4.18 – Starea de tensiune dupa directia 1 principala la sfarsitul ciclului de sudare;

POST1
 STEP=9
 SUB =1
 TIME=4.5
 A L
 MOD1=14022
 MOD2=14025
 ARE1,PP



a) tija

POST1
 STEP=9
 SUB =1
 TIME=4.5
 PATH PLOT
 MOD1=11401
 MOD2=11396
 BUCA



b) limitator

Fig. III.4.19 – Variatia tensiunii dupa directia 1 principala pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul ciclului de sudare

Tensiunea von Mises remanenta de la sfarsitul ciclului de sudare are maximele situate in zona centrala a punctului sudat, dupa cum se poate observa din fig.III.4.20 si din graficele din fig.III.4.21. Valorile de varf ale tensiunii dupa von Mises in tija, fig. III.4.21 a), sunt de $2,4 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in tija, mult sub valoarea limita. In limitator, fig. III.4.21 b), sunt doua varfuri de $3,0 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in zona centrala, cu o scadere la $2,9 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ intre cele doua maxime, in timp ce spre marginile punctului sudat valorile sunt de $2,75 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, respectiv $2,5 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$.

MODAL SOLUTION
 STEP=9
 SUB =1
 TIME=4.5
 SEQV (AVG)
 DEIX = .193E-03
 SEW = .288E+07
 SEDX = .307E+11

ANSYS
 AUG 10 2005
 14:32:28

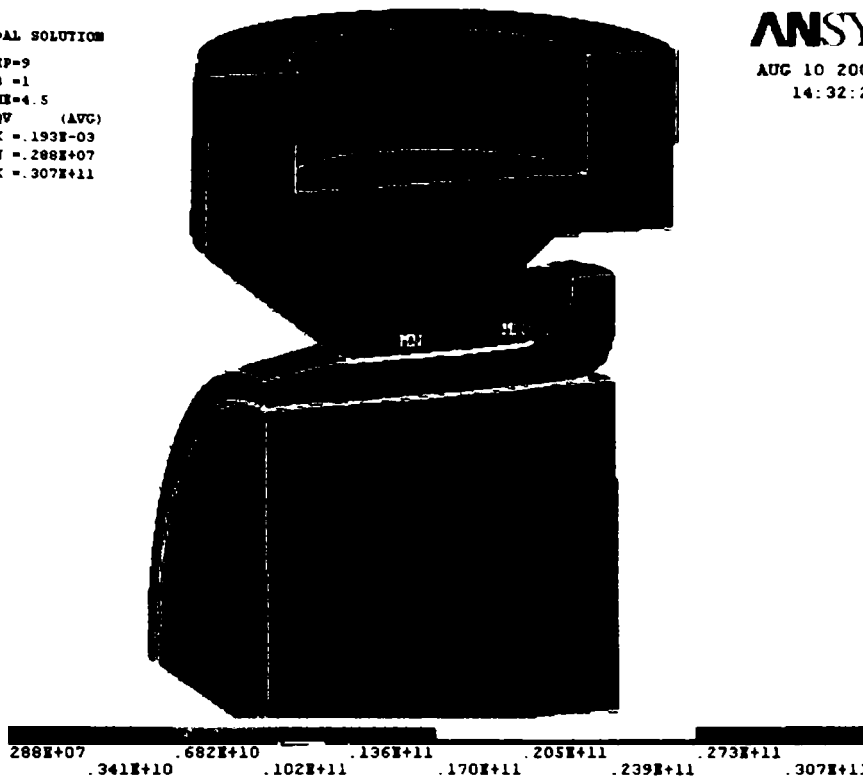
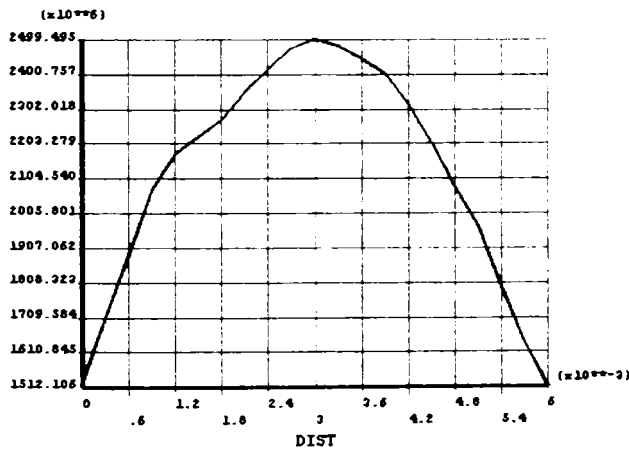


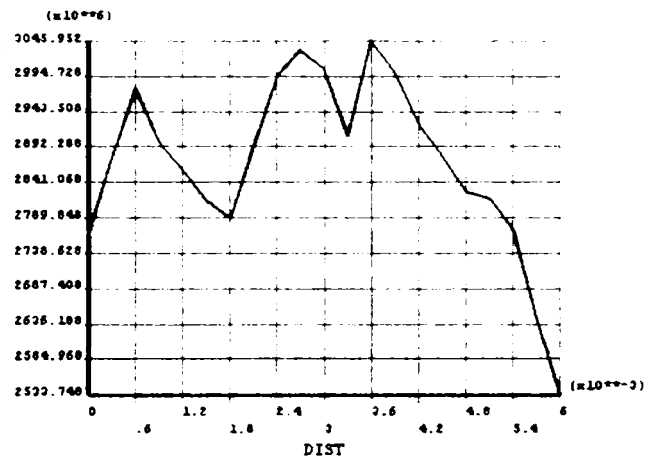
Fig. III.4.20 – Starea de tensiune dupa von Mises la sfarsitul ciclului de sudare;

POST1
 STEP=9
 SUB =1
 TIME=4.5
 PATH PLOT
 MOD1=14022
 MOD2=14025
 ARBMIS



a) tija

POST1
 STEP=9
 SUB =1
 TIME=4.5
 PATH PLOT
 MOD1=11401
 MOD2=11396
 BUCSAMIS



b) limitator

Fig. III.4.21 – Variatia solicitarii von Mises pe distanta dintre doua noduri in tija si limitator la sfarsitul ciclului de sudare

4.4.2 Analiza variatiei temperaturii si tensiunilor in timp pentru ciclul de sudare cu tratament termo-mecanic inclus

Studiul variatiei temperaturii si tensiunilor in timp s-a realizat pentru aceleasi noduri considerate pentru analiza rezultatelor simularii procesului de sudare fara tratament termo-mecanic.

- **Variatia temperaturii**

Din graficele variatiei temperaturii cu timpul din fig.III.4.22 se observa pante si varfuri de temperatura mai mici pentru nodurile marginale 11401 respectiv 14022, fig. III.4.22 a) si e), atat in limitator cat si in tija. Datorita distantei fata de zona in care incepe generarea caldurii si formarea punctului sudat, precum si a timpului foarte scurt, o parte din caldura generata este preluata de volumul de material (mai mare la tija) din imediata apropiere. La aceste noduri se remarca si diferenta mai mica intre varfurile de temperatura de la sudare si tratament, fapt datorat posibil acelorasi cauze. Fiind mai indepartata de centrul punctului sudat, zona se incalzeste mai greu, dar se si raceste mai greu, ceea ce face ca diferentele de temperatura sa fie mai mici.

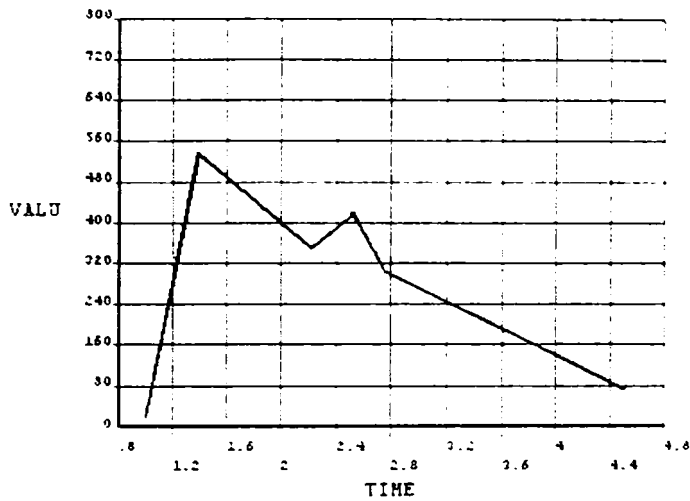
Pentru nodurile centrale din limitator si cel din ZIT, fig. III.4.22 b), c) si d), se remarca bine diferenta de temperatura de la sudare si cea de la tratamentul termomecanic, varfurile de temperatura fiind, de asemenea, mai mari. Astfel, in nodul 12212 temperaturile maxime sunt la sudare $921,5^{\circ}\text{C}$ si 535°C la tratament termomecanic. In nodul 12208 sunt 1125°C la sudare si 625°C la tratament termomecanic, respectiv $11514,2^{\circ}\text{C}$ la sudare si 838°C la tratament termomecanic in nodul 11260. Tot in nodurile centrale, dar si in cel din ZIT se observa unghiul mai mare al pantei in etapa de racire dupa sudare, comparativ cu unghiul mult mai mic al pantei de la racirea finala. Temperatura din etapa de racire este in jur de 350°C pentru nodurile din bucsa din fig. III.4.22 a) (nodul din margine), b) si c) (nodurile din ZIT), iar pentru nodul central, cel mai afectat de contactul direct cu electrodul racit cu apa, temperatura de racire este 250°C .

O situatie asemanatoare se intalneste si pentru nodurile din tija. Pentru nodurile din ZIT, 14062, 14063, fig.III.4.22 g), h), intre varfurile de temperatura de la sudare si tratamentul termomecanic sunt diferente semnificative; 652°C la sudare si 443°C la tratament pentru nodul 14062, respectiv 739°C al sudare si 461°C la tratament pentru nodul 14063. In etapa de racire dintre sudare si tratament temperatura scade la 272°C

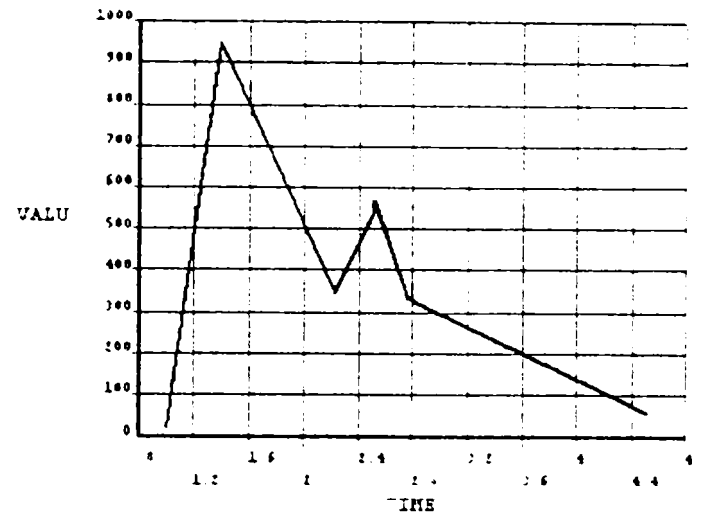
pentru nodul 14062, respectiv 323°C pentru nodul 14063. Pentru nodul central 14064, fig.III.4.22 f), care este mai departat de punctul in care incepe generarea caldurii, se remarca aceeași influență a poziției punctului și a timpilor scurți, fapt confirmat și de diferența relativ mică de temperatură de la cele două etape de încălzire și de aceeași înclinare a pantelor de la etapele de răcire.

Din cele prezentate mai sus se constată că atât temperatura din etapa de răcire bruscă dinaintea tratamentului, cât și cea de încălzire atinsă în etapa de tratament se încadrează în limitele calculate la pct. 4.4.1.1 și 4.4.1.2 din acest capitol.

POST16
TEMP_2

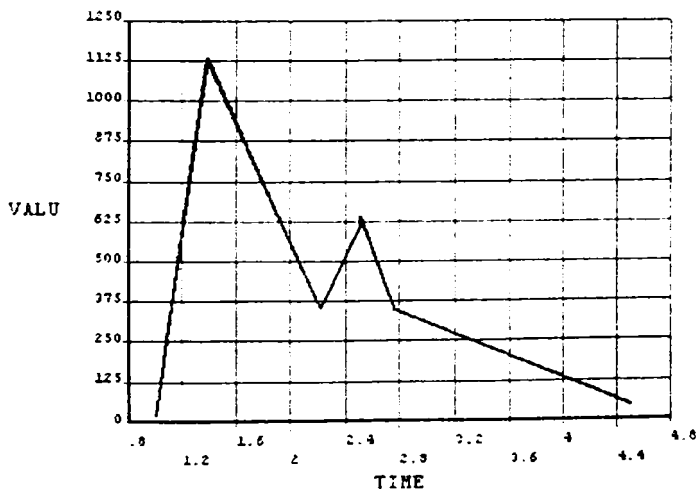


a) limitator – nod 11401

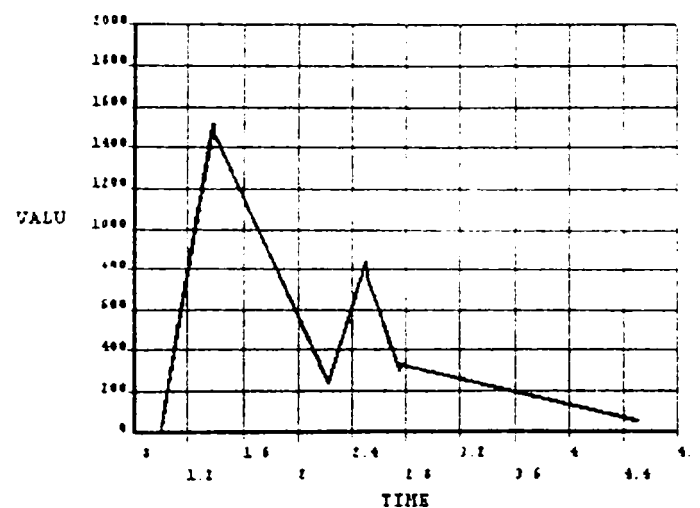


b) limitator – nod 12212

POST16
TEMP_21

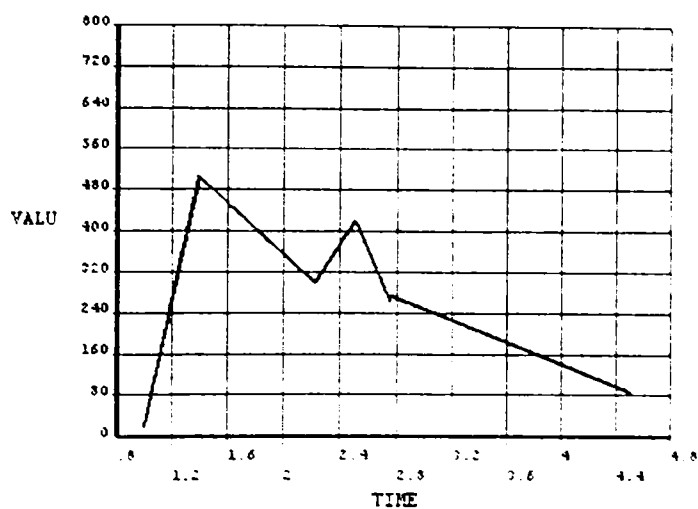


c) limitator – nod 12208

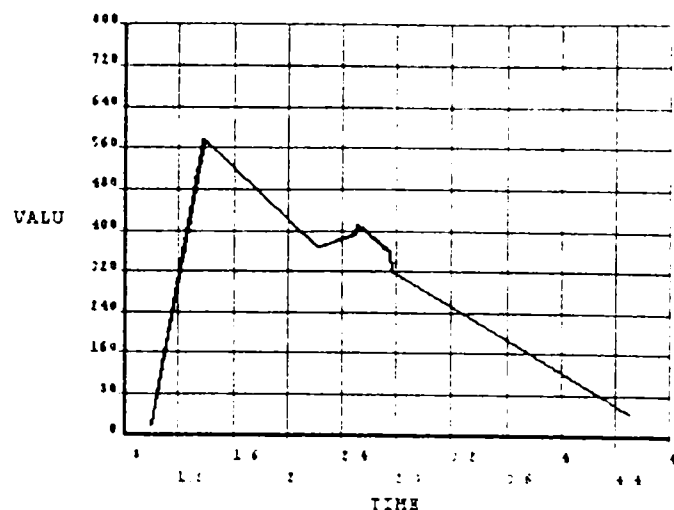


d) limitator – nod 11260

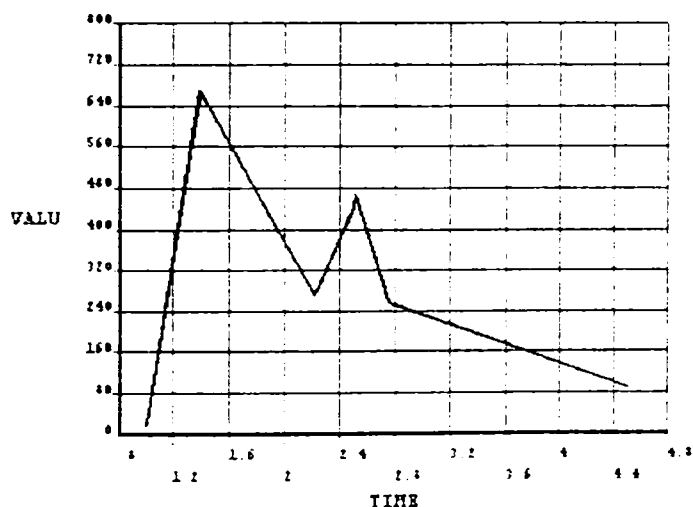
Fig. III.4.22 (a-h) - Variația temperaturii în noduri din limitator și tijă pe parcursul procesului de sudare la ciclul de sudare cu tratament



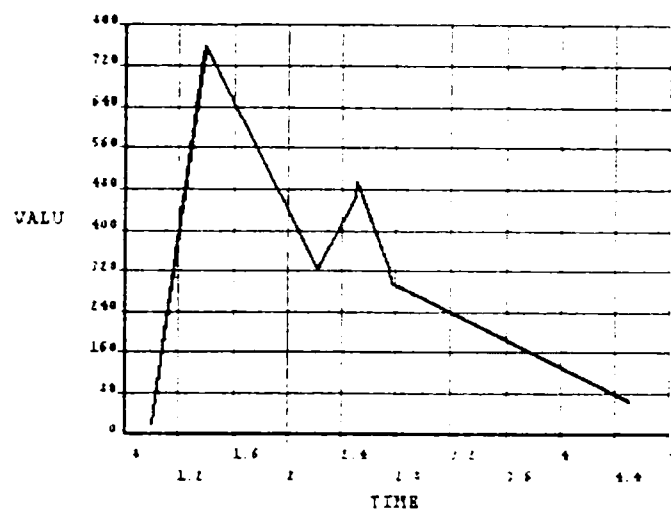
e) tija - nodul 14022



f) tija - nod 14064



g) tija - nod 14062



h) tija - nod 14063

Fig. III.4.22 (a÷h) - Variatia temperaturii in noduri din limitator si tija pe parcursul procesului de sudare la ciclul de sudare cu tratament

• Variatia tensiunilor

In fig. III.4.23 este prezentata variatia tensiunii principale 1 pe durata procesului de sudare in aceleasi noduri considerate anterior in limitator si tija.

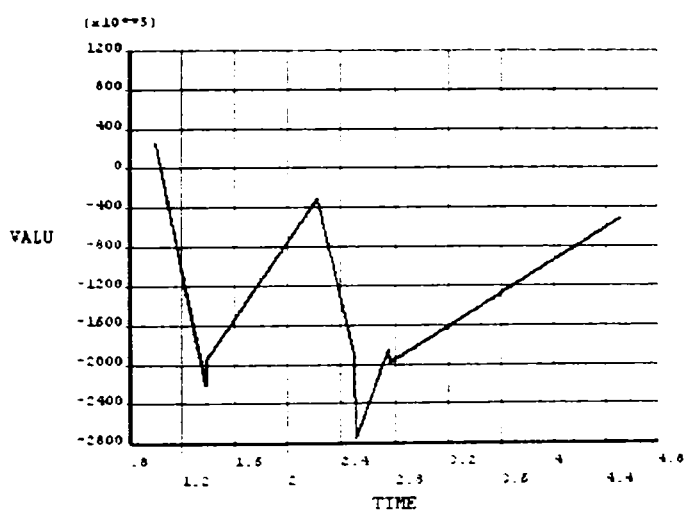
Se remarca tendinta generala a variatiei tensiunilor spre valori mari de compresiune in etapele de sudare si tratament termomecanic, respectiv trecerea la tensiuni mari de intindere in etapa de racire dinaintea celei de tratament.

In nodul din marginea limitatorului, fig. III.4.23 a) tensiunea de compresiune atinge la sudare $-2,2 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, iar la etapa de tratament $-2,8 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. Totusi, tensiunea remanenta de compresiune este $-0,55 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, mult sub limita la curgere a otelului

limitatorului. In nodul din ZIT, fig.III.4.23 b), tensiunea remanenta de compresiune dupa directia principala 1 este $-1,2 \cdot 10^8$ N/m², sub limita de curgere.

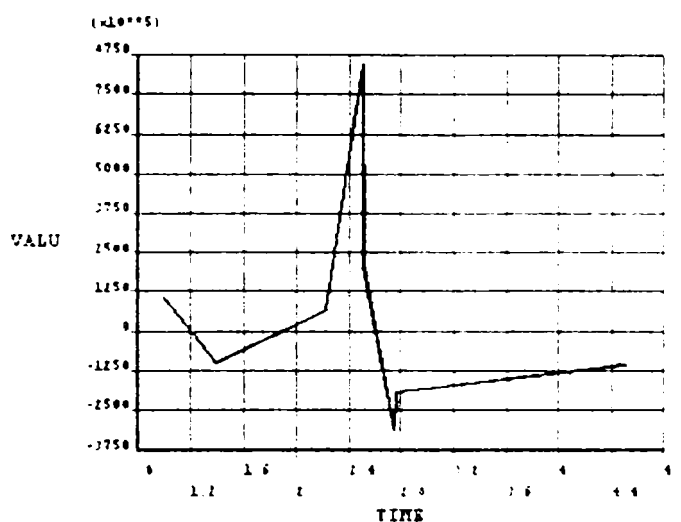
In nodurile centrale din limitator, fig. III.4.23 c) si d), varfurile de tensiune dupa directia principala 1 sunt mai mari $11,5 \cdot 10^7$ N/m², respectiv $7,8 \cdot 10^7$ N/m². In primul nod, 12208, tensiunea remanenta de intindere este $2,5 \cdot 10^7$ N/m², mai mica cu 43,18% decat tensiunea remanenta de la ciclul de sudare fara tratament, unde tensiunea remanenta este $4,4 \cdot 10^7$ N/m². Pentru nodul al doilea, 11260, fig.III.4.23 d), tensiunea remanenta de intindere la ciclul cu tratament este $7,0 \cdot 10^7$ N/m², mai mica cu 17,64% decat la ciclul de sudare fara tratament, unde tensiunea remanenta este $8,5 \cdot 10^7$ N/m². In nodul din ZIT-ul limitatorului, fig.III.4.23 d), tensiunea remanenta de compresiune este $-1,0 \cdot 10^7$ N/m², mult sub limita la curgere.

POST26
tensiunipr.1



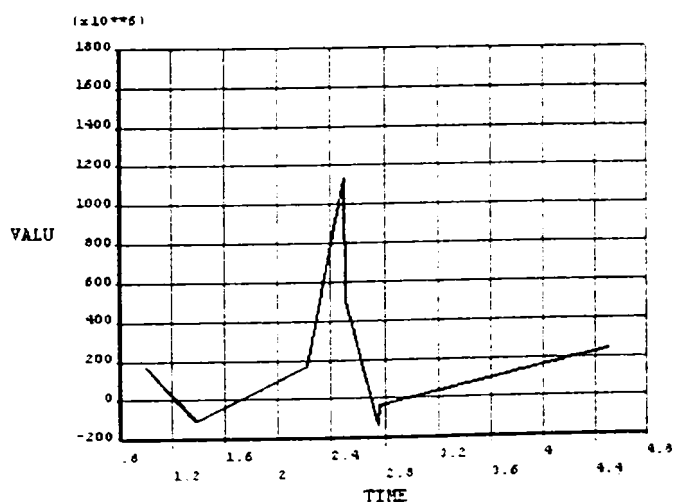
a) limitator – nod 11401

POST26
31_4



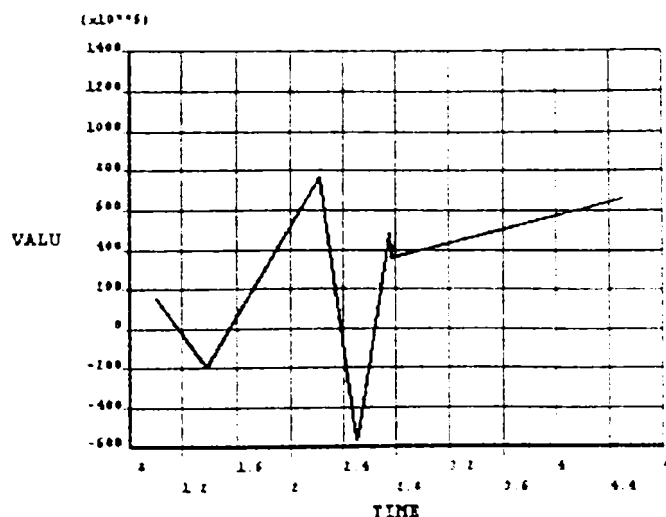
b) limitator – nod 12212

POST26
tensipr



c) limitator – nod 12208

POST26
31_17

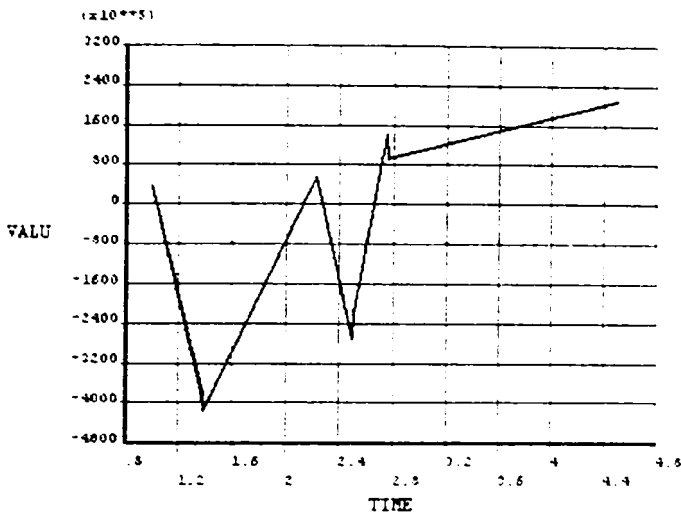


d) limitator – nod 11260

Fig. III.4.23 (a-h) – Variatia tensiunii principale 1 in noduri din limitator si tija pe parcursul procesului de sudare la ciclul cu tratament

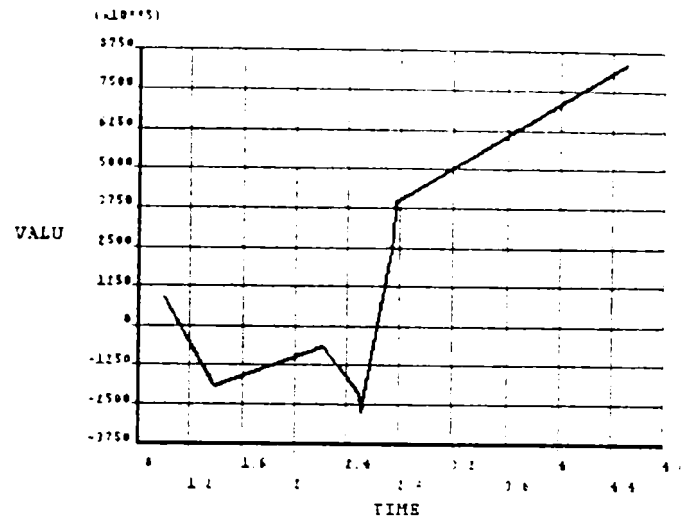
Pentru nodul din marginea tijei, fig.III.4.23 e), varfurile de tensiune de compresiune la sudare si, respectiv tratament sunt $-4,2 \cdot 10^8$ N/m², respectiv $-2,8 \cdot 10^8$ N/m², iar tensiunea remanenta de intindere $2,1 \cdot 10^7$ N/m², toate mai mici decat limita la curgere a otelului tijei $5,3 \cdot 10^8$ N/m². In nodul central din tija, fig. III.4.23 f), tensiunile din etapele de incalzire de pe parcursul procesului ating valori relativ mici, iar tensiunea remanenta de intindere de $8,45 \cdot 10^7$ N/m², cu 11,05% mai mica decat cea de la ciclul fara tratament, unde este $9,5 \cdot 10^7$ N/m².

POST26
tenslpr



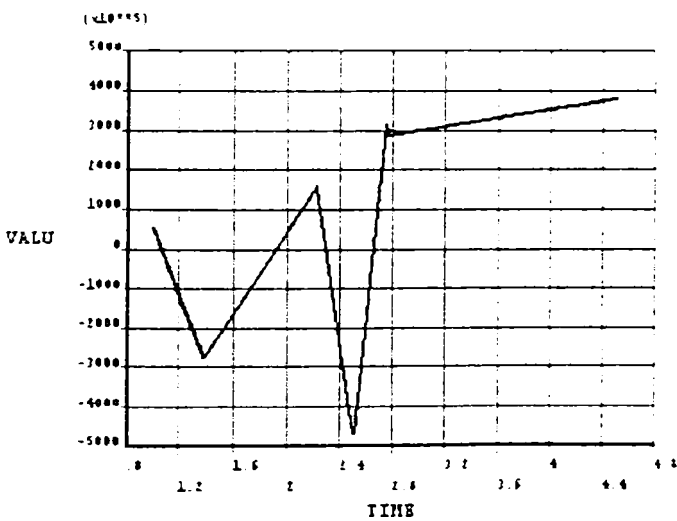
e) tija - nodul 14022

POST26
t1_10



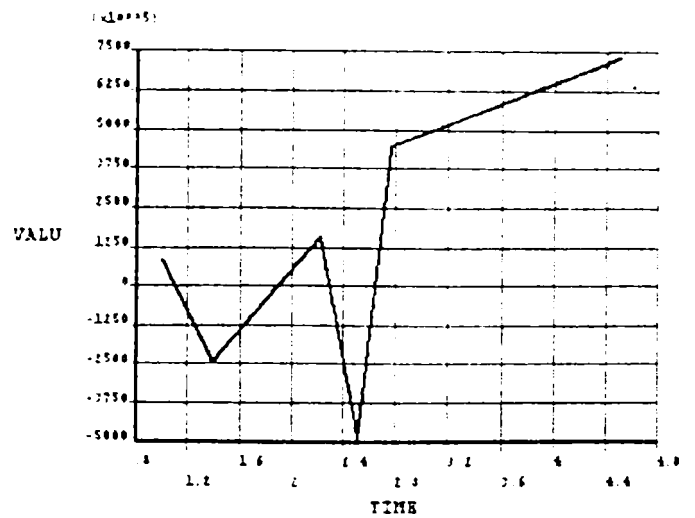
f) tija - nod 14064

POST26
t1_3



g) tija - nod 14062

POST26
t1_9



h) tija - nod 14063

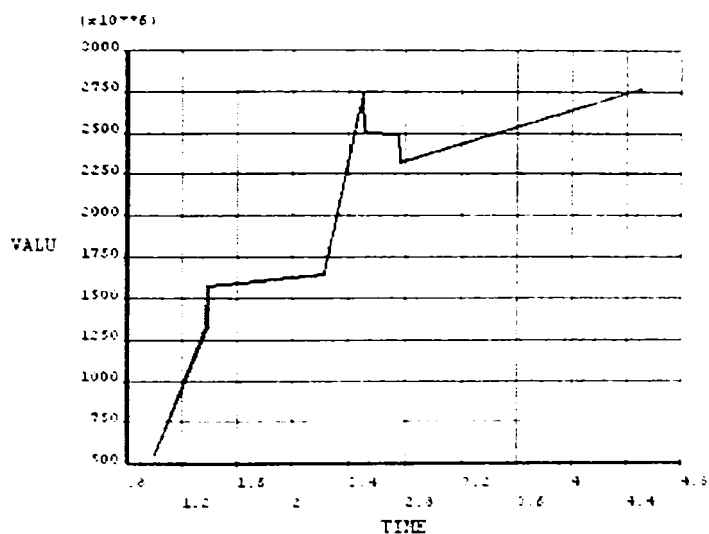
Fig. III.4.23 (a-h) – Variatia tensiunii principale 1 in noduri din limitator si tija pe parcursul procesului de sudare la ciclul cu tratament

Tot in tija, in nodurile din ZIT, fig.III.4.23 g) si h), varfurile de tensiune de compresiune de la etapa de sudare, respectiv de la cea de tratament sunt $-2,8 \cdot 10^8$ N/m² la sudare si $-4,8 \cdot 10^8$ N/m² la tratament pentru primul nod, respectiv $-2,5 \cdot 10^8$ N/m² la sudare si

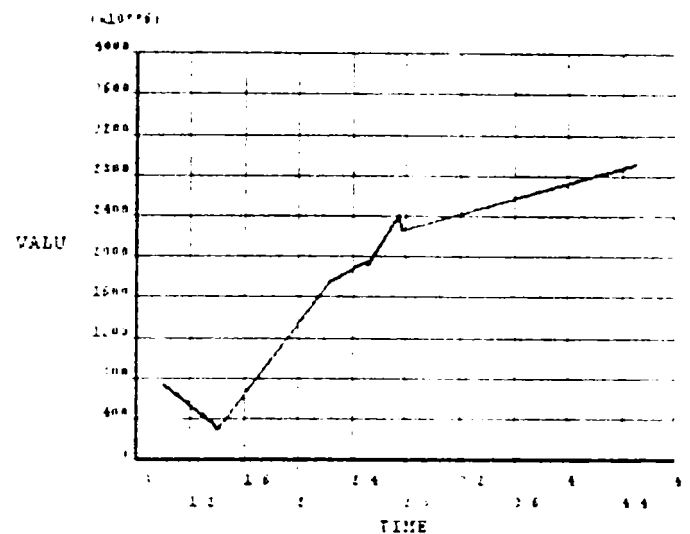
$-5,0 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ la tratament pentru cel de-al doilea. Pentru nodul din fig. III.4.23 g) tensiunea remanenta de intindere este $3,8 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, sub limita la curgere de $5,3 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, dar mai mica decat la ciclul de sudare fara tratament cu 23,23%, unde are valoarea $4,95 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$. Pentru nodul din fig.III.4.23 h) tensiunea remanenta de intindere este $7,45 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, cu 17,22% mai mica decat tensiunea remanenta de intindere din ciclul de sudare fara tratament, unde are valoarea $9 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$.

Variatia tensiunii von Mises pe parcursul procesului de sudare in aceleasi noduri din limitator si tija este prezentata in fig.III.4.24.

POST26
SEQV_7

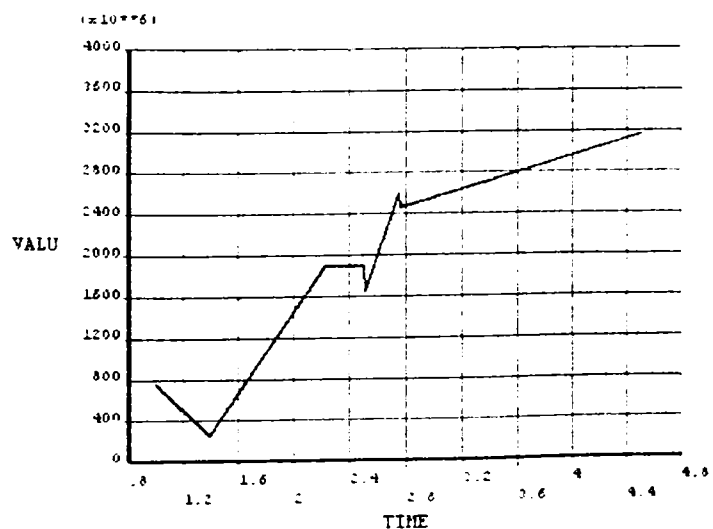


a) limitator – nod 11401

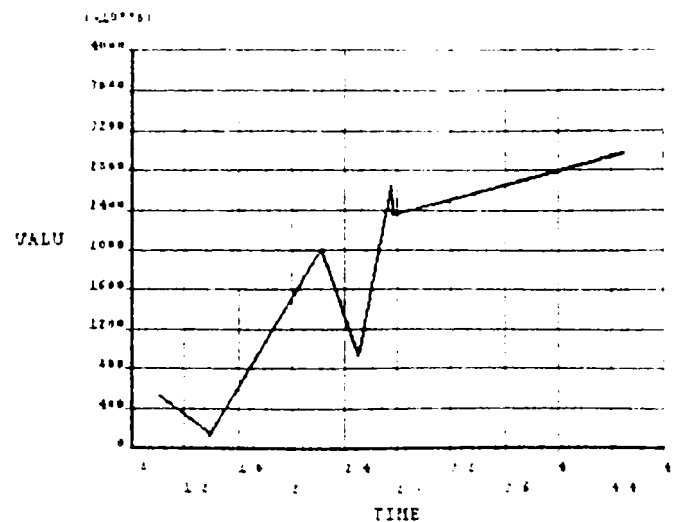


b) limitator – nod 12212

POST26
SEQV_15



c) limitator – nod 12208



d) limitator – nod 11260

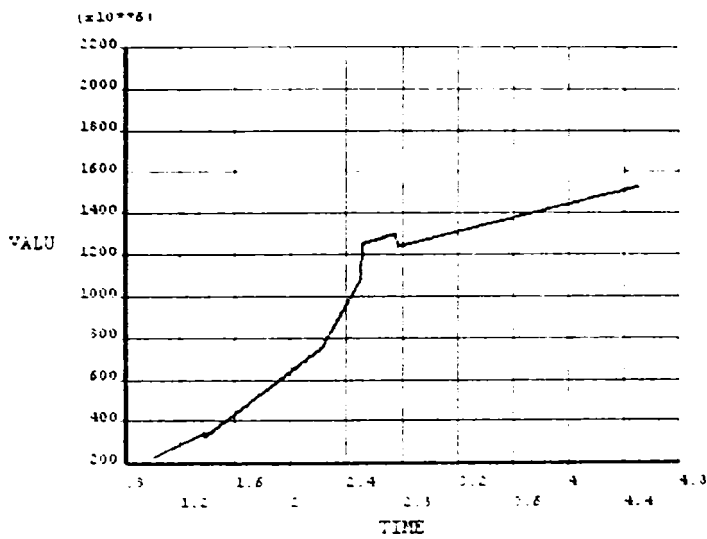
Fig. III.4.24 (a÷h) - Variatia tensiunii von Mises in limitator si tija pe parcursul procesului de sudare la ciclul cu tratament

Se observa ca, pentru limitator, tensiunile remanente de intindere dupa von Mises au valori apropiate de cele de la simularea ciclului de sudare fara tratament termomecanic: $2,8 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ pentru nodul marginal 11401, fig.III.4.24 a); $3,05 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ pentru nodul 12212 din ZIT, fig.III.4.24 b); $3,1 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, respectiv $2,95 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ pentru nodurile din ZIT, fig.III.4.24 e) si f), sub limita de curgere de $2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$.

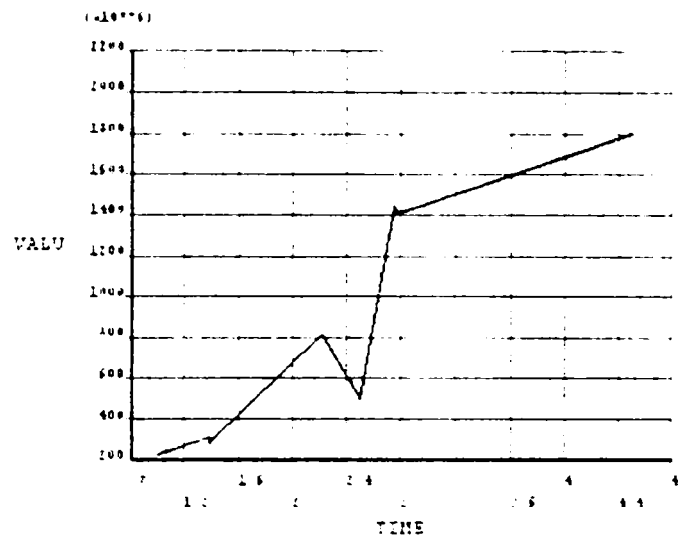
In tija, tensiunile remanente de intindere dupa von Mises au valori comparabile cu cele determinate de simularea ciclului de sudare fara tratament; $1,5 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in nodul marginal, fig.III.4.26 a); $1,8 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in nodul central, fig.24 f); $1,75 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, respectiv $1,88 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ in nodurile din ZIT, fig.III.4.24 g) si h), sub limita la curgere a otelului tijeii $5,3 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$.

25
11e2

POST26
SEQ1_1



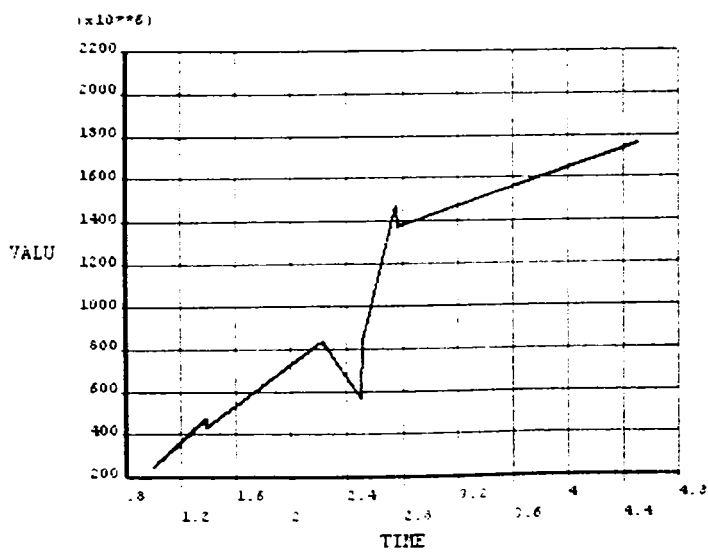
e) tija - nodul 14022



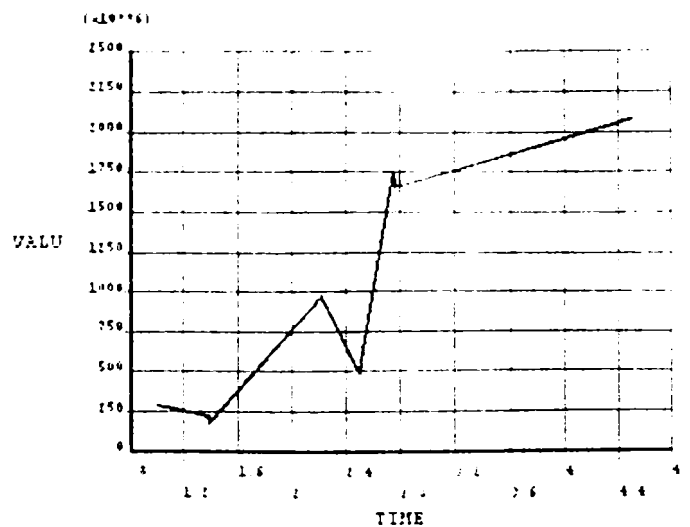
f) tija - nod 14064

26
11n1rcnMises

POST26
SEQ1_1



g) tija - nod 14062



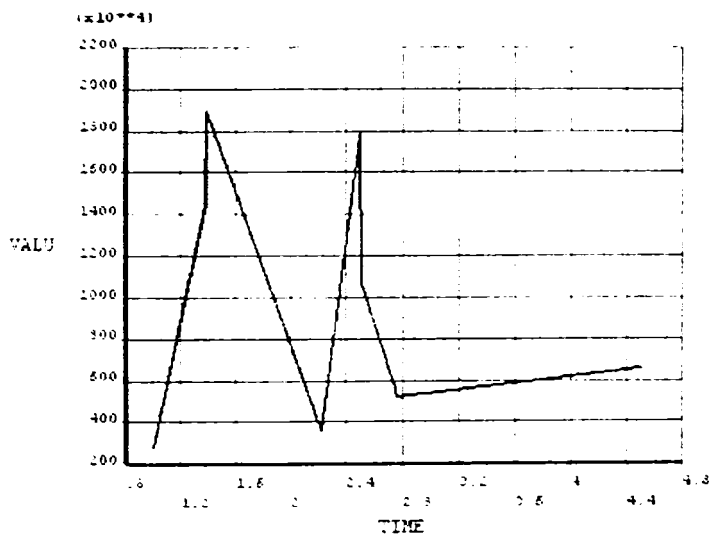
h) tija - nod 14063

Fig.III.4.24(a-h) - Variatia tensiunii von Mises in limitator si tija pe parcursul procesului de sudare la ciclul cu tratament

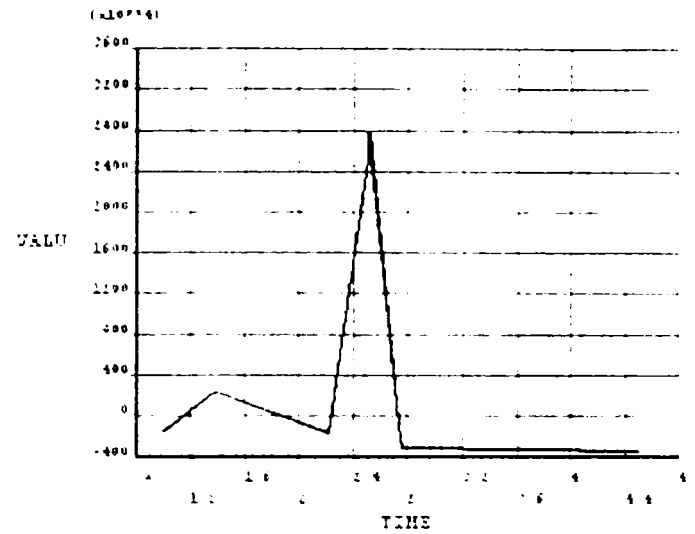
Variatia tensiunilor tangențiale de forfecare după planul xy în aceleași noduri din limitator și tijă pe parcursul procesului de sudare sunt prezentate în fig.III.4.25.

În general, după cum se poate observa, valorile tensiunilor de forfecare remanente sunt apropiate de cele de la ciclul de sudare fără tratament termomecanic și sunt mai mari în punctul sudat în tijă decât în limitator. În nodul marginal din limitator, fig.III.4.25 a), tensiunea remanentă (întindere) de forfecare are valoarea $0,65 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$. În nodul din ZIT, fig.III.4.25 b), tensiunea remanentă de forfecare (compresiune) este $-0,38 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, iar în nodurile centrale, fig.III.4.25 c) și d) tensiunea remanentă la forfecare este 0 în primul nod, respectiv $0,25 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ în cel de-al doilea. Toate valorile sunt mult mai mici decât limita la curgere.

POST26
 EXV_7

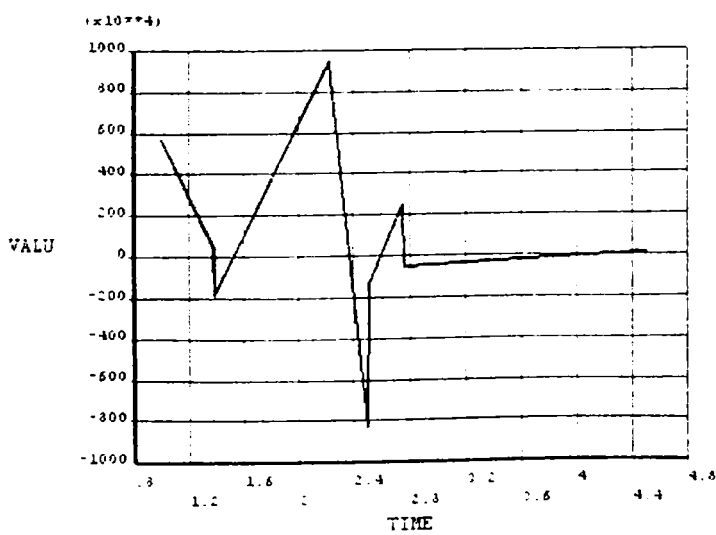


a) limitator – nod 11401

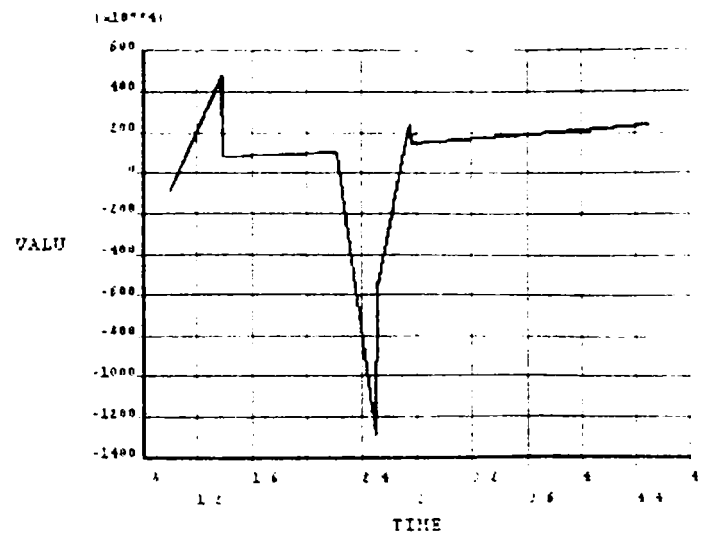


b) limitator – nod 12212

POST26
 EXV_10



c) limitator – nod 12208

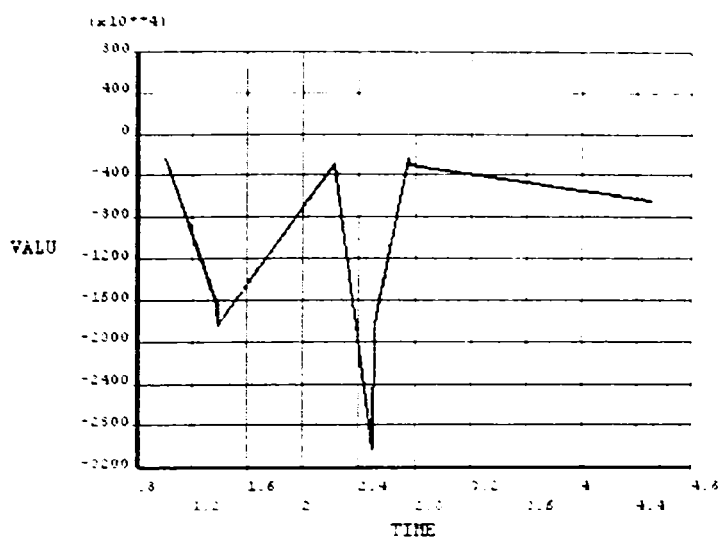


d) limitator – nod 11260

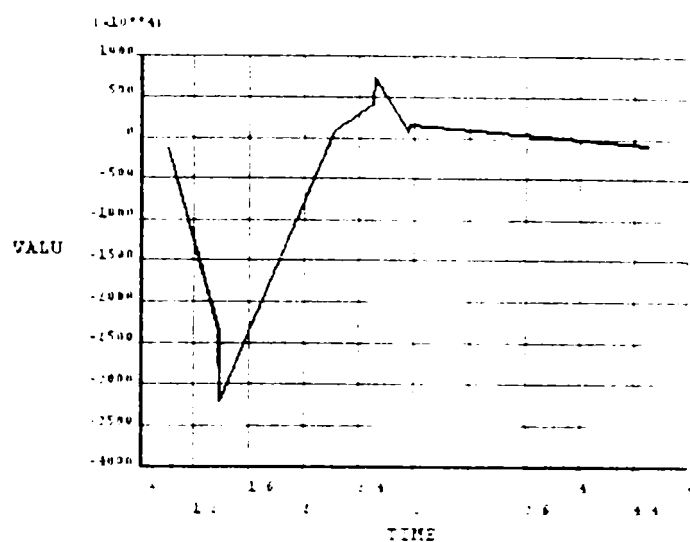
Fig. III.4.25 (a+h) - Variația tensiunii tangențiale de forfecare în planul xy în limitator și tijă pe parcursul procesului de sudare cu tratament

In nodul marginal din tija, fig.III.4.25 e), valoarea tensiunii remanente (compresiune) la forfecare este tot mica: $-0,65 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$. In nodul central, fig.III.4.25 f) tinde spre zero, iar in nodurile din ZIT, fig. III.4.25 g), h), este de compresiune $-1,4 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ in primul nod, respectiv $-0,9 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$. Toate sunt mult sub limita la curgere a otelului tije.

POST26
ZNY_7

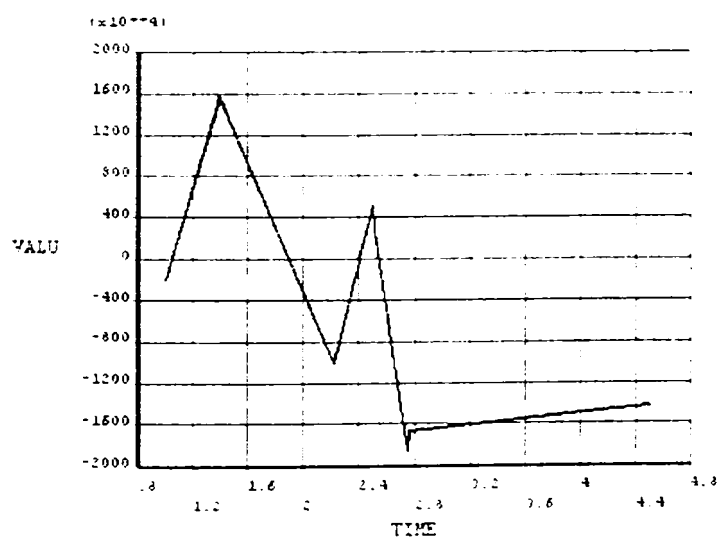


e) tija - nodul 14022

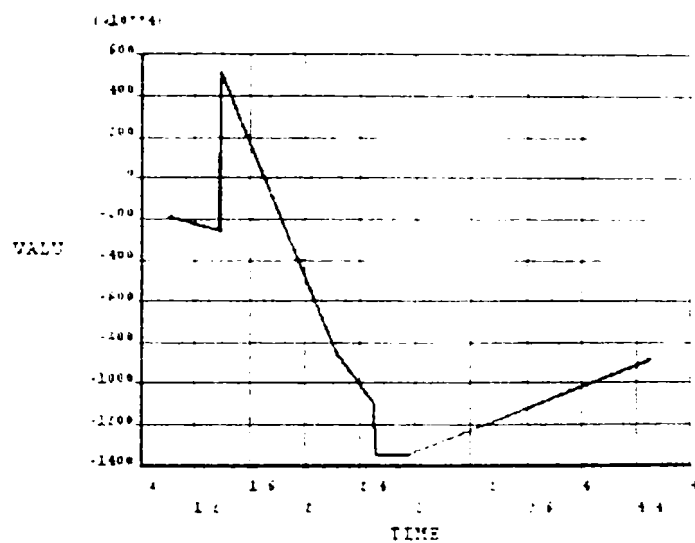


f) tija - nod 14064

POST26
ZNY_8



g) tija - nod 14062



h) tija - nod 14063

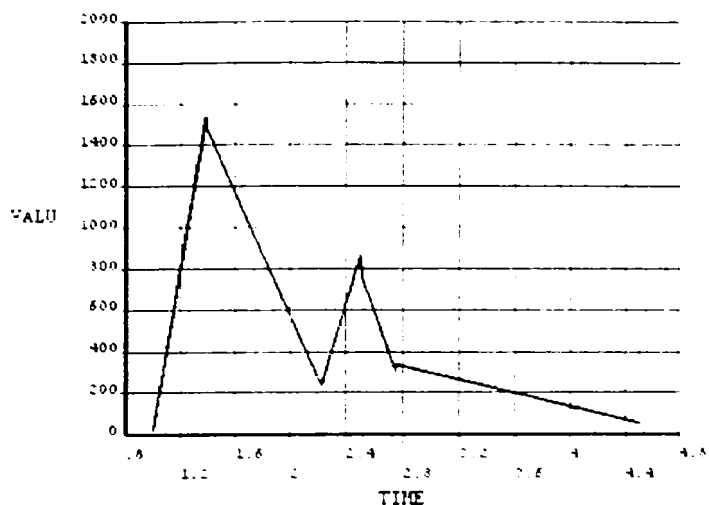
Fig. III.4.25 (a-h) - Variatia tensiunii tangentiale de forfecare in planul xy in limitator si tija pe parcursul procesului de sudare cu tratament

- Variatia temperaturii si a tensiunilor in interfata dintre piese

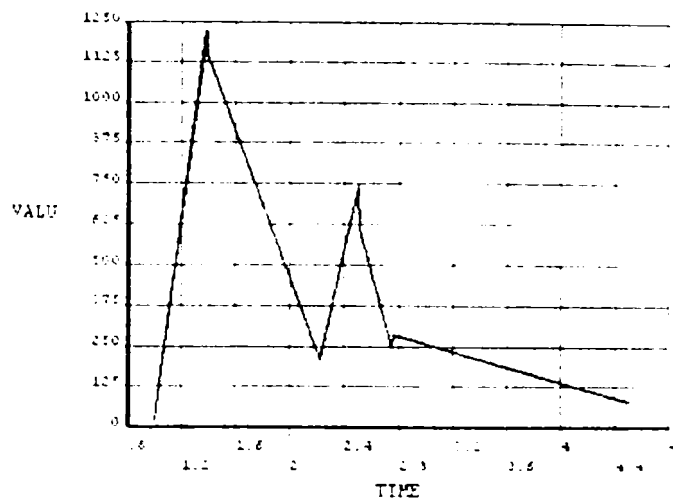
In fig.III.4.26 este prezentata variatia temperaturii pe durata procesului de sudare in aceleasi noduri analizate in interfata piesa-piesa la ciclul de sudare fara tratament. Dupa cum se observa, temperatura finala din etapa de racire se incadreaza in intervalul $M_s \div M_f$ calculat anterior ($326,25^\circ\text{C} \div 111,25^\circ\text{C}$), situandu-se in intervalul

272,45°C ÷ 208,33°C. Temperatura de incalzire din etapa de tratament termomecanic are valori apropiate de intervalul $A_{c1} \div A_{c3}$ (713,9°C ÷ 763,9°C) calculat pentru materialul tijei, respectiv 860,72°C pentru nodul central si 742,17°C pentru nodul din ZIT. Temperatura din nodul marginal este mai mica datorita distantei fata de centru, unde se initiaza fluxul termic, si a timpului scurt al procesului.

POST25
TEMP_7

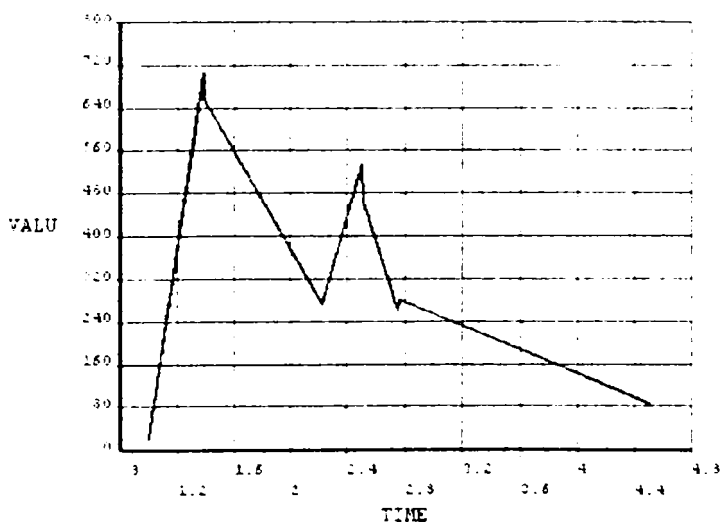


a) nod 13929



b) nod 13921

POST25
TEMP_4



c) nod 13917

Fig.III.4.26 - Variatia temperaturii in interfata dintre piese pe parcursul procesului de sudare

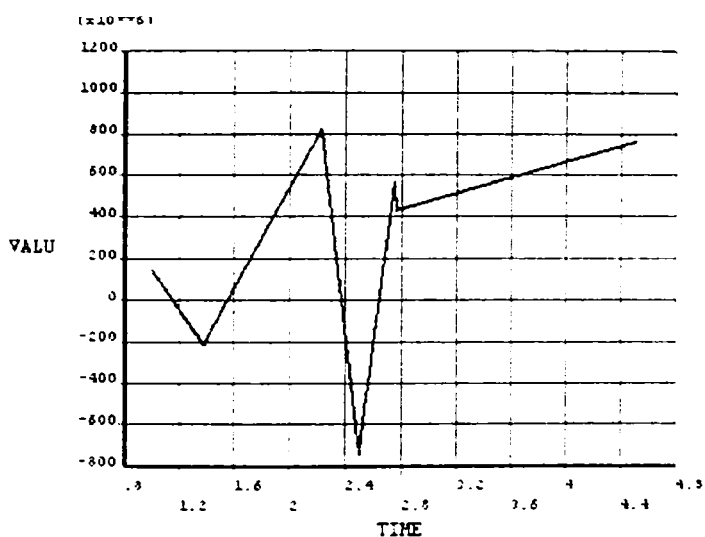
In fig.III.4.27 este prezentata variatia tensiunii principale 1 in aceleasi noduri din interfata. In etapa de sudare, valoarea tensiunii principale 1 pentru nodul central si cel din ZIT este aceeaasi, fig. III.4.27 a) si b): $-2 \cdot 10^8$ N/m² (compresiune). In etapa de racire dinaintea tratamentului termo-mecanic pentru nodul central din fig.III.4.27 a) sunt valori mai mari de intindere ale tensiunii dupa directia principala 1: $8,2 \cdot 10^8$ N/m², iar la etapa

de tratament tensiunea este de intindere: $5,8 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. Tensiunea remanenta de intindere este $7,8 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, mai mica cu 17,89% decat la ciclul de sudare fara tratament.

Pentru nodul dn ZIT, fig.III.4.27 b) tensiunile sunt mai mici: $6,2 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ (intindere) in etapa de racire dinaintea tratamentului, $-7,8 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, de compresiune, in etapa de tratament, iar tensiunea remanenta de intindere $2,1 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, cu 25% mai mica decat cea de la ciclul de sudare fara tratament.

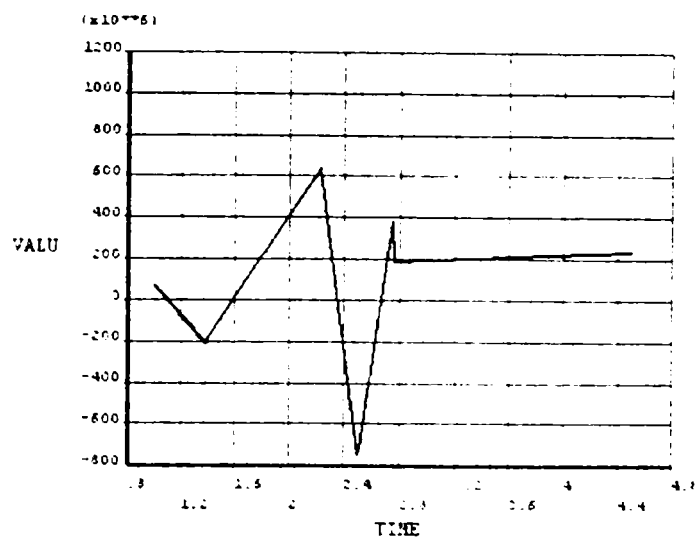
Pentru nodul marginal, fig.III.4.27 c), varfurile de tensiune depasesc limita de curgere de $2,48 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, in etapa de sudare tensiunea de intindere fiind $2,8 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$. La racirea dinaintea tratamentului tensiunea de compresiune este de $-7 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, valoarea tensiunii remanente fiind sub cea de la ciclul fara tratament: $1,25 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$.

POST26
SI_6

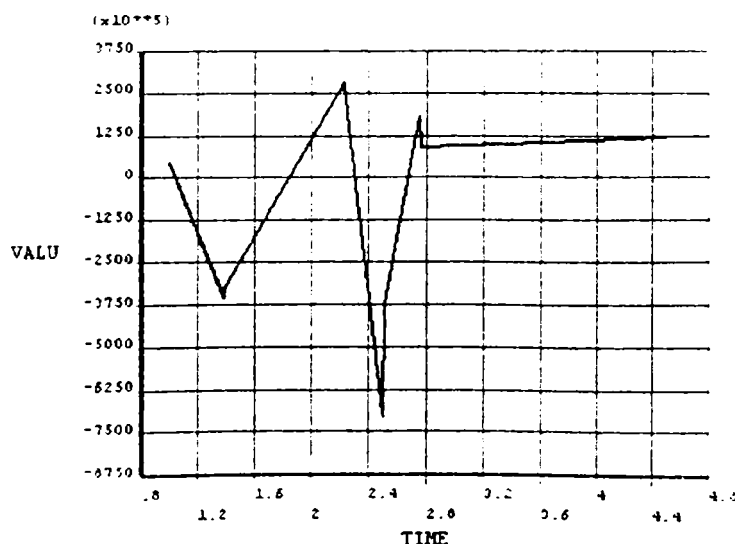


a) nod 13929

POST26
SI_7



b) nod 13921



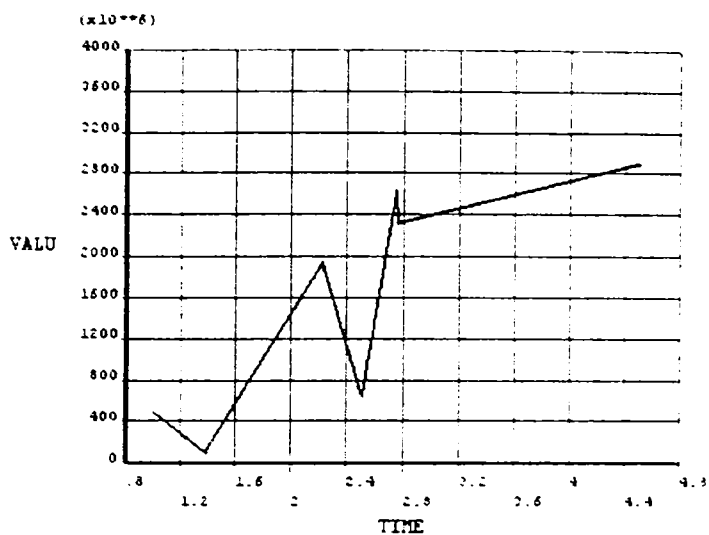
c) nod 13917

Fig. III.4.27 –Variatia tensiunii principale 1 in interfata dintre piese pe parcursul procesului de sudare.

Variatia tensiunii von Mises pe parcursul procesului de sudare in aceleasi noduri din interfata dintre piese este prezentata in fig.III.4.28.

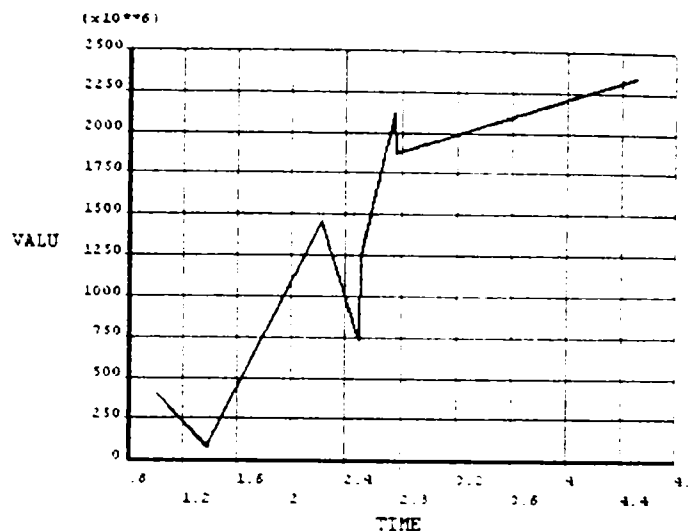
Pentru nodul central tensiunea remanenta este $2,9 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, fig. III.4.28 a), mai mare decat cea limita, iar pentru nodul din ZIT si cel marginal, fig.III.4.28 b) si c), valorile sunt mai mici: $2,37 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, respectiv $2,03 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$, valori de intindere comparabile cu cele de la ciclul de sudare fara tratament.

POST26
SEQV_3

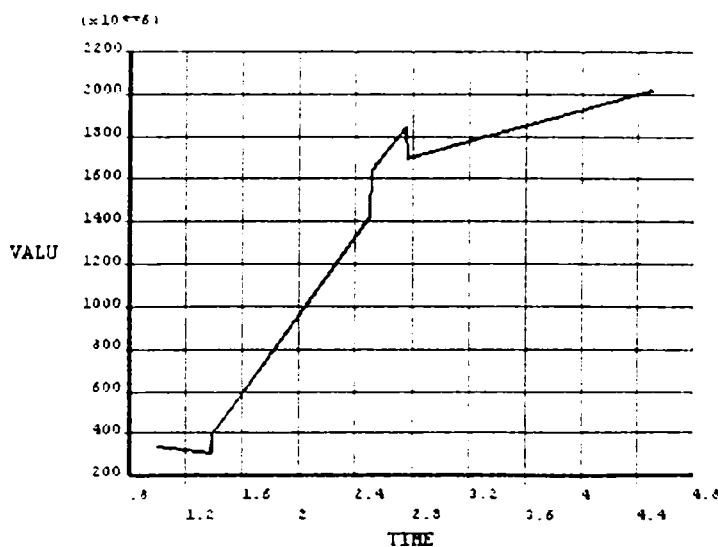


a) nod 13929

POST26
SEQV_10



b) nod 13921



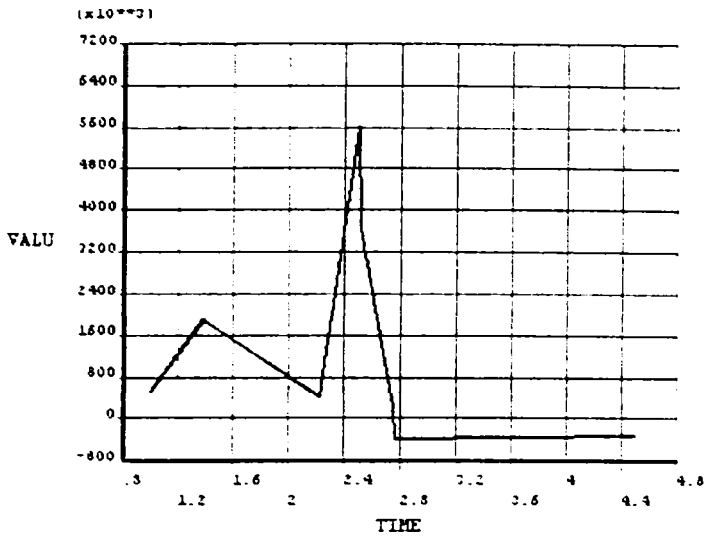
c) nod 13917

Fig. III.4.28 - Variatia tensiunii von Mises in interfata dintre piese pe parcursul procesului de sudare

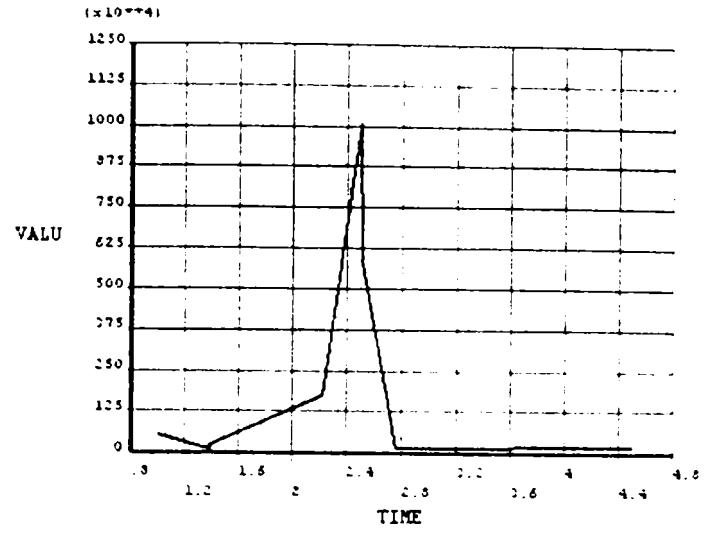
Variatia tensiunilor tangentiala de forfecare dupa planul xy in aceleasi noduri din interfata dintre piese este prezentata in fig.III.4.29.

In nodul central si cel din ZIT, fig.III.4.29 a) si b), varfurile de tensiune de intindere sunt mai mari $0,56 \cdot 10^7$ N/m², dar mult sub limita de curgere, iar tensiunile remanente sunt neglijabile. Pentru nodul marginal, varful de tensiune de compresiune este $-3 \cdot 10^7$ N/m², iar tensiunea remanenta $0,7 \cdot 10^7$ N/m², mult sub limita.

POST26
SXY_12

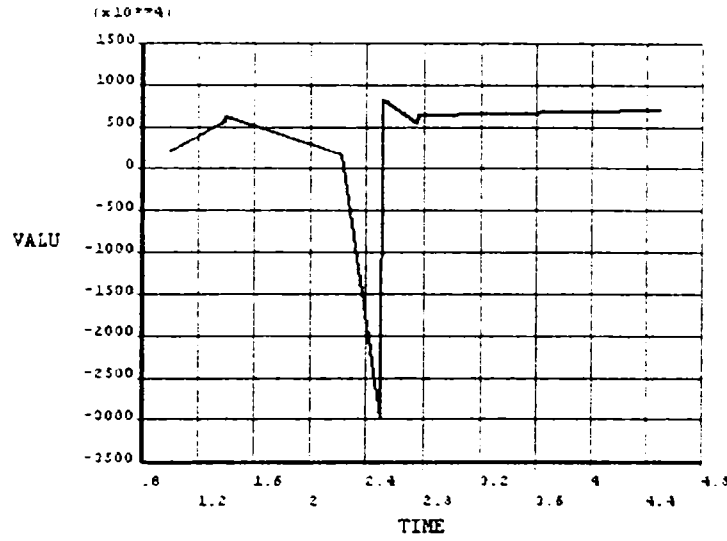


a) nod 13929



b) nod 13921

POST26
SXY_13



c) nod 13917

Fig. III.4.29 - Variatia tensiunii tangentiale in planul xy in interfata dintre piese pe parcursul procesului de sudare

4.5 Concluzii

Modelarea in element finit a procesului de sudare electrica prin presiune in puncte a unui otel moale cu unul slab aliat, adica aplicatia de la Cap.II.2 cu ciclul de sudare optimizat prin includerea unui tratament termo-mecanic post sudare, a simulat formarea punctului sudat si tratamentul termo-mecanic, a calculat temperaturile la sudare si tratament, tensiunile, evolutia si distributia lor in piese si in interfata dintre ele, evolutia si distributia campului termic in imbinare. S-a realizat aceasta analiza atat dupa diverse directii de analiza din limitator, tija si interfata, cat si variatia in timp a acestor parametri, in diverse noduri. Analiza efectului combinat termic si mecanic de-a lungul ciclului de sudare a fost realizat prin analiza cuplata termic-mecanic in element finit.

Din analiza variatiei temperaturii si tensiunilor dupa o directie se desprind urmatoarele:

- In etapa de racire aplicata inaintea tratamentului termic tensiunea principala 1 are in tija varfuri de intindere in zona centrala mult mai mari decat cele de compresiune din limitator, care au maximele tot in zona axei electrodului. Tensiunile dupa von Mises, de intindere atat in limitator cat si in tija, sunt mai mari decat cele dupa directia pincipalala 1, cu maxime tot in zona axei electrodului.
- In etapa de tratament termo-mecanic, tensiunile dupa directia principala 1 se reduc la jumatate si sunt de compresiune in tija. In limitator, valorile maxime de intindere apar tot in zona centrala si sunt de valori relativ mici.
- In etapa de racire brusca dinaintea tratamentului tensiunile sunt preponderent de intindere, cu varfuri aproape de limita de curgere.
- Temperaturile atinse in procesul simulat in etapa de racire brusca inaintea tratamentului si cea de tratament termo-mecanic se incadreaza in intervalele calculate pentru $M_s - M_f$ si $A_{c1} - A_{c3}$.
- In etapa de mentinere variatia tensiunilor este asemanatoare cu cea din etapa de racire brusca, dar cu tensiuni de valori mai mici.
- In etapa de racire finala tensiunile remanente de intindere dupa directia principala 1 in tija au in zona centrala doua varfuri, care sunt mai mici decat la

ciclul de sudare fara tratament. Pentru comparatie, in tabelul III.4.1 de mai jos sunt date valorile varfurilor tensiunilor remanente dupa directia principala 1 la ciclul de sudare fara si cu tratament. Varful de tensiune remanenta din limitator dupa directia principala 1 este de intindere in zona centrala, tinzand sa devina de compresiune spre marginile varfului electrodului, la distanta de cca 0,5 mm de tensiunile remanente avand varfuri de compresiune, dupa care in margini redevin de intindere.

Tabel III.4.1

Tija	Varf de tensiune principala 1 remanenta (variatia dupa o directie) ·10 ⁷ [N/m ²]		
	Ciclu de sudare fara tratament inclus	Ciclu de sudare cu tratament inclus	% de scadere la ciclul de sudare cu tratament inclus
Varf 1	8,088	9,5	14,86
Varf 2	7,3	9	18,88

In analiza variatiei temperaturii si tensiunilor in timp s-a determinat variatia temperaturii si tensiunilor dupa directia principala 1, von Mises si tensiunea tangentiala dupa axa xy in diverse noduri. S-a constatat ca:

- Temperaturile atinse in procesul simulat in etapa de racire brusca inaintea tratamentului, precum si cele din etapa de tratament termo-mecanic se incadreaza in intervalele calculate pentru $M_s - M_f$ si $A_{c1} - A_{c3}$.
- Cele mai mari valori ale tensiunii dupa directia principala 1 sunt in nodurile cu temperaturile cele mai mari la incalzire.
- Tensiunea remanenta dupa directia principala 1 in tija, limitator si interfata, in nodurile centrale si in ZIT, este mai mica decat la ciclul de sudare fara tratament. In tabelul III.4.2 sunt date valorile comparative si procentele de reducere a tensiunilor remanente la ciclul de sudare cu tratament comparativ cu cel fara. Se observa ca aplicarea unui ciclu de sudare cu tratament termo-mecanic inclus reduce tensiunile remanente dupa directia principala 1 chiar si la otelul moale, nu numai la cel durificabil.
- In imbinarea sudata din tija, tensiunile remanente dupa directia principala 1, de intindere, sunt mai mari decat cele din limitator, datorita compozitiei chimice a tijeii. Tensiunile remanente de intindere sunt cele mai defavorabile pentru ca ele determina initierea fisurilor si a ruperii, atat la solicitarea statica, cat si la oboseala. Deci reducerea tensiunilor prin aplicarea tratamentului termo-mecanic este foarte importanta in imbunatatirea proprietatilor mecanice ale imbinarii sudate.

- Tensiunile remanente de intindere dupa directia principala 1 sunt mai mici decat cele dupa von Mises, in tija, limitator si interfata. Valorile tensiunii remanente dupa von Mises se pare ca nu sunt influentate de tratament.
- Tensiunile tangentiale remanente dupa axa xy sunt mai mici decat cele dupa directia principala 1 sau dupa von Mises, in tija, limitator si interfata.

Tabel III.4.2 – Influenta tratamentului termo-mecanic asupra tensiunilor remanente

Localizare nod	Nr. nod	Temperatura la sudare [°C]	Temperatura la racire inaintea tratamentului [°C]	Temperatura in etapa de tratament [°C]	Tensiunea principala 1 remanenta la ciclul de sudare $\cdot 10^7$ [N/m ²]	Tensiunea principala 1 remanenta la ciclul de sudare cu tratament $\cdot 10^7$ [N/m ²]	% de reducere a tensiunilor remanente
Limitator	12208	1125	352,66	606,26	4,4	2,5	43,18
	11260	1514,2	239,53	838,24	8,5	7,0	17,64
Tija	14063	739,29	323,48	461,52	9,0	7,45	17,22
	14062	651,57	271,95	442,63	4,95	3,8	23,23
	14064	575,93	366,41	392,56	9,5	8,45	11,05
Interfata	13929	1533	236,60	860,72	9,5	7,8	17,89
	13921	1212,2	208,33	742,17	2,8	2,1	25

IV. Contributii personale si consideratii finale

In cele ce urmeaza vor fi relevate principalele contributii in ordinea de prezentare pe capitole a lucrarii.

I. Sistematizarea cercetarilor actuale in domeniul optimizarii ciclului de sudare electrica prin presiune.

- Evidentierea deosebirilor din punct de vedere al transformarilor structurale care au loc la un ciclu de sudare comparativ cu un ciclu de tratament termic.
- Comportamentul diferitelor tipuri de oteluri (grupate in functie de continutul in carbon si elemente de aliere) la sudare electrica prin presiune in functie de compozitia chimica; influenta continutului in carbon si elemente de aliere asupra sudabilitatii, calitatii si proprietatilor mecanice ale imbinarii sudate.
- Metode moderne de anticipare a transformarilor structurale sau a tensiunilor rezultate ca urmare a sudarii electrice prin presiune – modelare microstructurala sau modelare cu element finit.

II. Studiul experimental al influentei compozitiei chimice asupra microstructurii si rezistentei mecanice a imbinarii sudate. S-au prezentat doua aplicatii practice de subansambluri sudate din industrie;

- Primul – un subansamblu format din niplu sudat electric prin presiune in relief pe o tabla, realizat in doua situatii, in care fiecare dintre piese are alt tip de otel;
- Cel de-al doilea – subansamblu format din inel din otel carbon moale sudat pe tija din otel durificabil.

Se remarca aici urmatoarele aspecte:

- In ambele cazuri au fost efectuate experimente pe piese cu forma, grosimi si oteluri diferite, ceea ce nu se intalneste in literatura de specialitate, unde experimentele se realizeaza in general pe table sudate electric prin presiune in puncte, de aceleasi grosimi.

- S-au evidentiat in special influenta compozitiei chimice si a grosimii, dar si a parametrilor de sudare asupra microstructurii, duritatii si rezistentei mecanice a imbinarii.
- S-au proiectat masinile pe care au fost realizate experimentele, precum si tehnologiile de sudare.

III. Au fost realizate trei simulari cu element finit, cu unul dintre cele mai puternice programe de simulare in element finit ANSYS, si anume:

- Un ciclu de sudare electrica prin presiune in puncte a doua table.
Din simulare s-au obtinut variatia temperaturilor, deformatiilor si a tensiunilor in toate etapele ciclului de sudare pe diverse directii de analiza din piese si interfete, dar si mecanismul de formare a unui punct sudat. S-au determinat si analizat si tensiunile remanente, mai rar intalnit in literatura de specialitate, fiind analizat mai ales comportamentul la oboseala sau la anumite tipuri de solicitari.
- Ciclul de sudare electrica prin presiune in puncte pentru subansamblul limitator-tija pentru care au fost realizate experimente de sudare. Modelarea in element finit a simulat formarea punctului sudat, a calculat temperaturile si tensiunile, evolutia si distributia lor in piese si in interfata dintre ele, evolutia si distributia campului termic in imbinare.
 - S-a realizat analiza rezultatelor atat dupa diverse directii din bucsa, arbore si interfata, cat si variatia in timp a acestor parametri, in diverse noduri din limitator, tija si interfata dintre ele.
 - S-au determinat influenta formei si grosimii pieselor in stabilirea contactului la sudare si variatia tensiunilor cand contactul nu se realizeaza intre doua suprafete plane, ci intre doua piese cilindrice, intre care contactul initial se realizeaza dupa o generatoare.
 - S-a determinat mecanismul de formare a punctului sudat cand piesele au forma cilindrica.
 - S-a realizat analiza tensiunilor remanente ca raspuns al microstructurilor diferite a celor doua oteluri la ciclul de sudare. Nu s-a gasit in literatura de specialitate acest mod de abordare si determinare a influentei compozitiei chimice asupra ciclului de sudare, respectiv a microstructurii otelului asupra proprietatilor

mecanice la sudarea electrica prin presiune in puncte. In plus, masurarea experimentală a tensiunilor remanente se poate realiza prin difracție neutronică pe reactor nuclear experimental, ceea ce nu este chiar la îndemână.

- Ciclu de sudare optimizat cu un tratament termo-mecanic inclus după sudare, pentru aceeași aplicație - subansamblul sudat tija-limitator.

Modelarea în element finit a simulat formarea punctului sudat, a calculat temperaturile și tensiunile, evoluția și distribuția lor în piese și în interfața dintre ele, evoluția și distribuția câmpului termic în îmbinare.

- Analiza rezultatelor s-a realizat atât după aceleași direcții din limitator, tija și interfața, precum și variația în timp a acestor parametri, în aceleași noduri ca și la analiza ciclului de sudare fără tratament, în scopul determinării influenței tratamentului termo-mecanic asupra tensiunilor remanente.
- S-a pus în evidență scăderea considerabilă a tensiunilor remanente ca urmare a tratamentului termic aplicat. În literatura de specialitate s-a abordat optimizarea procesului de sudare prin aplicarea tratamentului termo-mecanic inclus prin simulare microstructurală sau doar experimental. Nu s-a găsit simularea cu element finit a unui ciclu de sudare optimizat, la care să se aplice atât o preîncălzire, cât și un tratament termo-mecanic inclus. De asemenea, nu s-a găsit acest mod de abordare al optimizării ciclului prin analizarea tensiunilor remanente, care reflectă starea de tensiune în punctul sudat, deci rezistența mecanică a îmbinării sudate.

BIBLIOGRAFIE

- [1] ***, ANSYS Inc. Theory Reference, ANSYS Release 8.0, oct.2003.
- [2] ***, ANSYS Training Manual, version 7.0, 2003, SAS IP Inc.
- [3] ***, CR 12361:1996 - Essais destructifs des soudures matériaux métalliques – Réactifs pour examen macroscopique et microscopique.
- [4] ***, EN 10277 – 5:1999 – Bright steel products -Technical delivery conditions - Part 5: Steels for quenching and tempering.
- [5] ***, EN 1792, Welding – Multilingual list of terms for welding and related processes.
- [6] ***, IIW III-1005-93 – Procedure for spot welding of uncoated and coated low carbon and high strength steels.
- [7] ***, IIW III -1006-93 – Procedures for determining the weldability lobe for resistance spot, projection and seam welding.
- [8] ***, ISO/DIS 16432/2002 Resistance welding - Recommendation for projection welding of coated and uncoated low carbon steels using embossed projections.
- [9] ***, ISO/DIS 10447/2003 Resistance welding – Peel and chisel testing of resistance spot and projection welds.
- [10] ***, ISO 865 - Slots in platens for projection welding machines.
- [11] ***, ISO 5182 Resistance welding – Materials for resistance welding electrodes and ancillary equipment.
- [12] ***, ISO 5184 – Straight resistance welding spot welding electrodes.
- [13] ***, ISO 8167 – Projections for resistance welding.
- [14] ***, ISO 14270 – Specimen dimensions and procedure for mechanical peel testing.
- [15] ***, ISO 14271 – Vickers hardness testing of resistance spot, projection and seam welds.
- [16] ***, ISO 17657-1-Resistance welding – Welding current measurement for resistance welding - Part 1: Guideline for measurement
- [17] ***, ISO 17657-2 Resistance welding – Welding current measurement for resistance welding - Part 2: Welding current meter with sensing coil.
- [18] ***, ISO 17657-3 Resistance welding – Welding current measurement for resistance welding - Part 3: Current sensing coil.

- [19] ***, ISO 17677 – General terms and definitions used for resistance welding
- [20] ***, SR 404: 1998 – Tevi din otel fara sudura laminate la cald pentru constructii.
- [21] ***, SR EN 1043/1-97 – Incercari distructive ale imbinarilor sudate din materiale metalice. Incercari de duritate.
- [22] ***, SR EN 1321/2000 - Incercari distructive ale imbinarilor sudate din materiale metalice. Examinarea macroscopica si microscopica a imbinarilor sudate.
- [23] ***, SR EN 10130+A1/2000 – Produse plate laminate la rece din otel cu continut scazut de carbon pentru ambutisare sau indoire la rece.
- [24] ***, SR EN 10139: 1999 – Benzi inguste laminate la rece cu continut scazut de carbon pentru deformare la rece. Conditii tehnice de livrare.
- [25] ***, SR EN 10140: 1998 – Banda ingusta laminata la rece. Tolerante la dimensiuni si forma.
- [26] ***, SR EN 28167-1994 – Bosaje pentru sudare electrica prin presiune.
- [27] ***, SR EN 28665-1995 – Canale in platourile masinilor de sudat in relief.
- [28] ***, SR ISO 643 -1994 – Determinarea micrografica a marimii grauntelui feritic sau austenitic al otelurilor.
- [29] ***, SR ISO 5000–1997 – Structuri si constituenti metalografici ai produselor feroase.
- [30] ***, SR ISO 5182 -1993 – Materiale pentru electrozi pentru sudare electrica prin presiune si echipamente anexe.
- [31] ***, Standard for Automotive Resistance Spot Welding Electrodes, AWS D8.6-77, Miami, 1977.
- [32] ***, STAS 165-83 – Incercarea de duritate Brinell.
- [33] ***, STAS 492/1-85 - Incercarea de duritate Vickers.
- [34] ***, STAS 500/2 – 80 – Oteluri de uz general pentru constructii.
- [35] ***, STAS 4203-74 – Luarea si pregatirea probelor metalografice
- [36] ***, STAS 5000-97 – Structuri si constituenti metalografici ai produselor feroase.
- [37] ***, STAS 7932/1-90 – Incercarile imbinarilor sudate in puncte, in relief si in linie ale metalelor. Incercare la forfecare prin tractiune.
- [38] ***, STAS 7932/2-90 - Incercarile imbinarilor sudate in puncte si in relief ale metalelor. Incercare la tractiune.
- [39] ***, STAS 7932/3-90 – Incercarile imbinarilor sudate in puncte, in relief si in linie ale metalelor. Incercarea tehnologica prin smulgere.
- [40] ***, STAS 7932/4-90 – Incercarile imbinarilor sudate in puncte, in relief si in linie ale metalelor. Incercare la rasucire.
- [41] ***, STAS 7932/5-90 – Incercarile imbinarilor sudate in puncte, in relief si in linie ale metalelor. Incercarea la duritate.

- [42] *** STAS 8183-80 – Oteluri pentru tevi fara sudura de uz general. Marci si conditii tehnice de calitate.
- [43] *** STA S 8184-87 – Oteluri pentru tevi utilizate la temperaturi ridicate.
- [44] ***, STAS 9485-80 – Table laminate la rece.
- [45] ***, STAS 10592/1-78 – Sudarea metalelor. Analiza metalografica a imbinarilor sudate prin presiune.
- [46] ***, STAS 11051/1-84, Masini de sudat electric prin presiune. Conditii tehnice generale.
- [47] ***, STAS 11051/3-86, Masini stationare de sudat electric prin presiune in puncte, linie si relief. Parametri principali.
- [48] ***, STAS 11182-79 – Electrozi de contact pentru sudarea in puncte, in relief si in linie. Clasificare.
- [49] ***, STAS 11244-79, Imbinari sudate in puncte ale otelurilor. Clase de executie.
- [50] ***, STAS 11253-85 – Imbinari sudate. Bosaje pentru sudarea in relief a tablelor de otel. Forme si dimensiuni.
- [51] ***, STAS 12279-84 - Imbinari sudate in puncte, in relief si in linie. Elemente constructive si dimensiuni.
- [52] ***, STAS 13107-92 – Sudare electrica prin presiune in puncte a tablelor de otel cu continut scazut de carbon, neacoperite si acoperite. Prescriptii de executie si conditii pentru inspectie.
- [53] ***, STAS 13108-92 - Sudare electrica prin presiune in relief a tablelor de otel cu continut scazut de carbon, neacoperite si acoperite. Prescriptii de executie si inspectie.
- [54] *** Metals Handbook, Ninth Edition, Vol.6, Welding, Brazing and Soldering, American Society for Metals, Ohio, 1987.
- [55] ***, Pratiques recommandées pour le soudage par résistance, Edition Techniques Languépin, 1971.
- [56] ***, Recommended Practices for Resistance Welding, AWS C1.1M/C1.1:2000.
- [57] ***, Resistance Welding Manual, Third Edition, vol.I, II, RWMA, Philadelphia, 1956.
- [58] ***, Richtwerte zum Punkt-, Buckel- und Nahtschweißen, H.A. Schlatter A.G., 1995.
- [59] ***, The Constant Temperature Transformation TTT Curves,
<http://www.key-to-steel.com>
- [60] ***, The Tempering of Martensite: Part one,
<http://www.key-to-steel.com/Articles/Art128.htm>
- [61] ***, Welding Handbook, Seventh Edition, Volume 1 – Fundamentals of Welding, AWS, 1976.

- [62] ***, Welding Handbook, Seventh Edition, Volume 4 – Metals and their Weldability.
- [63] ***, Welding Handbook, Eight Edition, Volume 1 - Welding Metallurgy, AWS, 1991.
- [64] ***, Welding Handbook, Eight Edition, Volume 2 - Welding processes AWS, 1991.
- [65] Alcini, W.V. - A measurement window into resistance welding, Welding Journal 69(2), pg.47-50, 1990
- [66] Anastassiou, M., Babbit, M. and Lebrun, J.L. – Residual stress and microstructure distribution in spot- welded steel sheet: Relation with fatigue behavior, Material Science and Engineering A125:141-156.
- [67] Andrews, D.R., Dunn, A., Broomhead, J. – Dynamic deviation monitoring for resistance welding – a low budget system, Welding Research International 1976, 6(4), pg. 1-27.
- [68] Babu, S.S., Goodwin, G.M., Rohde, R.J. and Sielen, B. – Effect of boron on the microstructure of low carbon steel resistance seam welds, Welding Journal, no.6 /1998, pg. 249-s la 252-s.
- [69] Badeshia, H.K.D.H. and Svensson, L.-E - – Mathematical Modelling of Weld Phenomena, H Cerjack and K.E.Easterling Eds., Institute of Materials, London, 1993, pg.109-180
- [70] Bae D.H., Sohn I.S. and Hong J.K. – Assessing the effects of residual stresses on the fatigue strength of spot welds, Welding Journal, 82(1) 2003, pg. 18-s la 23-s.
- [71] Bang, K-s., Ahn, Y-h. – Weldability of Direct Quenched, Low Carbon, Ti-B-Containing Steels, Welding Journal, no.4 /1997, pg.151-s la156-s.
- [72] Blondeau R., Maynier P. and Vieillard-Baron B. – Mathematical model for the calculation of mechanical properties of low alloy steel metallurgical products: a few examples of its applications, Proc. Int. Conf. Heat Treatments '76, Metals Society, London.
- [73] Bruckner, W.H. - Metallurgy of Welding, Pitman, London, 1954.
- [74] Burbank, G.E., Taylor, W.D. – Ultrasonic in-process inspection of resistance spot welding, welding Journal 44(5), pg 193-s.
- [75] Cartis, I. Gh. – Tratamente termice, Ed. Facla 1982.
- [76] Cartis, I. Gh. -Tratamente termochimice, Ed. Facla Timișoara, 1988.
- [77] Chang B.H., Li M.V., and Zhou Y. – Comparative study of small scale and large scale resistance spot welding, Science and Technology of Welding and Joining 2001, vol.6 no.5.
- [78] Chang, H.S. and Cho, H. S. - A study of the Shunt Effect in Resistance Spot welding, Welding Journal, no.8 /1990.
- [79] Chao, Y.J – Ultimate strength and failure mechanism of resistance spot weld subjected to tensile, shear or combined tensile/ shear loads, Journal of Engineering Materials

and Technology, Vol. 125, pg.125-132, April 2003.

- [80] Cho H.S., Cho Y.J., A study of thermal behaviour in resistance spot welds, *Welding Journal*, 67(6) 1989, pg.236-s la 244-s).
- [81] Chuko, W.L. and Gould, J.E. – Development of appropriate spot welding practice for transformation-hardened steels, *Welding Journal* vol.81(1), 2002, pg 1-s la 7-s.
- [82] Cretteur, L., Koruk, A. I. – Improvement weldability of TRIP steels by use of in situ pre- and post-Heat Treatments, IIW-IIS/Doc.III-1218-02.
- [83] Dickinson, D.W., Franklin, J.E., Stanya, A. – Characterization of spot welding behavior by electrical parameter monitoring, *Welding Journal* 59(6), pg.170-s+176-s.
- [84] Feng Z., Babu S.S., Santella M.L., Riemer B.W. and Gould J.E.– An incrementally coupled electrical-thermal-mechanical model for resistance spot welding, 5th International Conference on Trend in Welding Research, Pine Mountain, G.A., 1998, <http://mindeweb.ms.ornl.gov/PNGV/publications/PineMountain/Zhili.PDF>
- [85] Fogarassy P., Safta V. – Current Flow Analysis in Resistance Spot Welding, *Mathematical Modelling of Weld Phenomena*, Graz, 1997.
- [86] Fogarassy, P. – Sistem expert pentru sudarea electrica prin presiune, Editura Sudura, Timisoara, 1999.
- [87] Gadea, S., s.a.,- Metalurgie fizica si studiul metalelor, vol I – III. Ed. Didactica si Pedagogică Bucuresti, 1983.
- [88] Gedeon, S.A. - Measurement of dynamic electrical and mechanical properties of resistance spot welds, *Welding Journal* 66(12), 378 s-382 s, 1987.
- [89] Geru, N., s.a., - Materiale metalice. Structură, proprietati, utilizări. Ed. Didactica si Pedagogica Bucuresti, 1985.
- [90] Gohil A. V., Patel S. M. - The Finite Element Modeling of Resistance Spot Welding, www.boulder.nist.gov/div853/Events%20-%20Welding%20Conference/Weld_Papers/1-3%20Gohil-manuscript.doc, 2004.
- [91] Gould, J.E., - An examination of nugget development during spot welding using both experimental and analytical techniques, *Welding Journal* 65(1)1987, pg.1-s la 10-s.
- [92] Gould, J.E. – Progress on the Development of Welding Advanced High-Strength Steels, “Great Design in Steel” Seminar 2004 www.autosteel.org.
- [93] Greenwood, J.A. – Temperatures in spot welding, *British Welding Journal*, 1961 pg.316-322.
- [94] Greitman M.J. - Numerical simulation of the resistance spot welding process using spot welder; H Cerjack – *Mathematical Modeling of Weld Phenomena 4*, *Mathematical Modeling Series*, Cambridge, U.K. 1988.
- [95] Grong, O. - *Metallurgical Modeling of Welding*, 2nd ed., The Institute of Materials,

London 1997.

- [96] Gupta, O.P. – Numerical modeling of resistance spot welding process; H Cerjack – Mathematical Modeling of Weld Phenomena 4, Mathematical Modeling Series, Cambridge, U.K. 1988.
- [97] Han, Z., Indacochea, J.E., Chen, C.H. and Bhat, S.– Weld nugget development and integrity in resistance spot welding of high-strength cold-rolled sheet steels, Welding Journal 72 (5)1993, pg.209-s la 216-s.
- [98] Han, J.E., Orozco and Chen C. H. - Resistance spot welding: a heat transfer study, Welding Journal, 67(9) 1989, pg. 363-s la 371-s.
- [99] Henrysson H.F., Abduwahab F., Josefson B, L., Fermer M. – Residual Stresses in Resistance Spot Welds, X-Ray Measurements and Influence on Fatigue Behavior, Welding in the World, Vol.43, no.1, 1999. pg. 55-63.
- [100] Houchen, A. F., Page, R. E., Yang, W. H. – Numerical modeling of resistance spot welding, numerical modeling of manufacturing processes, ASME Winter Conference, 1977, pg.117-129.
- [101] Ion J. C., Easterling K. E., and Ashby M. F. - A second report on diagrams of microstructure and hardness for heat-affected zones in welds, Acta Metallurgica, Vol.32, 12/1984, pg.1949 – 1962.
- [102] Jones S. J. and Bhadeshia H. K. D. H. - Kinetics of the Simultaneous Decomposition of Austenite into Several Transformation Products, Acta Metallurgica et Materialia, 45 (1997), pg. 2911-2920.
- [103] Johnson, K.I. – Resistance welding quality-control techniques, Metal Construction 1973, pg. 176-181.
- [104] Kim, E.W., Eagar, T.W. - Measurement of transient temperature response during resistance spot welding - Welding Journal 68(8), 1989.
- [105] Lancaster, J.F. - The metallurgy of welding, brazing and soldering, George Allen & Unwin Ltd., 1965.
- [106] Leca, A., Pop, M. G., s.a. -Indrumar. Tabele, nomograme si formule termotehnice, Editura Tehnica, Bucuresti 1987.
- [107] L'heureux, G.E., Belotte, E.J. - Le soudage par résistance, Dunod, Paris, 1965.
- [108] Linnert, G.E., - Welding Metallurgy, Third Edition, AWS, 1967.
- [109] Mateiu H., Spornic L., Hojda S. – Simularea sudarii in puncte cu ajutorul programului ANSYS a tablelor din otel moale, Conferinta ISIM 2005.
- [110] Matsuyama, K. – Procedure for Reducing the Solution Time by Using Numerical Simulation Techniques for the Measurement of Weld Nugget Diameter, IIW in Beijing, Doc.No.III-1028-1994.

- [111] Matsuyama, K. – Welding current measurement for resistance welding, IIW Doc.III 1249-03.
- [112] Mitelea, I., Budau, V., - Studiul metalelor – Indreptar tehnic, Ed. Facla, Timisoara, 1987.
- [113] Mitelea, I., ș.a., - Stiința materialelor în construcția de masini, Ed. Sudura, Timisoara, 1999.
- [114] Mocanu, D.R. s.a. – Analiza experimentală a tensiunilor, vol.I, II, Editura Tehnica, Bucuresti 1977.
- [115] Muntean, M., Spornic, L. - Cercetari în domeniul proiectării sistemelor de alimentare automata a masinilor universale de sudat electric prin presiune în puncte și relief, Sesiunea de comunicări științifice, ISIM 1995.
- [116] Muntean M., Spornic L.- Cercetari în vederea elaborării unor tehnologii de durificare cu pulberi pe masini de sudat electric prin presiune, Conferinta Nationala de Sudura. Timisoara, 1994.
- [117] Nădășan, S., Rațiu, M., Safta, V., Slătineanu, R., - Încercări și analize de metale. Ed. Tehnică București, 1965.
- [118] Negre, J. - Le soudage électrique par résistance, 5-eme Edition revue et augmente. Publications de la Soudure Autogène, Paris, 1980.
- [119] Nied, H.A. - The finite element modeling of the resistance spot welding process, Welding Journal, 63(4) 1984, pg.123-s la 132-s.
- [120] Perta, Gh. - Tehnologii de sudare prin presune, Editura UTT, Timisoara, 1993.
- [121] Posea, N. – Rezistența Materialelor, EDP, Bucuresti, 1979.
- [122] Raduta, A. – Elemente de știința și ingineria materialelor, vol I, Știința materialelor, Editura Politehnica 1998.
- [123] Raicov, P.C. – Calculul structurilor cu metoda elementului finit, Editura MIRTON, Timisora,1998.
- [124] Rathbun R.W, Matlock D.K. and Speer J. G. – Fatigue behavior of spot welded high strength sheet steels, Welding Journal, 82(8) 1992, pg 207-s la 218-s.
- [125] Santella M.I., Babu S.S., Riemer, B.W., Feng Z.– Influence of microstructure on the properties of resistance spot welds, <http://mjndeweb.ms.ornl.gov/PNG/publications/Pine Mountain>, 2005
- [126] Skrikunwong C., Dupuy T., Bienvenu Y. - Numerical Simulation of Resistance Spot Welding Process Using FEA Technique, [www.boulder.nist.gov/div853/Events%20/-%20Welding%20Conference/Weld_Papers/1-2%](http://www.boulder.nist.gov/div853/Events%20/-%20Welding%20Conference/Weld_Papers/1-2%20), 2005.
- [127] Snee, R.K., Taylor, J.L. – Infrared monitoring of resistance spot welding, Metal Construction 1975, pg. 142-148.

- [128] Spornic L., Muntean M. - Cercetari privind sudarea electrica prin presiune a Al si Cu si a aliajelor lor, Conferinta Nationala de Sudura, Timisoara, 1994.
- [129] Spornic, L. - Cercetari privind realizarea unor masini specializate si a tehnologiilor aferente utilizand procedeul de sudare electrica prin presiune pentru industria de automobile si autoturismul „DACIA 2000”, Program National de Cercetare ORIZONT/A1/2001.
- [130] Spornic, L. – Cercetari privind tehnologia de sudare electrica prin presiune a elementelor radiatoarelor, Program National de Cercetare ORIZONT/A10/110, 2001.
- [131] Spornic, L. – Cercetari privind sudarea electrica prin presiune a otelurilor sinterizate, Program National de Cercetare „RELANSIN”, contract nr.1589/ 2001-2004.
- [132] Spornic, L. – Cercetari privind elaborarea de tehnologii si utilaje pentru realizarea imbinarilor sudate prin presiune in relief a elementelor de cuplare si etansare pentru fluide sub presiune, Program National de Cercetare „RELANSIN”, contract nr.1590/ 2001-2004.
- [133] Spornic, L. - Considerații privind sudarea plaselor de sarmă utilizand masini universale de sudat in puncte, Conferinta Internatională „SUDURA - CONTROL”, ISIM 1997.
- [134] Spornic, L. - Considerații privind sudarea elementelor de feronerie pe masini de sudat în puncte, Conferinta Jubiliara ASR „60 de Ani de Cooperare Stiintifica in Domeniul Sudurii”, Timisoara, 1997.
- [135] Spornic L., Vasilescu M., - Masina specializata de sudat cap la cap rigle sublere. Conferinta „Realizari în domeniul sudarii electrice prin presiune”, ISIM Timisoara. 1989.
- [136] Spornic, L., Vlad, T., Sabau, D. - Noi directii de dezvoltare în domeniul sudurii electrice prin presiune, Conferinta stiintifica „Noutati în domeniul tehnologiilor de prelucrare” Universitatea din Brasov, 1993.
- [137] Spornic, L. – Referat I: Procese mecanice, termice si transformari structurale la sudarea electrica prin presiune.
- [138] Spornic, L. – .Referat II: Studiul influentei parametrilor tehnologici asupra calitatii imbinarilor sudate electric prin presiune.
- [139] Spornic, L. – Referat III: Studii asupra structurilor in zona de imbinare si asupra proprietatilor mecanice ale materialelor sudate electric prin presiune la care se impun tratamente termomecanice, septembrie 2005
- [140] Sun X., Dong P. – Analysis of aluminum resistance spot welding processes using coupled finite element procedures, *Welding Journal*, 79(8) 2000, pg 215-s -221-s.
- [141] Sun X.– Modeling of projection welding processes using coupled finite element analyses, *Welding Journal*, 79(9) 2000, pg. 244-s la 251-s.
- [142] Sun X. – Effect of projection height on projection collapse and nugget formation – A

- finite element study, *Welding Journal*, 80(9) 2001, pg 211-s la 216-s.
- [143] Svensson, L.-E. – Modeling hardness of spot welds in steels – Part II, including mild steels, IIW-IIS/Doc.III-1313-04.
- [144] Svensson, L.-E. – Prediction of hardness of spot welds in steels, IIW-IIS/Doc. III-1240-03.
- [145] Serban, V., - Elemente de stiinta si ingineria materialelor, Ed. Didactica si Pedagogica, Timisoara, 1998.
- [146] Trusculescu, M. - Studiul metalelor, EDP Bucuresti, 1977.
- [147] Tsai, C.L., Dai, W.L, Dickinson, D.W. and Papritan, J. C. - Analysis and development of a real time control methodology in resistance welding, *Welding Journal*, 70(12) 1991, pg.339–s la 351-s.
- [148] Tsai, C.L., Jammal, O.A., Papritan, J. C..and Dickinson, D.W - Modeling of resistance spot welding nugget growth, *Welding Journal*, 71(2) 1992, pg 47-s la 54-s.
- [149] Udrescu, L., - Materiale si tratamente termice, Univ. Tehnica, Timisoara, 1994.
- [150] Watt D. F., Coon L., Bibby M., Goldak, J. and Henwood, C. - An algorithm for modeling microstructural development in weld heat-affected zones (part a) reaction kinetics, *Acta Metallurgica*, Vol.36, 11/1988.
- [151] Yeung K.S. and Thornton P.H. – Transient Thermal Analysis of Spot Welding Electrodes, *Welding Journal*, no.1/1999.
- [152] Zhang S. – Approximate stress intensity factors and notch stresses for common spot-welded specimens. *Welding Journal*, 78(5), 1999, pg. 1735-1795.
- [153] Zhang S. – Approximate stress formulas for a multiaxial spot weld specimen. *Welding Journal*, 80(8), 2001, pg. 201s-203s.
- [154] Zhou M., Zhang H. and Hu S.J. – Relationships between Quality and Attribute of Spot Welds, *Welding Journal*, no.4 /2003.