

CONTRIBUȚII PRIVIND PROCESUL DE SUDARE MAG ÎN ROST ÎNGUST A OȚELURILOR DESTINATE EXECUȚIEI CONDUCTELOR MAGISTRALE DE GAZ

Teză destinată obținerii
titlului științific de doctor inginer
la
Universitatea Politehnica Timișoara
în domeniul INGINERIA MATERIALELOR
de către

Ing. Dinu SIMIONESCU

Timișoara, 2021

Cuvânt înainte

Prezenta teză de doctorat intitulată **„Contribuții privind procesul de sudare MAG în rost îngust a oțelurilor destinate execuției conductelor magistrale de gaz”** reprezintă o sinteză a activității de cercetare teoretică și experimentală efectuată de autor în domeniul **Ingineriei materialelor** îmbinate prin sudare.

Optimizarea proprietăților mecanice ale îmbinărilor sudate din oțeluri oțeluri microaliate de înaltă rezistență cu conținut redus în carbon tratate termomecanic (TTM) depinde în mare măsură de modul în care sunt dirijate transformările fazice și structurale intervenite în metalul depus și în zona influențată termic.

Testele experimentale au fost efectuate pe îmbinări sudate în rost îngust folosind procedeul de sudare MAG în spray arc pentru stratul de rădăcină & hot pass și curent pulsant la umplerea rostului. Echipamentul de sudare folosit, al firmei CRC Evans a fost compus dintr-o mașină de sudat a interiorului țevii, IWM (internal welding machine) și două mașini de sudat a exteriorului țevii, P625, fiecare prevăzută cu două capete de sudare pentru umplere, la care conducta este fixă iar echipamentul prezintă o mișcare orbitală verticală descendentă în jurul țevii. Cercetările au urmărit evaluarea calității îmbinărilor sudate prin investigații ale structurii macroscopice și microscopice, încercări mecanice (duritate, tracțiune statică, indoire la rece, încovoiere prin șoc), prin control nedistructiv (vizual, particule magnetice, raze x) și comportarea la coroziune tensofisurantă cu stabilirea liniilor directe care trebuie avute în vedere pentru evitarea defectelor posibile într-un caz particular de îmbinare a unor asemenea oțeluri.

Cu această ocazie, doresc să mulțumesc coordonatorului meu științific, domnului Prof. Univ. Dr. Ing. Ion Mitelea, care m-a acceptat ca student doctorand, sprijinit, ajutat și îndrumat, cu un profesionalism excepțional și un deosebit simț pedagogic, de la începutul studiilor doctorale până la finalizarea tezei. Datorită colaborării cu dânsul, am reușit să public un număr de 6 lucrări științifice, din care 4 sunt indexate în Web of Science (ISI) și 2 în BDI-Scopus. Profundă recunoștință pentru dl. Prof. Univ. Dr. Ing. Ion Mitelea care și-a lăsat o amprentă adâncă asupra mea prin modul în care mi-a insuflat cunoștințele în domeniul științei materialelor și prin felul în care mi-a fost aproape la finalizarea și elaborarea tezei. De asemenea, doresc să mulțumesc domnului Ș.I. dr.ing. Mircea Burcă pentru sprijinul constant acordat pe toată perioada studiilor doctorale.

Mulțumesc cadrelor didactice, personalului tehnic și colegilor din Departamentul de Ingineria materialelor din Facultatea de Mecanică a Universității Politehnica Timișoara care m-au ajutat în anii petrecuți aici.

Nu în ultimul rând, doresc să mulțumesc familiei mele, care a fost mereu alături de mine, dând dovadă de înțelegere, astfel încât am putut finaliza această activitate, începută la 03 octombrie 2016, ca doctorand.

Teza de doctorat a fost elaborată pe parcursul activității mele în cadrul Departamentului de Ingineria Materialelor al Universității Politehnica Timișoara.

Timișoara, Ianuarie 2022

Ing. Dinu Simionescu

CUPRINS

1.	STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRIILOR PRIVIND COMPORTAREA LA SUDARE A OȚELURILOR PENTRU CONDUCTELE MAGISTRALE...	7
1.1.	Introducere.....	7
1.2.	Metode de fabricație a țevilor.....	9
1.3.	Oțeluri pentru conducte.....	12
1.3.1.	Prevederile API Spec. 5L Specification for Line Pipe (2018).....	12
1.3.2.	Prevederile EN 10208 Steel pipes for pipelines for combustibile fluids- Oțeluri de țevi pentru transportul fluidelor combustibile.....	19
1.3.3.	Prevederile DNVGL-ST-F101 Submarine Pipelines Systems, 2017- Sisteme de conducte submarine 2017.....	22
1.3.4.	Elementele de aliere în oțelurile pentru țevi.....	25
1.3.5.	Concluzii privind oțelurile pentru conducte magistrale.....	26
1.4.	Elementele de dificultate ale problematicei abordate.....	28
1.5.	Obiectivele tezei de doctorat	31
2.	CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA PARAMETRILOR PROCESULUI DE SUDARE.....	33
2.1.	Particularitățile procesului de sudare MAG cu rost îngust.....	33
2.2.	Conducerea programului experimental.....	42
2.3.	Caracterizarea metalului de bază și a materialului auxiliar.....	46
2.3.1.	Caracterizarea metalului de bază.....	46
2.3.2.	Caracterizarea materialului auxiliar.....	47
2.4.	Stabilirea programului sinergic de sudare.....	51
2.5.	Concluzii.....	56
3.	STRUCTURA ȘI PROPRIETĂȚILE MECANICE ALE ÎMBINĂRIILOR SUDATE MAG CU ROST ÎNGUST.....	58
3.1.	Macrografia îmbinărilor sudate.....	58
3.1.1.	Principiul metodei.....	58
3.1.2.	Echipamentul folosit.....	58
3.1.3.	Prelevarea epruvetelor.....	59
3.1.4.	Rezultate experimentale, interpretare.....	59
3.2.	Examinări micrografice.....	60
3.2.1.	Principiul metodei.....	60
3.2.2.	Echipamentul folosit.....	60
3.2.3.	Prelevarea epruvetelor.....	61
3.2.4.	Rezultate experimentale, interpretare.....	61
3.3.	Încercări de duritate.....	63
3.3.1.	Principiul metodei.....	63
3.3.2.	Echipamentul folosit.....	64
3.3.3.	Forma și dimensiunile epruvetelor.....	65
3.3.4.	Rezultate experimentale, interpretare.....	65
3.4.	Încercări dinamice de încovoiere prin șoc.....	67
3.4.1.	Principiul metodei.....	67
3.4.2.	Echipamentul folosit.....	68
3.4.3.	Forma și dimensiunile epruvetelor	69
3.4.4.	Rezultate experimentale, interpretare.....	70
3.5.	Încercări la tracțiune statice.....	74

3.5.1.	Principiul metodei.....	74
3.5.2.	Echipamentul folosit.....	74
3.5.3.	Forma și dimensiunile epruvetelor	75
3.5.4.	Rezultate experimentale, interpretare.....	76
3.6.	Încercări de îndoire la rece.....	77
3.6.1.	Principiul metodei.....	77
3.6.2.	Echipamentul folosit.....	77
3.6.3.	Forma și dimensiunile epruvetelor	79
3.6.4.	Rezultate experimentale, interpretare.....	80
3.7.	Încercări de îndoire a epruvetelor cu creștătură.....	81
3.7.1.	Principiul metodei.....	81
3.7.2.	Echipamentul folosit.....	81
3.7.3.	Forma și dimensiunile epruvetelor	81
3.7.4.	Rezultate experimentale, interpretare.....	82
3.8.	Tenacitatea la rupere a îmbinărilor sudate.....	84
3.8.1.	Principiul metodei.....	84
3.8.2.	Echipamentul folosit.....	84
3.8.3.	Forma și dimensiunile epruvetelor	85
3.8.4.	Rezultate experimentale, interpretare.....	90
3.9.	Concluzii.....	99
4.	REZISTENȚA LA COROZIUNE TENSO-FISURANTĂ A ÎMBINĂRILOR SUDATE.....	101
4.1.	Standul experimental.....	101
4.2.	Rezultate experimentale.....	103
4.3.	Examinări metalografice.....	106
4.4.	Concluzii.....	109
5.	DEFECTOLOGIA ÎMBINĂRILOR SUDATE MAG CU ROST ÎNGUST DIN OȚEL API 5L X65M TRATAT TERMOMECHANIC.....	110
5.1.	Introducere.....	110
5.2.	Controlul vizual de suprafață.....	112
5.3.	Controlul cu particule magnetice.....	114
5.4.	Controlul cu radiații penetrante RX.....	119
5.5.	Concluzii	128
6.	CONCLUZII GENERALE ȘI CONTRIBUȚII ORIGINALE. NOI DIRECȚII DE CERCETARE.....	129
	LISTA PUBLICAȚIILOR RESULTATE ÎN URMA CERCETĂRII DOCTORALE,PUBLICATE SAU ACCEPTATE SPRE PUBLICARE, SUB AFILIERE UPT.....	132
	BIBLIOGRAFIE.....	136

1. STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRIILOR PRIVIND COMPORTAREA LA SUDARE A OȚELURILOR PENTRU CONDUCTELE MAGISTRALE

1.1. Introducere

La ora actuală pe plan mondial, cererea transportului produselor petroliere și a gazelor naturale este în continuă creștere. Pentru transportul acestor produse se dezvoltă în continuare noi rețele de conducte magistrale subterane și submarine. Costurile de realizare a acestor tipuri de conducte sunt destul de ridicate, motiv pentru care, pe plan mondial se desfășoară ample cercetări în următoarele direcții:

- utilizarea unor țevi pentru conducte magistrale din oțeluri de înaltă rezistență, ceea ce conduce la micșorarea grosimii de perete, deci la un consum mai mic de materiale de adaos;
- dezvoltarea unor tehnologii de sudare de mare randament;
- implementarea unor metode automate de control.

Uzual, conductele au diametre cuprinse între 3 1/2" (88.9 mm) și 72" (1829 mm), cu o grosime de perete cuprinsă între 6 și 25 mm. Oțelurile utilizate la construcția conductelor au limita de curgere cuprinsă în domeniul 350-500 MPa, fiind necesară și o bună sudabilitate.

Elementul structural de bază al unei conducte este țeava din oțel. Aceste țevi, care asamblate conduc la realizarea unui sistem de conducte pentru transportul produselor petroliere și a gazelor naturale atât în terestru, cât și submarin trebuie să îndeplinească anumite cerințe de bază:

- să fie realizate din oțeluri cu o rezistență mecanică ridicată;
- să prezinte rezistență la pierderea stabilității (turtire - când sunt folosite la conductele submarine);
- să asigure protecția mediului, ceea ce înseamnă o mare siguranță în exploatare și fiabilitate ridicată;
- costurile de fabricație să fie reduse și instalarea lor să se facă ușor.

Datorită acestor cerințe, materialele și tehnologiile care concurează la realizarea conductelor trebuie să îndeplinească un complex de caracteristici mecanice și tehnologice.

Aceste caracteristici sunt prezentate în cele ce urmează:

- Caracteristici mecanice:
 - rezistență mare la rupere; o limită de curgere ridicată;
 - tenacitate înaltă;
- Rezistență la coroziune;
- Caracteristici tehnologice:
 - comportare bună la sudare în condiții de șantier;
 - deformabilitate la cald;
- Absența defectelor de material;
- Costuri rezonabile.

Pentru a obține oțeluri care să se încadreze în aceste cerințe, care de multe ori au un caracter contradictoriu trebuie îndepliniți un complex de factori *metalurgici* (reducerea procentului de carbon, microalierea, controlul incluziunilor nemetalice) și *tehnologici* (laminare controlată, tratamente termomecanice care favorizează precipitarea dispersă, tehnologii speciale de sudare, etc.). Aceste cerințe se obțin printr-un control riguros al compoziției chimice și al tehnologiei de fabricație.

Pentru oțelurile nealiate, creșterea caracteristicilor mecanice nu se poate realiza prin creșterea concentrației de carbon, deoarece aceasta are drept urmare micșorarea tenacității, ductilității și a sudabilității. Din aceasta cauză, creșterea caracteristicilor mecanice se va face prin unul din următoarele procedee [1],[20],[33],[40],[51],[58],[84],[86],[104]:

- finisarea granulației;
- durificarea soluției solide prin microaliere;
- durificarea prin precipitare dispersă;
- creșterea densității de dislocații.

Finisarea granulației însoțită de o concentrație redusă a elementelor ce măresc duritatea - C și Si – combinată cu o microaliere corespunzătoare reprezintă singura metodă pentru realizarea simultană a unor valori corespunzătoare ale limitei de curgere și tenacității.

Rezistența la turtire sub acțiunea presiunii exterioare este determinată de următorul complex de factori:

- raportul dintre diametrul exterior, D și grosimea de perete, s ;
- valoarea limitei de curgere și uniformitatea caracteristicilor mecanice atât pe circumferință, cât și pe lungimea țevii;
- abateri de la circularitate;
- tensiuni reziduale;
- abaterea de la coaxialitate sau uniformitatea grosimii de perete.

Pe plan mondial, construcția țevelor pentru conducte este reglementată de o serie de norme dintre care o largă recunoaștere o au:

- **API Specification 5L**. *Specification for Line Pipe (API, 2018)* – normă a Institutului American al Petrolului [90];
- **EN 10208**. *Steel pipes for pipe lines for combustible fluids. Technical delivery conditions (EN 10208-2009)* – normă europeană [110];
- **Det Norske Veritas – Germanischer Lloyd. DNVGL-ST-F101** *Rules for submarine pipeline system (2017)* – normă a fundației norvegiene Det Norske Veritas Germanischer Lloyd [109].

Cu toate că sunt create de organisme independente, cerințele impuse țevelor pentru conducte sunt practic asemănătoare și ating următoarele aspecte:

- procesul tehnologic de fabricație;
- compoziția chimică și condițiile de elaborare a oțelului;
- caracteristicile mecanice;
- asigurarea sudabilității;
- asigurarea controlului nedistructiv;
- cerințe suplimentare cum ar fi: rezistența în medii cu hidrogen sulfurat, capacitatea de oprire a propagării fisurilor, capacitatea de deformare plastică și precizia dimensională.

Procesul tehnologic de fabricație a țevelor se realizează pe baza unui plan de proceduri și specificații având ca scop garantarea calității acestora, și anume:

- specificații de material;
- proceduri de fabricație;
- planuri de asigurare a calității;

- specificații privind tehnologiile de sudare;
- proceduri de control nedistructiv;
- manualul sistemului de asigurare a calității.

1.2. Metode de fabricație a țevilor

Țevile destinate transportului de produse petroliere și gaze naturale se execută prin procedeele:

- Deformare plastică la cald - pentru diametre sub 14" (355.6mm), simbolizate **S** (seamless)
- În construcție sudată – simbolizate în funcție de procedeul de sudare utilizat.

Pentru construcția conductelor cu diametre de peste 20" (508mm) se utilizează țevi sudate longitudinal sau elicoidal, cu capete netede.

Țevile realizate în construcție sudată sunt fabricate din platbanda de oțel obținută prin laminare, curbată prin deformare plastică și sudată pe generatoare sau elicoidal.

Procedeele de sudare folosite sunt [18],[90],[103]:

- Sudarea cu curenți de înaltă și joasă frecvență;
- Sudarea laser sau cu fascicul de electroni;
- Sudarea prin frecare;
- Sudarea cu material de adaos:
 - Sudare sub strat de flux (SF);
 - Sudare mecanizată în mediu de gaz protector cu electrod fuzibil MIG/MAG;
 - Procedeul combinat, MIG/MAG pentru stratul de rădăcină și SF celelalte treceri.

Țevile pot fi calibrate la rece prin expandare. Expandarea are în vedere creșterea în diametru cu 1-3%, sub acțiunea unei presiuni interioare, țeava fiind introdusă într-o matriță de calibrare. Datorită acestei operații pe lângă calibrarea dimensională are loc și o creștere a caracteristicilor de rezistență datorate ecruisării mecanice.

Obținerea caracteristicilor mecanice prescrise se realizează însă printr-un tratament termic final, cum are fi:

- Laminare normalizată (simbol N) – procedeu de laminare în care deformarea finală este realizată într-un domeniu de temperatură care să conducă la o stare a materialului echivalentă cu cea obținută după normalizare, astfel încât valorile specificate ale caracteristicilor mecanice să fie menținute și în cazul normalizării.
- Laminare termomecanică (simbol M) – procedeu de laminare în care deformarea finală este realizată într-un domeniu de temperatură care să conducă la o stare a materialului cu anumite caracteristici mecanice care nu pot fi obținute printr-un singur tratament termic. Încălzirea ulterioară la 580°C poate să scadă valorile rezistenței mecanice.
 - Laminarea termomecanică, poate să includă procese de creștere a vitezelor de răcire cu sau fără revenire incluzând autorevenirea, dar excluzând călirea directă sau îmbunătățirea.
 - Ca o consecință a conținutului scăzut de carbon și a valorilor scăzute ale carbonului echivalent, în această stare de livrare au fost îmbunătățite și caracteristicile de sudabilitate.

- Îmbunătățirea (simbol Q) - un tratament termic care constă dintr-o călire martensitică volumică urmată de revenire înaltă. Călire implică austenitizarea urmată de răcire, în astfel de condiții încât austenita să se transforme mai mult sau mai puțin complet în martensită și posibil în bainită. Revenirea implică o temperatură specifică $< A_{C1}$, menținerea la această temperatură urmată de răcire cu o viteză corespunzătoare astfel încât structura să fie modificată și să fie obținute caracteristicile specificate.

În tabelul 1.1 sunt prezentate tipurile de țevi și tehnologiile de fabricație recomandate de normele europene (DNV și EN) [109],[110].

Tab. 1.1. Condițiile de formare și tratament termic ale țevilor pentru conducte

Tipul țevii	Material de pornire	Mod de formare	Tratamentul termic final
Țevi laminate (nesudate) (S)	Lingou, taglă	Laminare la cald	Normalizare sau deformare la temperatura de normalizare (N)
			Călire și revenire
		Laminare la cald și calibrare la rece	Normalizare (N)
			Călire și revenire (Q)
Țevi sudate cu curenți de înaltă frecvență (CIF)	Benzi laminate normalizate	Formare la rece	Zona sudurii normalizată (N)
	Benzi laminate termomecanic		Zona sudurii tratată termic (M)
	Benzi laminate la cald sau laminate normalizate	Formare la rece și întindere la cald la temperatura controlată conducând la normalizare	Intreaga țeavă Normalizată (N)
Țevi sudate prin topire cu arcul electric protejat de flux: - longitudinal - elicoidal Țevi sudate prin topire recombinat: - longitudinal - elicoidal	Tablă sau bandă normalizată	Formare la rece	Fără, cu excepția când este impusă de gradul de deformare la rece
	Tablă sau bandă laminată termomecanic		
	Tablă sau bandă călită și revenită		
	Tablă sau bandă recoaptă		
	Tablă sau bandă laminată	Deformare la temperatura de normalizare	Fără (N)

În tabelul 1.2 sunt prezentate procedeele de fabricare a țevilor recomandate pentru obținerea diferitelor grade de rezistență, conform normei API Spec.5L [90].

Tab. 1.2. Procedeele de fabricație a țevilor și nivelul de specificație al produsului

Tipuri de țevi	PSL1 ^a				PSL2 ^a			
	L175 / A25 ^b	L175P sau A25P ^b	L210 / A	L245 / B	L290 / X42- L485 / X70	L245 or B - L555 / X80	> L555 / X80 - L690 / X100	>L690 / X100 - L830 / X120
Țeavă trasă	X	X	X	X	X	X	X	–
Sudură fără metal de adaos								
Sudarea prin frecare	X	X	–	–	–	–	–	–
Sudarea cu curenți de joasă frecvență	X	–	X	X	X	–	–	–
Sudarea cu curenți de înaltă frecvență	X	–	X	X	X	X	–	–
Sudarea laser	–	–	–	–	X	–	–	–
Sudură cu metal de adaos								
Sudarea sub strat de flux longitudinală ^c	–	–	X	X	X	X	X	X
Sudarea elicoidală sub strat de flux ^d	–	–	X	X	X	X	X	X
Sudarea combinată longitudinală ^c	–	–	X	X	X	X	–	–
Sudarea combinată elicoidală ^d	–	–	X	X	X	X	–	–
<p>Notă: ^a grade intermediare sunt disponibile dacă este acordat, dar limitat la grade mai mari decât L290 sau X42</p> <p>^b gradele L175, L175P, A25 și A25P sunt limitate la țevi cu $D \leq 141.3$ mm</p> <p>^c țevi cu sudarea pe două generatoare sunt disponibile dacă este acordat, dar limitat la țevi cu $D \geq 914$ mm</p> <p>^d sudarea elicoidală este limitată la țevi cu $D \geq 114.3$ mm</p>								

1.3. Oțeluri pentru conducte

Selecția materialului țevilor pentru conducte se face în funcție de natura mediului transportat, de nivelul solicitărilor, de temperatura de lucru și de modurile de avariere posibile.

Acești factori au impus diversificarea oțelurilor pentru conducte, cele mai utilizate fiind oțelurile de înaltă rezistență, care în același timp îndeplinesc mai multe criterii: micșorarea grosimii de perete, care conduce la scăderea costului de producție, o mai bună comportare la sudare și o creștere a deformabilității și a tenacității.

Cerințele oțelurilor pentru țevi sunt standardizate de mai multe norme cu recunoaștere internațională. În cele ce urmează sunt prezentate cerințele normelor API, EN și DNV din punct de vedere al compoziției chimice, al caracteristicilor mecanice și al comportării la sudare pentru cele mai uzuale oțeluri de țeava, precum și similitudinea între aceste norme.

1.3.1 Prevederile API Spec. 5L Specification for Line Pipe (2018)

Această normă este parte a unui sistem de trei norme și anume API 5L, care se referă la oțelurile carbon și slab aliate; API 5LC, care se referă la oțelurile rezistente la coroziune tip inoxidabile duplex, martensitice, austenitice și aliaje pe bază de Nichel; API 5LD, care se referă la oțelurile placate cu materiale rezistente la coroziune.

Specificația API 5L are ca scop standardizarea țevilor folosite pentru transportul produselor petroliere și al gazelor naturale. Această specificație, în noua ei formă 2015, definește două niveluri de calitate, denumite conform documentației de limba engleză **PSL (Product Specification Level)**. PSL 1 and PSL 2 definesc două niveluri diferite ale cerințelor tehnice după care se clasifică materialele țevilor pentru conducte magistrale. Fața de PSL 1, nivelul PSL 2 definește cerințe pentru compoziția chimică, reziliența, rezistența la rupere și controale nedistructive suplimentare. Totodată fiecare nivel are cerințe specifice care se aplică numai nivelului respectiv. Dacă cerințele nu sunt desemnate pentru un anumit nivel, acestea se vor aplica ambelor nivele.

Din punct de vedere al cerințelor, cele două nivele acoperă plaja oțelurilor după cum urmează:

- **PSL 1** clasifică țevi între Gradele A25 – X70;
- **PSL 2** clasifică țevi între Gradele B – X120.

Pentru oțelurile de țeavă grad A25 se observă că apar două clase. În tabelul compozițiilor chimice se observă că pentru oțelul grad A25P concentrația de fosfor este mai mare decât pentru oțelul A25. Acest fapt conduce la mărirea proprietăților de tragere, dar face mai dificilă îndoirea oțelului.

Oțelurile destinate fabricării țevilor pentru produse petroliere conform normei API 5L trebuie să respecte compoziția chimică, pe oțel lichid, prezentată în tabelul 1.3. Din acest tabel se observă că oțelul A25, corespunde unui oțel carbon, oțelurile A și B, unor oțeluri carbon-mangan, iar oțelurile cu rezistență superioară (X42...X120), unor oțeluri slab aliate. Pe lângă aceasta, norma API permite ca pe baza înțelegerii între producător și beneficiar să poată fi modificat conținutul de Nb, Ti și V.

Tab.1.3. Compoziția chimică a oțelurilor pentru conducte (%) cu $t \leq 25\text{mm}$ conform API Spec.5L [90]

Ceriințele de compoziție chimică conform PSL1 ^{a,9}								
Clasa oțelului	C	Mn	P		S	V	Nb	Ti
	max. ^b	max. ^b	min.	max.	max.	max.	max.	max.
Trasă								
L175 / A25	0.21	0.60	-	0.030	0.030	-	-	-
L175P / A25P	0.21	0.60	0.045	0.080	0.030	-	-	-
L210 / A	0.22	0.90	-	0.030	0.030	-	-	-
L245 / B	0.28	1.20	-	0.030	0.030	c,d	c,d	d
L290 / X42	0.28	1.30	-	0.030	0.030	d	d	d
L320,L360,L390/ X46,X52,X56	0.28	1.40	-	0.030	0.030	d	d	d
L415,L450,L485/ X60,X65,X70	0.28 _e	1.40 _e	-	0.030	0.030	f	f	f
Sudată								
L175 / A25	0.21	0.60	-	0.030	0.030	-	-	-
L175P / A25P	0.21	0.60	0.045	0.080	0.030	-	-	-
L210 / A	0.22	0.90	-	0.030	0.030	-	-	-
L245 / B	0.26	1.20	-	0.030	0.030	c,d	c,d	d
L290 / X42	0.26	1.30	-	0.030	0.030	d	d	d
L320,L360,L390/ X46,X52,X56	0.26	1.40	-	0.030	0.030	d	d	d
L415 / X60	0.26 _e	1.40 _e	-	0.030	0.030	f	f	f
L450 / X65	0.26 _e	1.45 _e	-	0.030	0.030	f	f	f
L485 / X70	0.26 _e	1.65 _e	-	0.030	0.030	f	f	f

14 Stadiul actual al cercetărilor - 1

<p>Notă: ^a Conținuturile de Cu ≤ 0.50%; Ni ≤ 0.50%; Cr ≤ 0.50% și Mo ≤ 0.15% ^b Pentru fiecare 0.01% cu care se reduce conținutul de C se permite creșterea cu 0.05% a procentului de Mn peste valoarea maximă prescrisă până la 1.65% la gradele L245 / B – L360 / X52; până la 1.75% la gradele L390 / X56 – L450 / X65; și până la 2.00% pentru gradul L485 / X70 ^c Dacă nu s-a convenit altfel, conținuturile de Nb + V ≤ 0.06% ^d Conținuturile de Nb + V + Ti ≤ 0.15% ^e Afară de cazul când s-a convenit altfel ^f Dacă nu s-a convenit altfel, conținuturile de Nb + V + Ti ≤ 0.15% ^g Adăugarea deliberată a Borului nu este permisă iar conținutul rezidual B ≤ 0.001%</p>
--

Cerințele pentru compoziția chimică (% max.) conform PSL2											
Clasa oțelului	C ^b	Si	Mn ^b	P	S	V	Nb	Ti	Alte ^e	Carbon Echivalent % max ^a	
										CE _{II} _w	CE _{Pcm}
Trasă și sudată											
L245R / BR	0.24	0.40	1.20	0.02 5	0.01 5	c	c	0.04	e,l	0.43	0.25
L290R/X42R	0.24	0.40	1.20	0.02 5	0.01 5	0.06	0.05	0.04	e,l	0.43	0.25
L245N / BN	0.24	0.40	1.20	0.02 5	0.01 5	c	c	0.04	e,l	0.43	0.25
L290N/ X42N	0.24	0.40	1.20	0.02 5	0.01 5	0.06	0.05	0.04	e,l	0.43	0.25
L320N / X46N	0.24	0.40	1.40	0.02 5	0.01 5	0.07	0.05	0.04	d,e,l	0.43	0.25
L360N / X52N	0.24	0.45	1.40	0.02 5	0.01 5	0.10	0.05	0.04	d,e,l	0.43	0.25
L390N / X56N	0.24	0.45	1.40	0.02 5	0.01 5	0.10 f	0.05	0.04	d,e,l	0.43	0.25
L415N / X60N	0.24 f	0.45 f	1.40 f	0.02 5	0.01 5	0.10 f	0.05 f	0.04 f	g,h,l	conf. înțelegerii	
L245Q,L290 Q,L320Q/BQ X42Q,X46Q	0.18	0.45	1.40	0.02 5	0.01 5	0.05	0.05	0.04	e,l	0.43	0.25
L360Q/ X52Q	0.18	0.45	1.50	0.02 5	0.01 5	0.05	0.05	0.04	e,l	0.43	0.25
L390Q/ X56Q	0.18	0.45	1.50	0.02 5	0.01 5	0.07	0.05	0.04	d,e,l	0.43	0.25
L415Q,L450 Q/ X60Q,X65Q	0.18 f	0.45 f	1.70 f	0.02 5	0.01 5	g	g	g	h,l	0.43	0.25
L485Q / X70Q	0.18 f	0.45 f	1.80 f	0.02 5	0.01 5	g	g	g	h,l	0.43	0.25
L555Q / X80Q	0.18 f	0.45 f	1.90 f	0.02 5	0.01 5	g	g	g	i,j	conf. înțelegerii	

1.3 – Oțeluri pentru conducte 15

L625Q,L690 Q / X90Q,X100Q	0.16 f	0.45 f	1.90	0.02 0	0.01 0	g	g	g	j,k	conf. înțelegerii	
Sudată											
L245M / BM	0.22	0.45	1.20	0.02 5	0.01 5	0.05	0.05	0.04	e,l	0.43	0.25
L290M,L320 M / X42M,X46M	0.22	0.45	1.30	0.02 5	0.01 5	0.05	0.05	0.04	e,l	0.43	0.25
L360M,L390 M / X52M,X56M	0.22	0.45	1.40	0.02 5	0.01 5	d	d	d	e,l	0.43	0.25
L415M,L450 M / X60M,X65M	0.12 f	0.45 f	1.60 f	0.02 5	0.01 5	g	g	g	h,l	0.43	0.25
L485M / X70M	0.12 f	0.45 f	1.70 f	0.02 5	0.01 5	g	g	g	h,l	0.43	0.25
L555M / X80M	0.12 f	0.45 f	1.85 f	0.02 5	0.01 5	g	g	g	i,l	0.43 f	0.25
L625M / X90M	0.10	0.55 f	2.10 f	0.02 0	0.01 0	g	g	g	i,l		0.25
L690M,L830 M/ X100M,X120 M	0.10	0.55 f	2.10 f	0.02 0	0.01 0	g	g	g	i,j	-	0.25
<p>Notă: ^a Pe baza analizei produsului, pentru țevi trase cu $t > 20.0\text{mm}$, limita CE conform înțelegerii; limita CE_{IIV} aplică dacă $C > 0.12\%$ și limita CE_{Pcm} aplică dacă $C \leq 0.12\%$.</p> <p>^b Pentru fiecare 0.01% cu care se reduce conținutul de C se permite creșterea cu 0.05% a procentului de Mn peste valoarea maximă prescrisă până la 1.65% la gradele L245 / B – L360 / X52; până la 1.75% la gradele L390 / X56 – L450 / X65; și până la 2.00% pentru gradele L485, L555 / X70, X80 și până la 2.20% pentru gradele L625 – L830 / X90 – X120.</p> <p>^c Dacă nu s-a convenit altfel, conținuturile de Nb + V $\leq 0.06\%$</p> <p>^d Conținuturile de Nb + V + Ti $\leq 0.15\%$</p> <p>^e Dacă nu s-a convenit altfel, conținuturile Cu $\leq 0.50\%$; Ni $\leq 0.30\%$; Cr $\leq 0.30\%$ și Mo $\leq 0.15\%$</p> <p>^f Afară de cazul când s-a convenit altfel</p> <p>^g Dacă nu s-a convenit altfel, conținuturile de Nb + V + Ti $\leq 0.15\%$</p> <p>^h Dacă nu s-a convenit altfel, conținuturile Cu $\leq 0.50\%$; Ni $\leq 0.50\%$; Cr $\leq 0.50\%$ și Mo $\leq 0.50\%$</p> <p>ⁱ Dacă nu s-a convenit altfel, conținuturile Cu $\leq 0.50\%$; Ni $\leq 1.00\%$; Cr $\leq 0.50\%$ și Mo $\leq 0.50\%$</p> <p>^j B $\leq 0.004\%$</p> <p>^k Dacă nu s-a convenit altfel, conținuturile Cu $\leq 0.50\%$; Ni $\leq 0.50\%$; Cr $\leq 0.55\%$ și Mo $\leq 0.80\%$</p> <p>^l Pentru PSL2 exceptând gradele la care nota ^j deja este aplicată, următoarele aplică: dacă nu s-a convenit altfel adausul intentionat de Bor (B) nu este permis și conținutul residual B $\leq 0.001\%$.</p>											

Pentru PSL1 sau PSL2 la grosimi $t > 25.0\text{ mm}$, compoziția chimică va fi conform înțelegerii între părți, cu cerințele din tabelul 1.3 modificate după caz.

Norma API 5L adoptată în 2018, definește și limite pentru carbonul echivalent în cadrul nivelului PSL2. Calculul carbonului echivalent trebuie făcut pe analiza produsului după cum urmează [90]:

- Când conținutul de carbon este mai mic sau egal cu 0.12%, carbonul echivalent va fi calculat folosind formula $CE(Pcm)$:

$$CE(Pcm) = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn+Cu+Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (1.1)$$

Dacă concentrația borului este mai mică de 0.0005%, atunci acesta va fi socotit zero în formula CE(Pcm).

- Când concentrația de carbon este mai mare de 0.12%, carbonul echivalent va fi calculat folosind formula CE(IIW):

$$CE(IIW) = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Ni+Cu}{15} \quad (1.2)$$

Carbonul echivalent nu trebuie să depășească anumite limite și anume:

- Pentru toate țevile trase cu o grosime de perete mai mare de 20 mm, valoarea va fi stabilită prin înțelegere între părți;

- Pentru orice alt tip de țeava care nu îndeplinește condiția de mai sus, carbonul echivalent maxim de 0.25% prin metoda CE(Pcm) sau de 0.43% prin metoda CE(IIW), oricare este aplicabil.

Din punct de vedere al caracteristicilor mecanice API 5L recomandă valorile prezentate în tabelul 1.4.

Tab. 1.4 Caracteristicile mecanice prescrise țevelor pentru conducte conform API 5L [90]

Caracteristicile mecanice prescrise țevelor conform PSL1				
Gradul oțelului	Țeava trasă și sudată			Suduri pe generatoare prin rezistență electrică, laser, sub strat de flux și sudare combinată
	R _{10,5} (MPa) min ^a	R _m (MPa) min ^a	A _f (%) min	R _m (MPa) min ^b
L175, L175P/A25, A25P	175	310	c	310
L210 / A	210	335	c	335
L245 / B	245	415	c	415
L290 / X42	290	415	c	415
L320 / X46	320	435	c	435
L360 / X52	360	460	c	460
L390 / X56	390	490	c	490
L415 / X60	415	520	c	520
L450 / X65	450	535	c	535
L485 / X70	485	570	c	570

Notă: ^a Pentru gradele intermediare, diferența între valoarea minimă a rezistenței la rupere și a limitei de curgere minimă pentru materialul țevii va fi așa cum este dată în tabel pentru gradul superior următor

^b Pentru gradele intermediare, valoarea minimă a rezistenței la rupere pentru sudura pe generatoare va fi de aceeași valoare cu cea care a fost determinată pentru materialul țevii folosind nota ^a

^c Alungirea minimă, A_f, va fi determinată folosind următoarea formulă:
 $A_f = C (A_{xc}^{0.2} / U^{0.9})$, unde C este 1940, A_{xc} este aria epruvetei de rupere iar U este rezistența minimă la rupere.

Caracteristicile mecanice prescrise țevilor conform PSL2							
Gradul oțelului	Țeavă trasă și sudată						Suduri pe generatoare prin curenți de înaltă frecvență, sub strat de flux și sudare combinată
	R _{t0,5} ^a (MPa)		R _m ^a (MPa)		R _{t0,5} /R _m ^{a,c}	A _f (%)	R _m ^d (MPa)
	min	max	min	max	max	min	min
L245R,N,Q,M / BR,N,Q,M	245	450 ^e	415	655	0.93	f	415
L290R,N,Q,M / X42R,N,Q,M	290	495	415	655	0.93	f	415
L320N,Q,M / X46N,Q,M	320	525	435	655	0.93	f	435
L360N,Q,M / X52N,Q,M	360	530	460	760	0.93	f	460
L390N,Q,M / X56N,Q,M	390	545	490	760	0.93	f	490
L415M,Q,M / X60N,Q,M	415	565	520	760	0.93	f	520
L450Q,M / X65Q,M	450	600	535	760	0.93	f	535
L485Q,M / X70Q,M	485	635	570	760	0.93	f	570
L555Q,M / X80Q,M	555	705	625	825	0.93	f	625
L625M / X90M	625	775	695	915	0.95	f	695
L625Q / X90Q	625	775	695	915	0.97 ^g	f	-
L690M / X100M	690	840 ^b	760	990	0.97 ^h	f	760
L690Q / X100Q	690	840 ^b	760	990	0.97 ^h	f	-
L830M / X120M	830	1050 ^b	915	1145	0.99 ^h	f	915

Notă: ^a Pentru gradele intermediare, diferența între valoarea maximă a limitei de curgere și cea minimă va fi așa cum este dată în tabel pentru gradul superior următor și diferența între valoarea minimă a rezistenței la rupere și a limitei de curgere minimă va fi așa cum este dată în tabel pentru gradul superior următor; pentru gradele intermediare până la L320 / X46, R_m ≤ 655 MPa; pentru gradele intermediare superioare lui L320 / X46 și inferioare lui L555 / X80, R_m ≤ 760 MPa; pentru gradele intermediare superioare lui L555 / X80, R_m max. va fi obținută prin interpolare

^b Pentru gradele superioare lui L625 / X90, limita de curgere R_{p0.2} se folosește

^c Limitare pentru țevi cu D > 323.9mm

^d Pentru gradele intermediare, R_m min. pentru sudura pe generatoare va avea aceeași valoare ca aceea determinată pentru țeava considerând nota ^a

^e Pentru țevi la care sunt cerute încercări pe direcție longitudinală, R_{t0,5} max ≤ 495 MPa

^f Alungirea minimă, A_f, va fi determinată folosind următoarea formulă:

18 Stadiul actual al cercetărilor - 1

$A_f = C (A_{xc}^{0.2} / U^{0.9})$, unde C este 1940, A_{xc} este aria epruvetei de rupere iar U este rezistența minimă la rupere. ^g Valorile inferioare ale $R_{t0.5}/R_m$ pot fi specificate la înțelegere ^h Pentru gradele superioare lui L625 / X90, se folosește $R_{p0.2}/ R_m$. Valori inferioare ale $R_{p0.2}/ R_m$ pot fi specificate la înțelegere.
--

Pe lângă valorile caracteristicilor mecanice: limita de curgere, rezistența la rupere și alungirea, norma API 5L definește și valorile minime ale rezilienței pentru diferite tipuri de țevă.

Pentru produsele din nivelul PSL1 nu sunt impuse valori ale rezilienței, în timp ce pentru produsele din nivelul PSL2 trebuie avute în vedere următoarele cerințe:

- Dacă epruvetele nestandardizate sunt folosite, valoarea minimă medie (set de trei epruvete) a energiei abosorbite va fi egală cu cea a valorilor pentru epruvetele standard (10 mm x 10 mm) înmulțita cu raportul lățimii epruvetei nestandardizate și a celei standard
- Valorile individuale ale fiecărei epruvete vor fi $\geq 75\%$ din valoarea minimă medie a energiei absorbite
- Temperatura de încercare a țevilor va fi de 0°C, sau la o temperatură mai coborâtă dacă este convenit. Valoarea medie minimă a energiei absorbite (set de trei măsurători) pentru țevi este redată în tabelul 1.5, dimensiunea epruvetelor fiind cea standard.

Tab. 1.5. Cerințele energiei abosorbite pentru țevi PSL2 [90]

Diametrul exterior al țevii D, mm	Valoarea energiei minime absorbite pentru epruvetele standard KV, J						
	Gradul						
	$\leq L415/X60$	$>L415/X60- \leq L450/X65$	$>L450/X65- \leq L485/X70$	$>L485/X70- \leq L555/X80$	$>L555/X80- \leq L625/X90$	$>L625/X90- \leq L690/X100$	$>L690/X100- \leq L830/X120$
$\leq 508-762$	27	27	27	40	40	40	40
$>762-1219$	40	40	40	40	40	54	54
$>1219-1422$	40	54	54	54	54	68	81
$>1422-2134$	40	54	68	68	81	95	108

- Pentru țevi cu diametrul $D < 508$ mm, dacă este convenit, valoarea medie minimă a ariei de rupere va fi de cel puțin 85% la temperatura de 0°C, sau dacă este convenit, la o temperatură mai joasă;
- Aria ruperii fiecărei epruvete trebuie înregistrată pentru toate gradele și diametrele țevii;
- Pentru sudura și zona afectată termic a țevilor sudate, cerințele minime ale valorii medii (set de trei măsurători) ale energiei absorbite, la o temperatură de încercare de 0°C și folosind epruvete standard (10 mm x 10 mm) sunt următoarele:
 - 27 J pentru țevi cu $D < 1422$ mm la gradele $\leq L555 / X80$
 - 40 J pentru țevi cu $D \geq 1422$ mm
 - 40 J pentru țevi cu $> L555 / X80$

1.3.2 Prevederile EN 10208 Steel pipes for pipelines for combustible fluids - Oțeluri de țevi pentru transportul fluidelor combustibile-

La elaborarea acestui standard, comitetul european de elaborare a diferențiat anumite niveluri de calitate după cum urmează:

- EN 10208-1:2009, reprezintă un nivel al calității de bază, fiind definit ca și **Clasa A**.

- EN 10208-2:2009. Pentru anumiți beneficiari sunt impuse reguli suplimentare față de standardul de bază atât din punct de vedere al rezilienței, cât și al controlului nedistructiv. Aceasta normă definește **Clasa B**.

- EN 10208-3:1997, pentru aplicațiile particulare care impun condiții stricte pentru calitate și încercări, fiind definit ca și **Clasa C**.

Condițiile pentru energia Charpy impuse în a doua parte a standardului european au convenit recomandările EPERC (European Pipeline Research Council), pentru a se evita ruperea prin forfecare în timpul funcționării îndelungate în cazul conductelor folosite pentru transportul gazelor naturale.

Alegerea clasei de prescripții depinde de mai mulți factori: caracteristicile fluidului ce trebuie transportat, condițiile de lucru și reglementările de proiectare.

Clasificarea și simbolizarea țevilor pentru conducte conform normei EN 10208-2: 2009 este prezentată în tabelul 1.6. Simbolizarea oțelurilor cuprinde limita de curgere convențională, simbolul stării materialului și litera B, corespunzătoare clasei de calitate B.

Tab.1.6 Clasificarea și simbolizarea oțelurilor pentru conducte conform EN 10208-2 [110]

Starea de livrare	Clasa de calitate cf.EN 10020	Simbolizarea oțelului
Normalizare sau formare normalizată	Oțel nealiat de calitate	L245NB L290NB L360NB
	Oțel aliat special	L415NB
Îmbunătățire(călire și revenire)	Oțel nealiat de calitate	L360QB
	Oțel aliat special	L415QB L450QB L485QB L555QB
Laminare termomecanică	Oțel nealiat de calitate	L245MB L290MB L360MB
	Oțel aliat special	L415MB L450MB L485MB L555MB

Compoziția chimică a oțelurilor pentru țevi conform EN 10208-1 și EN 10208-2 este prezentată în tabelul 1.7.

Tab.1.7. Compoziția chimică a oțelurilor pentru conducte (%) conform EN 10208 [110]

Compoziția chimică ^a a conductelor conform EN 10208-1										
Denumire oțel	Conținut maxim (%)						b	c	Notă: ^a Oțelurile trebuie să fie calmate cu $0.015 \leq Al_{tot} < 0.060$ ^b Nu trebuie introduse intenționat alte elemente ^c La alegerea producătorului se	
	C	Si	Mn	P	S	Altele				
L210GA	0.21	0.40	0.90	0.03	0.03					
L235GA	0.16	0.40	1.20	0.03	0.03					
L245GA	0.20	0.40	1.15	0.03	0.03					
L290GA	0.20	0.40	1.40	0.03	0.03					
L360GA	0.22	0.55	1.45	0.03	0.03					
poate adăuga intenționat V, Nb și Ti. Suma acestor elemente va fi de maxim 0.15%										
Compoziția chimică ^a a conductelor pentru grosimi $\leq 25\text{mm}$ ^b conform EN 10208-2										
Denumire oțel	Conținut maxim (%)									
	C ^c	Si	Mn ^c	P	S	V	Nb	Ti	Altel e	C _{ech} ^d max
Oțeluri pentru țevi trase și sudate										
L245NB	0.16	0.40	1.10	0.025	0.020	-	-	-	e	0.42
L290NB	0.17	0.40	1.20	0.025	0.020	0.05	0.05	0.04	e	0.42
L360NB	0.20	0.45	1.60	0.025	0.020	0.10	0.05	0.04	e,f	0.45
L415NB	0.21	0.45	1.60	0.025	0.020	0.15	0.05	0.04	e,f,g	Prin acord
Oțeluri pentru țevi trase										
L360QB	0.16	0.45	1.40	0.025	0.020	0.05	0.05	0.04	e	0.42
L415QB	0.16	0.45	1.60	0.025	0.020	0.08	0.05	0.04	e,f,g	0.43
L450QB	0.16	0.45	1.60	0.025	0.020	0.09	0.05	0.06	e,f,g	0.45
L485QB	0.16	0.45	1.70	0.025	0.020	0.10	0.05	0.06	e,f,g	0.45
L555QB	0.16	0.45	1.80	0.025	0.020	0.10	0.06	0.06	f,h	Prin acord
Oțeluri pentru țevi sudate										
L245MB	0.16	0.45	1.50	0.025	0.020	0.04	0.04	-	e	0.40
L290MB	0.16	0.45	1.50	0.025	0.020	0.04	0.04	-	e	0.40
L360MB	0.16	0.45	1.60	0.025	0.020	0.05	0.05	0.04	e	0.41
L415MB	0.16	0.45	1.60	0.025	0.020	0.08	0.05	0.06	e,f,g	0.42
L450MB	0.16	0.45	1.60	0.025	0.020	0.10	0.05	0.06	e,f,g	0.43
L485MB	0.16	0.45	1.70	0.025	0.020	0.10	0.06	0.06	e,f,g	0.43
L555MB	0.16	0.45	1.80	0.025	0.020	0.10	0.06	0.06	e,f,g	Prin acord
Notă: ^a Elementele neprecizate în tabel nu pot fi introduse intenționat fără acordul beneficiarului, cu excepția elementelor pentru dezoxidare și prelucrarea topiturii ^b Compoziția chimică pentru grosimi până la 40 mm urmează să fie convenită ^c Pentru fiecare reducere cu 0.01% a procentului de carbon se acceptă o creștere cu 0.05% a procentului de Mn, creșterea fiind limitată la 0.2% ^d $C_{ech} = C + Mn/6 + (Cr+Mo+V)/5 + (Cu + Ni)/15$; pentru oțelurile cu $C_{ech} > 0.43\%$, se poate stabili prin acord o valoare maximă de 0.43%										

^e $0.015 \leq Al_{tot} < 0.060$; $N \leq 0.012$; $Al/N \geq 2/1$; $Cu \leq 0.25$; $Ni \leq 0.30$; $Cr \leq 0.30$; $Mo \leq 0.10$ ^f Suma conținuturilor de V, Nb și Ti nu poate depăși 0.15% ^g La aceste oțeluri se poate accepta până la 0.35% Mo ^h Al, N, Al/N și Cu conform notei ^e ; $Ni \leq 0.60\%$; $Cr \leq 0.50\%$; $Mo \leq 0.35\%$
--

En 10208-2:2009 definește și limite pentru carbonul echivalent, pentru a se putea demonstra că oțelurile prezentului standard sunt sudabile. Calculul carbonului echivalent trebuie făcut pe analiza produsului după cum urmează:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad (1.3)$$

Caracteristicile mecanice ale oțelurilor de țevi conform EN 10208 sunt prezentate în tabelul 1.8. EN 10208-1 nu are valori prescrise pentru reziliența, în timp ce EN 10208-2 impune aceste valori în funcție de coeficienții de siguranță 1.4 respectiv 1.6. Cerințele legate de energia absorbită minimă pentru epruvetele standard (10 mm x 10 mm) la 0°C în sudură sunt de 40 J, valoare medie pe trei încercări cu o minimă de 30 J.

Tab.1.8. Caracteristicile mecanice prescrise țevilor pentru conducte conform EN 10208

Caracteristicile mecanice prescrise țevilor conform EN 10208-1				
Denumire oțel	Corpul țevii			Metalul depus prin rezistență electrică, sub strat de flux și sudare combinată
	R _{t0.5} (MPa)	R _m (MPa) min.	A (%) min ^a .	R _m (MPa) min.
L210GA	210	335 - 475	25	Aceleași valori ca pentru corp
L235GA	235	370 - 510	23	
L245GA	245	415 - 555	22	
L290GA	290	415 - 555	21	
L360GA	360	460 - 620	20	

Notă: ^a Valori pentru epruvetele transversale. Când se prelevează epruvete longitudinale, valorile trebuie să fie mai mari cu două unități.

Caracteristicile mecanice prescrise țevilor cu grosimea de perete $t \leq 25\text{mm}$ ^a , conform EN 10208-2					
Denumire oțel	Corpul țevii ^b				Metalul depus prin curenți de înaltă frecvență, sub strat de flux și sudare combinată
	R _{t0.5} (MPa)	R _m (MPa) min.	R _{t0.5} /R _m ^c	A(%) min ^d .	R _m (MPa) min.
L245NB	245- 440	415	0.80	22	
L245MB			0.85		
L290NB	290- 440	415	0.85	21	
L290MB			0.85		
L360NB	360 - 510	460	0.85	20	

L360QB			0.88	
L360MB			0.85	
L415NB			0.85	
L415QB	415 – 565	520	0.88	18
L415MB			0.85	
L450QB	450 – 570	535	0.90	18
L450MB			0.87	
L485QB	485 – 605	570	0.90	18
L485MB			0.90	
L555QB	555 – 675	625	0.90	18
L555MB			0.90	

Notă: ^a Caracteristicile mecanice pentru țevi cu grosimi mai mari de perete, până la 40 mm se stabilesc prin înțelegere între părți
^b Rezistența la rupere minimă a metalului depus prin curenți de înaltă frecvență, sub strat de flux și sudare combinată are aceleași valori cu R_m a corpului țevii
^c Valorile $R_{t0.5}/R_m$ trebuie să corespundă țevii, nu semifabricatului de pornire
^d Valori determinate pe epruvete prelevate transversal. Pentru epruvetele prelevate longitudinal valorile alungirii minime sunt mai mari cu două unități.

1.3.3 Prevederile DNVGL-ST-F101 Submarine Pipelines Systems, 2017- Sisteme de conducte submarine, 2017

Această normă definește cerințele de proiectare, execuție, montare, încercare, exploatare, întreținere, reparare, recalificare și abandonare ale conductelor care sunt folosite la transportul produselor petroliere în mediul submarin.

Acest standard are drept scopuri atingerea următoarelor aspecte:

- furnizarea unei recunoașteri internaționale privind siguranța conductelor submarine;
- este un document tehnic de referință care intervine între beneficiar și constructor;
- servește ca ghid pentru proiectant, beneficiar și constructor.

DNVGL-ST-F101 recomandă ca materialele folosite pentru conducte să fie alese având în vedere tipul fluidului ce va fi transportat, sarcinile, temperatura de lucru și posibilele moduri de avariere ce pot să apară atât la instalare, cât și în timpul exploatarea conductei. Alegerea materialelor conductei trebuie să asigure o compatibilitate între toate elementele sale constitutive. La alegerea materialelor trebuie avute în vedere următoarele caracteristici de material:

- proprietăți mecanice;
- comportare la sudare;
- rezistență la coroziune.

Datorită acestor condiții, DNVGL permite folosirea în construcția de conducte submarine a mai multor tipuri de oțeluri. În cele ce urmează sunt prezentate proprietățile materialelor cele mai des utilizate. Față de normele prezentate mai sus DNVGL tratează în cadrul aceleiași norme toate tipurile de materiale folosite la sudarea conductelor magistrale și anume:

- oțelurile C-Mn;
- oțelurile inoxidabile austenito – feritice(duplex), austenitice, martensitice;
- alte oțeluri inoxidabile și aliaje pe bază de nichel rezistente la coroziune;
- oțeluri placate cu aliaje rezistente la coroziune.

În cadrul acestui capitol vor fi tratate în principal cerințele țevelor sudate sau trase din oțel C-Mn cu limita de curgere minimă specificată – SMYS – $R_{t0.5}$ de până la 555 MPa.

Compoziția chimică a metalului de bază trebuie să fie cuprinsă în limitele prescrise de tabelul 1.9 și 1.10 pentru nivelul prescris al limitei de curgere. Cerințele de rezistență și reziliență sunt prezentate în tabelul 1.11.

DNVGL-ST-F101 definește și limite pentru carbonul echivalent. Calculul carbonului echivalent trebuie făcut pe analiza producătorului după cum urmează:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Ni+Cu}{15} \quad \text{pentru } C > 0.12\% \quad (1.4)$$

$$P_{cm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn+Cu+Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad \text{pentru } C \leq 0.12\% \quad (1.5)$$

Tab.1.9. Compoziția chimică a oțelurilor C-Mn pentru conducte livrate în stare normalizată sau călite și revenite conform DNVGL- ST-F101, $t \leq 25\text{mm}$ [109]

SMYS	Analiza pe produs, max. (%)									Carbon echivalent	
	C ¹⁾	Si	Mn ₁₎	P	S	V	Nb	Ti	Altele ²⁾	CE ³⁾	P _{cm} ⁴⁾
Tevi livrate în stare normalizată (N)											
245	0.14	0.40	1.35	0.020	0.010	⁵⁾	⁵⁾	0.04	^{6,7)}	0.36	0.19 ⁸⁾
290	0.14	0.40	1.35	0.020	0.010	0.05	0.05	0.04	⁷⁾	0.36	0.19 ⁸⁾
320	0.14	0.40	1.40	0.020	0.010	0.07	0.05	0.04	^{6,7)}	0.38	0.20 ⁸⁾
360	0.16	0.45	1.65	0.020	0.010	0.10	0.05	0.04	⁶⁾	0.43	0.22 ⁸⁾
Tevi livrate în stare călită și revenită (Q)											
245	0.14	0.40	1.35	0.020	0.010	0.04	0.04	0.04	⁷⁾	0.34	0.19 ⁸⁾
290	0.14	0.40	1.35	0.020	0.010	0.04	0.04	0.04	⁷⁾	0.34	0.19 ⁸⁾
320	0.15	0.45	1.40	0.020	0.010	0.05	0.05	0.04	⁷⁾	0.36	0.20 ⁸⁾
360	0.16	0.45	1.65	0.020	0.010	0.07	0.05	0.04	^{6,9)}	0.39	0.20 ⁸⁾
390	0.16	0.45	1.65	0.020	0.010	0.07	0.05	0.04	^{6,9)}	0.40	0.21 ⁸⁾
415	0.16	0.45	1.65	0.020	0.010	0.08	0.05	0.04	^{6,9)}	0.41	0.22 ⁸⁾
450	0.16	0.45	1.65	0.020	0.010	0.09	0.05	0.06	^{6,9)}	0.42	0.22 ⁸⁾
485	0.17	0.45	1.75	0.020	0.010	0.10	0.05	0.06	^{6,9)}	0.42	0.23 ⁸⁾
555	0.17	0.45	1.85	0.020	0.010	0.10	0.06	0.06	^{6,9)}	Prin acord	
<p>Notă: ¹⁾ Pentru fiecare reducere de 0.01% a procentului maxim admisibil de C, se acceptă o creștere cu 0.05% a procentului de Mn specificat cu o creștere maximă de 0.20%</p> <p>²⁾ Al_{total} ≤ 0.060%; N ≤ 0.012%; Al/N ≥ 2:1 (nu se aplică la oțelurile calmate cu Ti)</p> <p>³⁾ CE = C + Mn/6 + (Cr+Mo+V)/5 + (Cu + Ni)/15</p> <p>⁴⁾ P_{cm} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B</p> <p>⁵⁾ (Nb + V) ≤ 0.06%</p> <p>⁶⁾ (Nb + V + Ti) ≤ 0.15%</p> <p>⁷⁾ Cu ≤ 0.35%; Ni ≤ 0.30%; Cr ≤ 0.30%; Mo ≤ 0.10%; B ≤ 0.0005%</p> <p>⁸⁾ Pentru țevile trase, valorile maxime să nu depășească 0.25</p> <p>⁹⁾ Cu ≤ 0.50%; Ni ≤ 0.50%; Cr ≤ 0.50%; Mo ≤ 0.50%; B ≤ 0.0005%</p>											

Tab.1.10. Compoziția chimică a oțelurilor C-Mn pentru conducte livrate termomecanic (M) conform DNVGL- ST-F101, $t \leq 35\text{mm}$ [109]

SMYS	Analiza pe produs, max. (%)									Carbon echivalent
	C ¹⁾	Si	Mn ₁₎	P	S	V	Nb	Ti	Altele ²⁾	P _{cm} ³⁾
245	0.12	0.40	1.25	0.020	0.010	0.04	0.04	0.04	⁴⁾	0.19

24 Stadiul actual al cercetărilor - 1

290	0.12	0.40	1.35	0.020	0.010	0.04	0.04	0.04	4)	0.19
320	0.12	0.45	1.35	0.020	0.010	0.05	0.05	0.04	4)	0.20
360	0.12	0.45	1.65	0.020	0.010	0.05	0.05	0.04	5,6)	0.20
390	0.12	0.45	1.65	0.020	0.010	0.06	0.08	0.04	5,6)	0.21
415	0.12	0.45	1.65	0.020	0.010	0.08	0.08	0.06	5,6)	0.21
450	0.12	0.45	1.65	0.020	0.010	0.10	0.08	0.06	5,6)	0.22
485	0.12	0.45	1.75	0.020	0.010	0.10	0.08	0.06	5,6)	0.22 7)
555	0.12	0.45	1.85	0.020	0.010	0.10	0.08	0.06	5,6)	0.24 7)

Notă: ¹⁾ Pentru fiecare reducere de 0.01% a procentului maxim admisibil de C, se acceptă o creștere cu 0.05% a procentului de Mn specificat cu o creștere maximă de 0.20%
²⁾ Al_{total} ≤ 0.060%; N ≤ 0.012%; Al/N ≥ 2:1 (nu se aplică la oțelurile calmate cu Ti)
³⁾ P_{cm} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B
⁴⁾ Cu ≤ 0.35%; Ni ≤ 0.30%; Cr ≤ 0.30%; Mo ≤ 0.10%; B ≤ 0.0005%
⁵⁾ (Nb + V + Ti) ≤ 0.15%
⁶⁾ Cu ≤ 0.50%; Ni ≤ 0.50%; Cr ≤ 0.50%; Mo ≤ 0.50%; B ≤ 0.0005%
⁷⁾ Pentru grosime t > 25mm, P_{cm} poate fi crescut cu max. 0.01

Tab.1.11. Proprietățile mecanice ale oțelurilor C-Mn, conform DNVGL- ST-F101 [109]

SMYS	Limita de curgere R _{t0.5} (MPa)		Rezistența mecanică R _m (MPa)		R _{t0.5} /R _m	Alungire A ₅ (%)	Duritate [HV10]		Energia de rupere a epruvetei cu creștătura V (KVT) pentru MB, MD și ZIT ¹⁾ [J]	
	min.	max.	min. ²⁾	max.			B,MD	ZIT	max.	medie
245	245	450 ³⁾	415	760	0.93	4)	270	300	27	22
90	90	95	15	60			70 ²⁾		0	4
20	20	20	35	60			70 ²⁾		2	7
60	60	25	60	60			70 ²⁾		6	0
90	90	40	90	60			70 ²⁾		9	3
15	15	65	20	60			70 ²⁾		2	5
50	50	70	35	60			70 ²⁾		5	8
85	85	05	70	60			00 ³⁾		0	0
55	55	75	25	25			00 ³⁾		6	5

Tab.1.12. Temperatura de încercare a rezilienței T_0 (°C) ca o funcție de T_{min} (°C) – Temperatura minimă de proiectare, conform DNVGL- ST-F101 [109]

Grosime Perete (mm)	Conductă
$t \leq 20$	$T_0 = T_{min}$
$20 < t \leq 40$	$T_0 = T_{min}$
$t > 40$	$T_0 =$ stabilit de comun acord

1.3.4 Elementele de aliere în oțelurile pentru țevi

Din cele de mai sus se observă că oțelurile pentru țevi sunt în principal oțeluri carbon și slab aliate – microaliate. În compoziția lor chimică sunt prezente elemente de aliere care influențează structura și caracteristicile mecanice ale acestora. Mai jos sunt prezentate principalele elemente de aliere și influența exercitată de ele:

Carbonul este principalul element folosit pentru durificarea oțelului. Dacă concentrația acestui element în oțeluri este de maxim 0.20% durificarea acestora are loc prin carburile care apar. Oțelurile cu mai mult de 0.20% carbon sunt considerate oțeluri durificabile prin tratament termic, fiind tratate termic prin îmbunătățire pentru a putea obține caracteristici mecanice ridicate;

Siliciul este adăugat la elaborarea oțelului pentru a controla nivelul oxigenului. Adăugarea siliciului îmbunătățește rezistența la oxidare, mărește duritatea oțelului și crește rezistența mecanică;

Manganul este un element indispensabil în fabricarea oțelului. Când concentrația este de până în 0.80%, manganul reacționează cu sulful pentru a compensa fragilizarea. Dacă concentrația este mai mare de 1,00% manganul crește rezistența mecanică a oțelului;

Fosforul este unul din elementele care se regăsește în toate oțelurile. Uzual concentrația fosforului este limitată la 0.05%. La această concentrație fosforul îmbunătățește prelucrabilitatea prin așchiere, precum și foarte puțin rezistența mecanică și la coroziune a oțelului;

Sulfur ca și fosforul este prezent în toate oțelurile fiind o impuritate. Concentrația sulfurului poate ajunge până la 0.3%, dar este păstrată la valori mai mici de 0.06%. Sulfurul îmbunătățește prelucrabilitatea prin așchiere și scade comportarea la sudare a oțelurilor datorită fisurării la cald și a porozității incluse în îmbinarea sudată;

Aluminiul este folosit în principal pentru calmarea oțelurilor, având o influență importantă și la micșorarea mărimii de graunte datorită formării de oxizi sau nitruri;

Cromul are multe funcții ca element de aliere. Principalele acțiuni asupra oțelurilor prezentate sunt durificarea și creșterea caracteristicilor mecanice;

Cuprul este un element de aliere în oțeluri care îmbunătățește rezistența acestora la coroziunea atmosferică, precum și caracteristicile mecanice;

Molibdenul conduce la creșterea durității și a rezistenței la oboseală;

Nichelul mărește rezistența și reziliența oțelurilor la temperaturi scăzute;

Niobiul are rolul de a stabiliza carburile în oțeluri;

Azotul în oțeluri formează nitruri, ce au efect în micșorarea mărimii de graunte;

Titanul este un alt element dezoxidant pentru oțeluri. În oțeluri titanul restricționează influența azotului și carbonului. Efectul acestui element constă în micșorarea mărimii de graunte;

Vanadiul tinde să producă o structură fină în timpul proceselor de tratament termic, eliminând adesea efectele supraîncălzirii.

1.3.5. Concluzii privind oțelurile pentru conducte magistrale

Din studiul normelor în vigoare asupra oțelurilor pentru țevi se poate observa că deși sunt diferite, există asemănări în cerințele acestora. Caracteristica oțelurilor din punct de vedere al rezistenței se face în funcție de limita de curgere $R_{t0.5}$ (limita de curgere convențională pentru alungirea totală prescrisă de 0.5%). $R_{t0.5}$ este tensiunea la care alungirea totală reprezintă 0.5%. De exemplu, la un oțel tip 415, alungirii unidirecționale de 0.5% îi corespunde o alungire elastică de 0.2% și o alungire plastică de 0.3%.

Analizând cele două norme cu aplicabilitate europeană EN10208-2, tabelul 1.8. și DNVGL-ST-F101, tabelul 1.11., se observă că din punct de vedere al caracteristicilor mecanice, $R_{t0.5}$, oțelurile de țevă au aceleași cerințe. Făcând comparație între normele API, EN10208 și DNVGL-ST-F101 din punct de vedere al limitei convenționale de curgere corespundă între cele trei norme se găsește în tabelul 1.13.

Oțelurile pentru conducte trebuie să satisfacă cerințe de comportare la sudare, pentru a se putea evita apariția de structuri fragile în sudură sau în zona influențată termic care este caracterizată de o duritate ridicată, fiind susceptibilă și de apariția fisurării la rece, datorită hidrogenului provenit din procesul de sudare. În metalul depus prin sudare apar fenomene de creștere a granulației, care conduce la segregarea elementelor nocive la limita grăunților cristalini, rezultând o înrăutățire a tenacității.

Comportarea la sudare a acestor oțeluri este rezultatul unui complex de factori, cel care are o pondere mai mare fiind compoziția chimică. În aprecierea sudabilității, datorită celor enunțate mai sus, elementul cu o importanță majoră este carbonul echivalent. Toate cele trei norme definesc ca formulă de calcul pentru carbonul echivalent formula IIW/IIS – formulele 1.2., 1.3., 1.4.:

$$CE=C+\frac{Mn}{6}+\frac{Cr+Mo+V}{5}+\frac{Ni+Cu}{15} \quad (1.6)$$

precum și valori maxime ale acestui indicator: 1.7., 1.9.

Tab.1.13 Corespondența între oțelurile pentru conducte

API Spec.5L		EN 10208		DNVGL-ST-F101
Denumire	Nivel de calitate	Denumire	Nivel de calitate	Denumire
L175,L175P/A25,A25P	PSL1	-	-	-
L210/A	PSL1	L210GA	EN10208-1	-
-	-	L235GA	EN10208-1	-
L245/B	PSL1	L245GA	EN10208-1	245
L245R,N,Q,M/ BR,BN,BQ,BM	PSL2	L245NB,MB	EN10208-2	
L290/X42	PSL1	L290GA	EN10208-1	290
L290RN,Q,M/ X42R,N,Q,M	PSL2	L290NB,MB	EN10208-2	
L320/X46	PSL1	-	-	-
L320N,Q,M/ X46N,Q,M	PSL2	-	-	-
L360/X52	PSL1	L360GA	EN10208-1	360
L360N,Q,M/ X52N,Q,M	PSL2	L360NB,QB,MB	EN10208-2	
L390/X56	PSL1	-	-	-
L390N,Q,M/ X56N,Q,M	PSL2	-	-	-

L415/X60	PSL1	-		415
L415M,Q,M/ X60N,Q,M	PSL2	L415NB,QB,MB	EN10208-2	
L450/X65	PSL1	-		450
L450Q,M / X65Q,M	PSL2	L450QB,MB	EN10208-2	
L485/X70	PSL1	-		485
L485Q,M / X70Q,M	PSL2	L485QB,MB	EN10208-2	
L555Q,M / X80Q,M	PSL2	L555QB,MB	EN10208-2	555
L625M / X90M	PSL2	-		-
L625Q / X90Q	PSL2	-		-
L690M / X100M	PSL2	-		-
L690Q / X100Q	PSL2	-		-
L830M / X120M	PSL2	-		-

Metoda carbonului echivalent este un indicator din punct de vedere al comportării la sudare, dar nu oferă informații privind duritatea în ZIT sau temperatura minimă de preîncălzire pentru a se evita fisurarea la rece.

Pentru că fisurarea la rece este corelată direct cu duritatea, pentru oțelurile C-Mn, DNVGL-ST-F101 limitează aceste caracteristici la 270(300) HV10. Datorită condițiilor de exploatare, de exemplu prevenirea fisurării sub tensiune a conductelor exploatate în medii acide cu hidrogen sulfurat, duritatea maximă acceptată va fi de 250 HV10 la radacină și 275 HV10 pe exterior.

Pentru caracterizarea completă a comportării la sudare, s-au elaborat metode de estimare a durității maxime în ZIT, bazate pe considerarea compoziției chimice a metalului de bază și a vitezei de răcire în ZIT, estimată prin durata $t_{8/5}$. Duritatea maximă în ZIT se calculează cu relația Defourny [6]:

$$HV10_{max} = 189 + 67C + 507P_{cm} - (101 + 711 - 461P_{cm}) \arctg X \quad (1.7)$$

în care:

$$P_{cm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (1.8)$$

Acest parametru fiind una din expresiile carbonului echivalent, iar X are formula:

$$X = \frac{\lg t_{8/5} + 0.501 + 7.9C - 11.01P_{cm}}{0.543 - 0.55C - 0.76P_{cm}} \quad (1.9)$$

Durata $t_{8/5}$ se poate estima cu relația:

$$t_{8/5} = \frac{900}{(600 - T_{pr})^{1.2}} E_i^{(0.94 + 0.007T_{pr})} \quad (1.10)$$

în care, E_i - energia liniară la sudare
 T_{pr} - temperatura de preîncălzire.

Pentru limitarea durității în ZIT norma DNVGL limitează valoarea parametrului P_{cm} , a se vedea tabelul 1.9 și 1.10. Acest parametru este definit și de API, în cerințele PSL2.

La oțelurile carbon cu limita de curgere mai mare de 420MPa, pentru aprecierea comportării la sudare se vor folosi teste suplimentare cum sunt:

- determinarea deplasării la deschiderea fisurii;
- temperatura de tranziție la ductilitate nulă;
- tendința de fisurare la rece;
- tendința de fisurare la cald.

Din punct de vedere al denumirii se poate observa că cele două norme europene EN10208 și DNVGL-ST-F101 sunt similare. Cu toate acestea, datorită impactului asupra mediului pe care îl au conductele submarine, norma DNVGL-ST-F101 este mult mai restructivă decât EN10208. Cerințele pentru compoziția chimică sunt în general similare, dar față de EN10208, norma DNVGL se aplică țevilor cu o grosime de perete de 35mm în loc de 25mm. De asemenea, în norma DNVGL sunt specificate și limitele maxime ale elementelor residuale, valabile atunci când pentru elaborarea oțelului se folosește fierul vechi.

Norma DNVGL definește fața de normele EN și API și valori stricte pentru duritatea admisibilă în materialul de bază, ZIT și sudură, precum și valori stricte ale rezistenței la propagarea fisurii (CTOD), de minim 0.15 mm atât în metalul de baza, cât și în ZIT și sudură.

Pe lângă aceste deosebiri, în cadrul normei DNVGL sunt definite cerințele pentru toate materialele folosite în construcția conductelor submarine, cum ar fi oțelurile inoxidabile austenito-feritice (duplex), oțeluri inoxidabile martensitice sau austenitice și aliaje de nichel rezistente la coroziune, țevi placate cu materiale rezistente la coroziune. Față de aceasta normă, celelalte două organizații, tratează aceste materiale în standarde diferite.

1.4. Elementele de dificultate ale problematicii abordate

Conductele magistrale sunt destinate transportului sub presiune a gazelor naturale, produse care sunt bogate în hidrogen sulfurat. Datorită presiunilor ridicate și a mediului toxic folosit la transportul gazelor naturale, tehnologiile respective de sudare și controlul îmbinarilor sudate impun o deosebită atenție cercetătorilor.

Sudarea tradițională a conductelor magistrale de grosimi mari și de lungimi de ordinul sutelor și miilor de kilometri folosind procedeul manual cu electrozi înveliți nu se recomandă datorită atât productivității scăzute cât și costului ridicat raportat la sudarea complet automată a conductelor. De asemenea, folosirea electrozilor celulozici (electrozi care introduc o cantitate ridicată de hidrogen) la sudarea manuală a conductelor de grosimi medii și mari nu este recomandată de nici un producător de materiale de sudare datorită pericolului de fisurare cauzat de prezența hidrogenului.

În cazul sudării cu electrozi înveliți (SE), arcul electric este amorsat între electrodul învelit și piesa care se sudează. Arcul electric topește materialul de bază și vârful electrodului formând baia topită. Pe măsura ce baia de metal topit progresaază, electrodul devine din ce în ce mai scurt, operatorul fiind nevoit să întrerupă realizarea sudurii pentru a înlocui materialul de adaos.

Această schimbare periodică a electrozilor reprezintă unul din dezavantajele procedurii, deoarece scade drastic factorul de operare al procedurii.

Un alt dezavantaj, îl constituie limitarea curentului care poate fi folosit. O valoare ridicată a acestuia, care apare la sudarea semimecanizată sau mecanizată nu poate fi folosită datorită lungimii mari și variabile a electrodului între arcul electric și punctul de contact electric, care este cleștele portelectrod. Curentul de sudare este astfel limitat de rezistența la încălzire a electrodului. Temperatura electrodului nu trebuie să depășească temperatura de distrugere a învelisului.

Sudarea sub strat de flux. În acest caz, curentul de sudare are efect asupra ratei de topire și ea poate fi controlată prin diametrul sârmei și prin viteza de avans. Acest parametru nu trebuie să fie prea ridicat deoarece poate cauza spargerea țevii, dar nici prea scăzut deoarece poate conduce la topirea incompletă sau la o pătrundere prea mică.

Modificarea tensiunii va conduce la modificarea lungimii arcului, dar nu va afecta pătrunderea. Mărind tensiunea la aceeași valoare a curentului și aceeași viteză de sudare, se mărește cantitatea de flux topit conducând la formarea unei suduri mai aplatisate.

Sudarea țevilor sub strat de flux atât în varianta elicoidală sau longitudinală folosite la construcția acestora, cât și în varianta cap la cap pe șantier pentru realizarea dubletilor se face pe circumferință. Acest tip de sudură diferă față de poziția orizontală din două puncte de vedere:

- Primul este tendința metalului băii de sudură și a zgurii topite să curgă. Această tendință poate fi prevenită prin următoarele metode:
 - reglarea poziției sârmei;
 - limitarea formei metalului topit prin micșorarea curentului și a tensiunii arcului și prin creșterea vitezei de sudare;
 - menținerea fluxului.
- Al doilea, este mărirea importanței detașabilității zgurei. La sudurile circulare, baia de metal și zgura topită au tendința de a curge. În cazurile cele mai severe, metalul depus și zgura topită cad din îmbinare, în timp ce în cazurile mai puțin grave, sudura se solidifică într-o formă neregulată (fig.1.1b și 1.1c) [18].

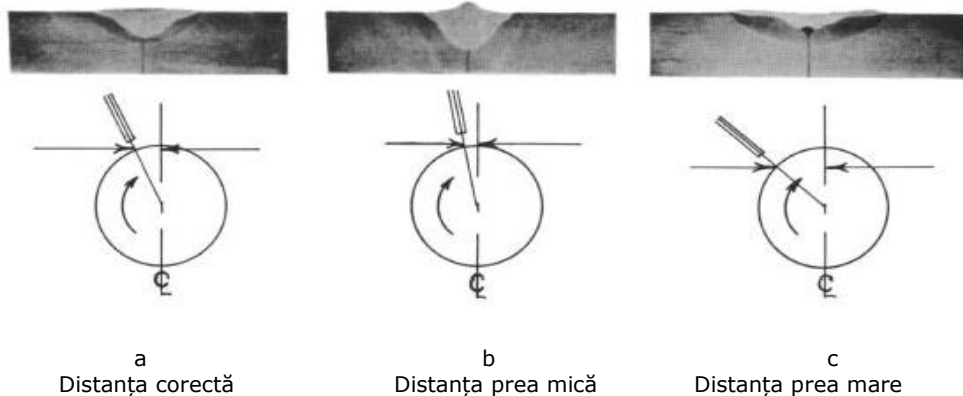


Fig.1.1. Efectul deplasării sârmei de sudare față de verticală asupra formei rândului depus prin sudare [18]

Pentru a preveni curgerea metalului topit și deformarea formei cordonului, sudurile trebuie să se solidifice înainte de a ajunge la centrul vertical. Aceasta înseamnă că arcul trebuie poziționat înaintea centrului vertical. În figura 1.1 sunt ilustrate formele pe care le poate lua metalul depus în diverse poziții de amplasare a capului de sudare. Sârma electrod trebuie așezată la o anumită distanță față de centrul vertical, perpendicular pe țevă pentru a obține o formă corectă a sudurii.

Fără a ține cont de poziția sârmei electrod, dacă baia de metal topit are volumul prea mare aceasta va curge deoarece nu se poate solidifica foarte repede. În acest caz, reducerea curentului și/sau creșterea vitezei de sudare va reduce forma metalului depus. Scăderea tensiunii va conduce la reducerea volumului de zgură.

Datorită faptului că este granulat, fluxul va curge pe țevile cu diametre mici, dacă nu este susținut. Aceasta va conduce la pierderea protecției arcului electric, deci la realizarea unor suduri de calitate necorespunzătoare.

La sudarea multistrat, o deosebită importanță o are detașabilitatea zgurii, deoarece dacă sudura se face în mod continuu, aceasta trebuie îndepărtată înainte de a se completa profilul țevii.

Sudarea MAG (Metal Active Gas) în rost îngust este o tehnică de sudare cu treceri multiple folosind rosturi de sudare în I sau în V cu un unghi sub 10° și o deschidere a rostului de 6-16 mm și este folosită la construcția conductelor magistrale destinate transporturilor de gaze naturale și petrol.

Folosirea sudării MAG în rost îngust (narrow gap MAG welding) necesită precauții speciale care să asigure ca varful sârmei electrod este poziționat precis pentru a asigura o topire corespunzătoare ale fețeleor rostului de sudare [4],[36] [78],[103].

Sudarea MAG în rost îngust folosind un singur cap de sudare este tehnica dominantă și a fost optimizată în trecut să producă productivitatea maximă folosind acest proces de sudare. Continua dezvoltare a sudării MAG folosind doua capete de sudare și folosirea sudării MAG la rădăcină conduce la o creștere importantă a productivității [71],[80].

Paul A. And Mark C. [56] au subliniat faptul că după sudarea rădăcinii pentru straturile de umplere se recomandă sistemul P625, care poate să fie configurat atât dual cât și cu un singur cap de sudare. P625 a fost dezvoltat specific pentru offshore și onshore [56].

Potrivit lui Faiz F. și Mustafa I. sudarea MAG în rost îngust cu două capete de sudare într-un singur sistem de sudare folosit la sudarea conductelor magistrale oferă o productivitate de 3-4 ori mai mare decât sudarea conventională cu un singur cap de sudare, producând suduri similare cu cele produse prin folosirea unui singur cap de sudare [23].

Dr. Robert Andrews, Harry K., Neil A. și alții au evidențiat faptul că procesul MAG mecanizat de sudare este cel mai mult folosit la sudarea conductelor magistrale de diametre mari și oțeluri de înaltă rezistență (TMCP) [61].

Conductele de transport și distribuție a fluidelor petroliere și gazelor se realizează din țevi de oțel fabricate prin laminare la cald (fără sudură/seamless) sau sudate (longitudinal sau elicoidal). Conform normelor API 5L (Specification for Line Pipe) -2018 conductele de transport se livrează în două categorii de calitate: PSL 1 & PSL 2 [91]. În industria petrolului și de gaze se lucrează în mediu de hidrogen sulfurat (H_2S). Conform API5L-2018 numai conductele din categoria PSL 2 se folosesc în medii de hidrogen sulfurat [91]. Oțelurile folosite la fabricația conductelor sunt oțeluri carbon cu granulație fină, ex. X56N, X60N, etc și oțeluri microaliate de înaltă rezistență (TMCP), ex. X65M, X70M, etc. [15],[25],[30],[79].

Recunoașterea importanței unei structuri cu granulație fină pentru îmbunătățirea atât a rezistenței la rupere cât și a rezilienței a condus la dezvoltarea tehnicii de laminare controlată, la care temperatura de laminare finală este menținută în domeniul temperaturii de normalizare [8],[82],[86]. În cele din urmă aceste practici au evoluat într-un sofisticat proces termomecanic controlat folosit în producția modernă de oțeluri [5],[26]. Au rezultat progrese majore ale sudabilității, rezistenței mecanice și rezilienței la temperaturi negative [27],[73],[104].

Oțelurile microaliate de înaltă rezistență sunt caracterizate prin conținuturi de carbon scăzute (0.03 – 0.12%). Ele își obțin caracteristicile mecanice înalte prin tratamentul termomecanic aplicat. Caracterul de "microaliat" este dat de prezența unor elemente ca Nb, Ti sau V în cantități suficiente pentru a provoca formarea unor carbonitruiri [18],[74],[77].

Cercetările efectuate până în prezent au evidențiat faptul că la majoritatea oțelurilor tratate termomecanic îmbinate prin sudare apare un anumit grad de înmuiere a zonelor influențate termic [35],[114]. Devine astfel, important să se extindă în continuare experimentele legate de influența parametrilor de sudare asupra microstructurii și proprietăților mecanice ale îmbinărilor sudate din oțeluri tratate termomecanic. De asemenea, permeabilitatea hidrogenului a fost investigată prin tehnica de permeabilitate electrochimică [24],[34],[38],[42].

Sudarea conductelor magistrale și controlul nedistructiv sunt guvernate de norma API 1104 [89]. Comportarea la coroziune tensofisurantă se va face conform normei NACE TM0177, Metoda B [88], iar prepararea și îndoirea probelor pentru testul de coroziune conform normei ASTM G39 [102].

Lucrarea își propune găsirea unei modalități de limitare a transformărilor microstructurale nedorite în zonele îmbinărilor sudate, concomitent cu mărirea productivității prin implementarea unui proces de sudare MAG cu rost îngust a unui oțel tratat termomecanic care este destinat execuției conductelor pentru industria petrolului și a gazelor. Ea oferă cunoștințe suplimentare legate de selecția adecvată a materialelor de sudare, omologarea tehnologiei de sudare având în vedere o creștere substanțială a productivității prin folosirea atât a sudării automate interne a rădăcinii cât și prin folosirea a două capete de sudare pentru umplerea rostului concomitent cu o reducere a consumului de material de adaos datorită rostului îngust.

1.5. Obiectivele tezei de doctorat

Dificultățile semnalate la sudarea MAG cu rost îngust impun efectuarea de ample cercetări experimentale care să urmărească îndeplinirea următoarelor obiective:

1. Oportunitatea realizării unor îmbinări sudate ale conductelor cu diametru de 42" (1066,8 mm) din oțeluri microaliate de înalta rezistență cu conținut redus în carbon, tratate termomecanic (TTM), API 5LX65M, folosind procedeul MAG în spray arc pentru stratul de rădăcină și curent pulsant la umplerea rostului. Echipamentul de sudare folosit, va fi compus dintr-o mașină de sudat a interiorului țevii, și două masini de sudat a exteriorului țevii, fiecare fiind prevăzută cu două capete de sudat pentru umplere, la care conducta este fixă iar echipamentul prezintă o mișcare orbitală vertical descendenta în jurul țevii.
2. Stabilirea parametrilor tehnologici ai regimului termic de sudare pentru rădăcină și pentru straturile de umplere a rostului.

- 3.** Selecția unor materiale de adaos compatibile cu metalul de bază care să conducă la obținerea unui metal depus cu caracteristici de întrebuințare favorabile; astfel, se va opta pe varianta utilizării unei sârme ER70S-G pentru sudarea rădăcinii, iar pentru umplere, sârma ER70S-6.
- 4.** Evaluarea calității îmbinărilor sudate prin investigații ale structurii microscopice, încercări mecanice (duritate, tracțiune statică, încovoiere prin șoc, indoire la rece) și prin control nedistructiv (particule magnetice, raze x) cu stabilirea liniilor directe care trebuie avute în vedere pentru evitarea defectelor posibile într-un caz particular de îmbinare a unor asemenea oțeluri.

2. CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA PARAMETRILOR PROCESULUI DE SUDARE

2.1. Particularitățile procesului de sudare MAG cu rost îngust

Procesul de sudare MAG folosește un arc electric între un electrod fuzibil sub formă de sârmă și baia de metal, protecția fiind realizată de o sursă externă de gaz activ sau amestecuri de gaze inerte cu gaze active [10],[18],[103].

El este utilizat la îmbinarea țevilor, conductelor magistrale, recipientelor sub presiune, construcțiilor din șantierele navale, etc.

Sudarea MAG în rost îngust este o tehnică de sudare cu treceri multiple utilizată pentru a îmbina îndeosebi materiale metalice cu grosime ridicată folosind rosturi de sudare în I sau în V cu un unghi sub 10° și o deschidere a rostului de 6-16 mm.

Principalele tipuri de rosturi folosite la sudarea MAG în rost îngust sunt prezentate în fig. 2.1.

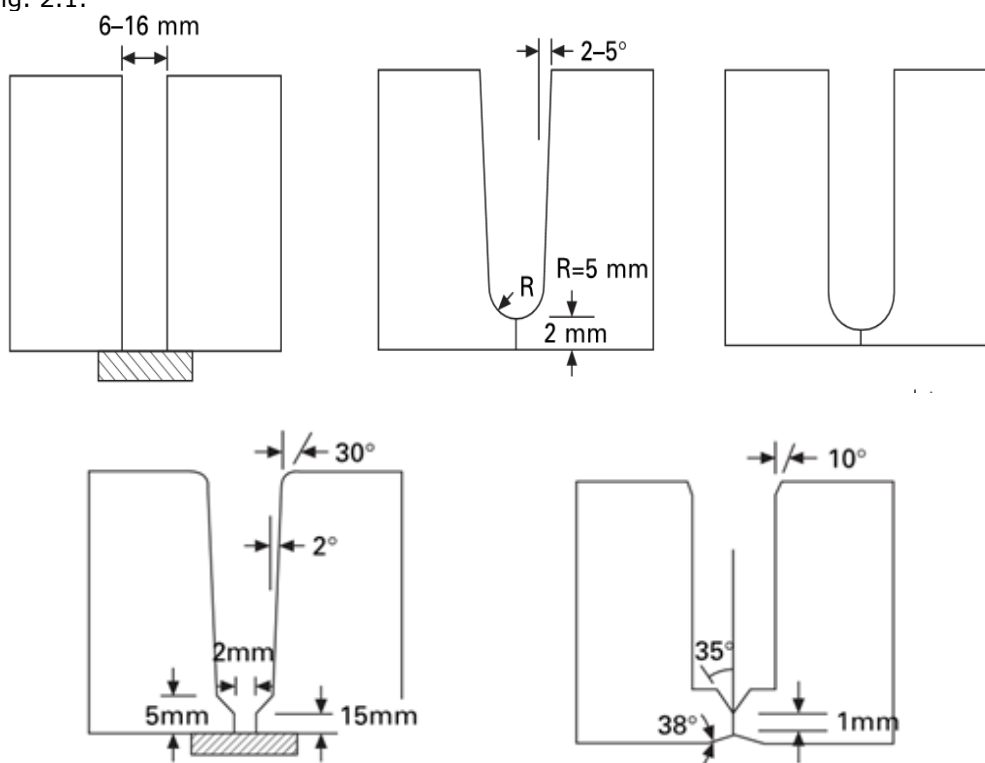


Fig.2.1 Forma geometrică a rosturilor [103]

Caracteristicile de bază ale acestui proces sunt:

- Rost îngust, fețele rostului sunt paralele sau ușor deschise;
- Deformații reduse datorită formei rostului;
- Sudarea cu treceri multiple cu unul sau două treceri pe strat;
- În general, zona influențată termic (ZIT) este redusă datorită sudării cu energie liniară redusă;

Capul de sudare trebuie să îndeplinească următoarele condiții:

- Trebuie să poată ajunge la rădăcina rostului;
 - Trebuie să poată înainta fără a ajunge în contact cu pereții rostului și în acest fel provocând scurt-circuitări;
 - Trebuie să asigure protecția cu gaz a băii de metal topit;
 - Trebuie să nu se supraîncălzească și în acest fel să suporte curenții de sudare;
- pentru evitarea acestei probleme capul de sudare trebuie să fie răcit cu apă;
- Capul de sudare să fie executat dintr-un material cu conductivitate termică ridicată (de ex. cupru sau aliaje cu bază de cupru);
 - Duza de contact să poată fi ușor înlocuită.

În funcție de modul de introducere a sârmei în rost se disting două tehnici de sudare și anume (fig.2.2):

- Capul de sudare este introdus în rost (fig2.2 A);
- Capul de sudare este plasat deasupra rostului (fig.2.2 B).

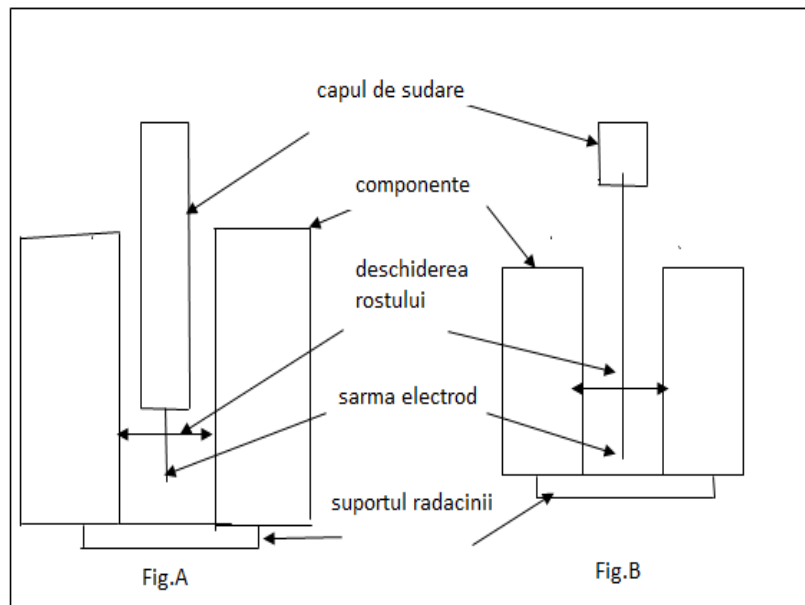
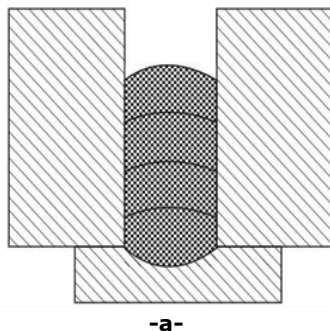


Fig.2.2 Variante de introducere a sârmei în rost [103]

Dispunerea trecerilor în rost se poate realiza astfel (fig.1.3):

- un singur rând pe strat (fig.2.3 a);



- cu două treceri pe strat (fig.2.3 b);

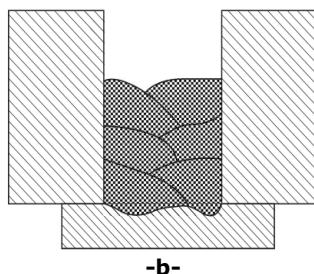


Fig.2.3 Modalități de dispunere a trecerilor în rost [103]

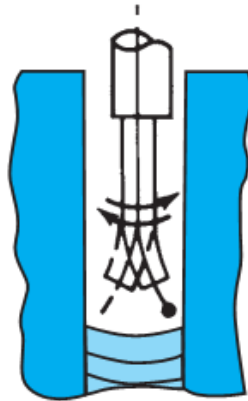
În cazul depunerii unui singur rând pe strat, pentru a evita producerea unor defecte de sudare (în primul rând, lipsa de topire laterală) este necesară pendularea transversală a arcului electric. Aceasta poate fi realizată în mai multe moduri (fig.2.4):

- prin oscilarea capului de sudare; în acest caz, oscilarea poate fi creată mecanic prin mișcarea capului de sudare transversal rostului (fig.2.4 a).



- prin rotirea capului de sudare (fig.2.4 b); această tehnică folosește o duză de contact îndoită la un anumit unghi, împreună cu mișcarea de avans; duza

de contact se rotește spre dreapta și stânga dând arcului o mișcare oscilatorie.



-b-

- prin deformarea prealabilă a sârmei de sudare; în timpul antrenării în rost (fig.2.4 c) ; sârma electrod este deformată de către un dispozitiv special.



-c-

- prin utilizarea a două sârme împletite (fig.2.4 d). Această metodă (twisted electrode) a fost dezvoltată cu scopul de a îmbunătăți penetrarea pe fețele rostului fără mișcarea duzei de contact. Sârma electrod constă din două sârme împletite care, când sunt alimentate în rost generează arcele de sudare de la vârfurile celor două sârme. Datorită răsucirii, arcele descriu o mișcare continuă de rotație care mărește penetrarea pe fețele rostului fără un dispozitiv special.

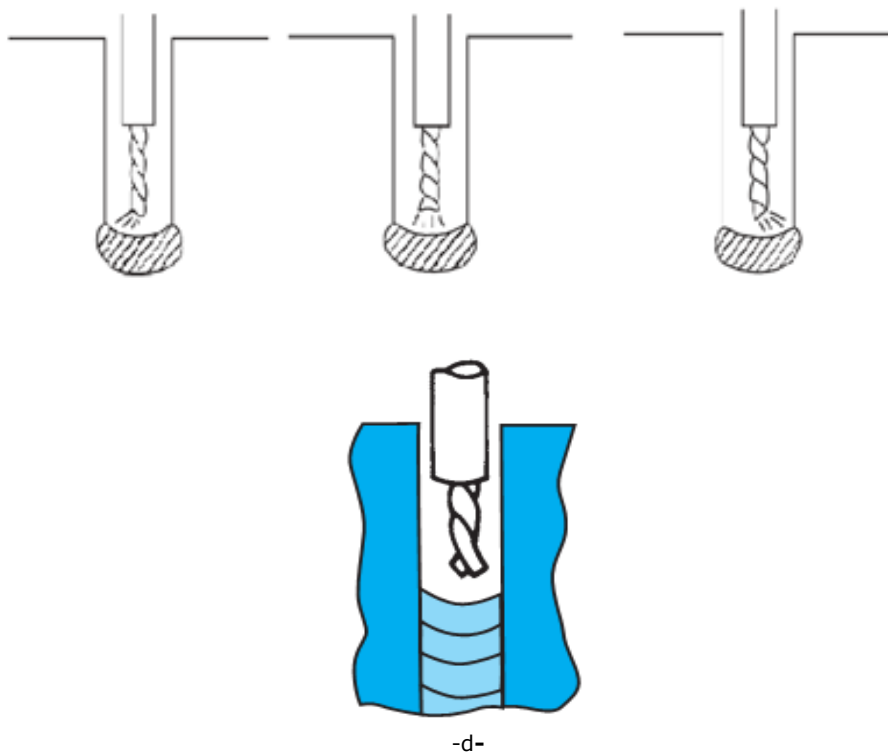


Fig.2.4 Moduri de pendulare transversală a arcului electric [103]

La depunerea a două treceri pe strat se folosește metoda tandem. Două sârme electrod controlate cu ajutorul a două duze de contact sunt folosite în tandem. Arcurile de sudare sunt direcționate spre fețele rostului producând o serie de suduri de colț suprapuse, așa cum se poate observa în fig.2.5.



Fig.2.5 Dispunerea sârmelor la metoda tandem [103]

Caracteristicile de bază ale acestui proces de sudare pot fi rezumate astfel [68]:

- rost îngust, fețele rostului sunt ușor deschise;
- deformații reduse datorită formei rostului;
- sudarea cu treceri multiple cu o singură trecere pe strat;
- zona influențată termic (ZIT) este redusă datorită sudării cu energie liniară redusă;
- procesul oferă un cost mai redus datorită micșorării consumului de materiale de adaos și a reducerii timpului de sudare.

Principalele dezavantaje ale sudării MAG în rost îngust sunt [68]:

- echipamentele de sudare sunt mai scumpe datorită controlului capului de sudare și a dispozitivului de alimentare a sârmei electrod;
- creșterea riscului de defecte (lipsa de topire) pe măsura măririi grosimii componentelor;
- dificultatea îndepărtării defectelor datorită accesibilității limitate.

Principalele aplicații ale sudării MAG în rost îngust sunt exemplificate în fig.2.6...2.11:

- Fabricarea recipientelor sub presiune, a cazanelor, podurilor, etc.:



Fig.2.6 Recipient sub presiune [68]



Fig.2.7 Pod în construcție sudată [68]

- În industria offshore a conductelor:

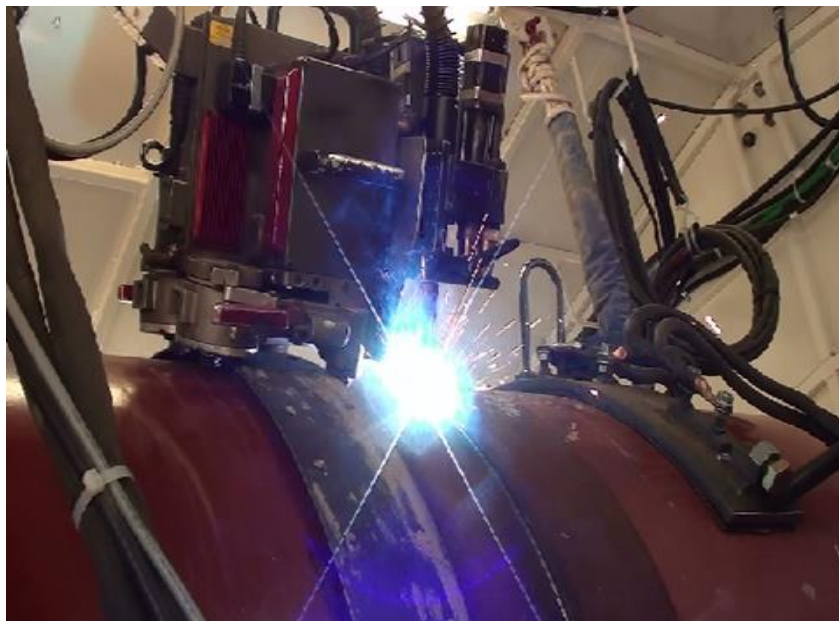


Fig.2.8 Conductă petrolieră [68]

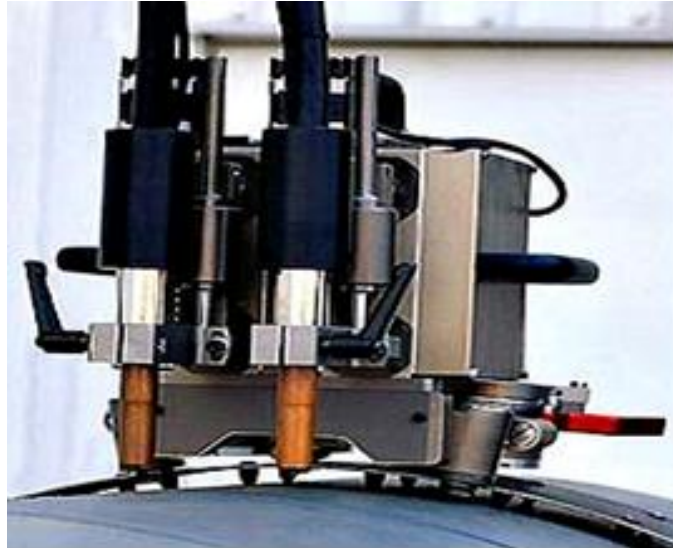
- La sudarea țevilor, cu variantele la care țeava se rotește și sudura se execută în poziția plană (1G) și varianta la care țeava este fixă și capul de sudare execută o mișcare orbitală în jurul țevii (5G):



Fig.2.9 Varianta de țeavă rotitoare și sudură în poziție plană [68]



-a-



-b-

Fig.2.10 Varianta de țevă fixă și sudare orbitală: a- derularea procesului; b- capul de sudare [68]

- La sudarea conductelor magistrale (fig.2.11):



Fig.2.11 Conductă magistrală [68]

2.2. Conducerea programului experimental

Conductele magistrale cu diametrul de 42" (1066.8mm) și grosimea peretelui de 31.75mm, executate din oțel microaliat de înaltă rezistență API5L X65M, tratat termomecanic au fost sudate prin procedeul MAG în spray arc pentru stratul de rădăcină & hot pass și curent pulsant la umplerea rostului folosind echipamentul de sudare al firmei CRC Evans. Acesta este compus dintr-o mașină de sudat a interiorului țevii, IWM și două mașini de sudat a exteriorului țevii, P625, fiecare fiind prevăzută cu două capete de sudare pentru umplere, la care conducta este fixă iar echipamentul de sudare prezintă o mișcare orbitală vertical descendentă în jurul țevii. Înainte de asamblare, capetele țevelor sunt prelucrate mecanic pentru obținerea rostului îngust (fig.2.12).

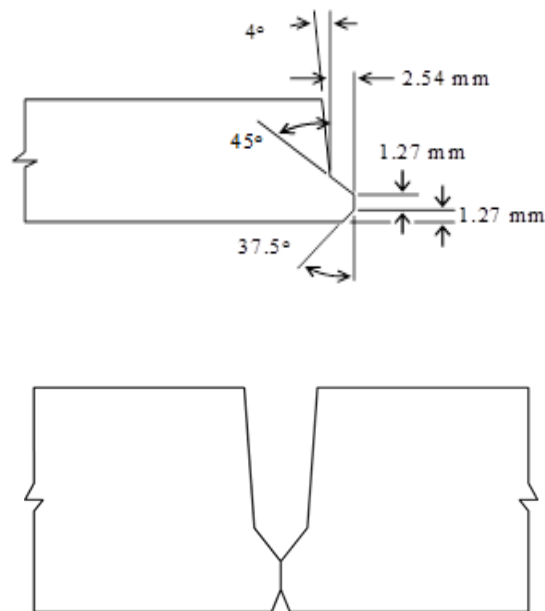


Fig.2.12 Forma și dimensiunile rostului

Schema de principiu a sudării interioare a țevelor este prezentată în fig.2.13

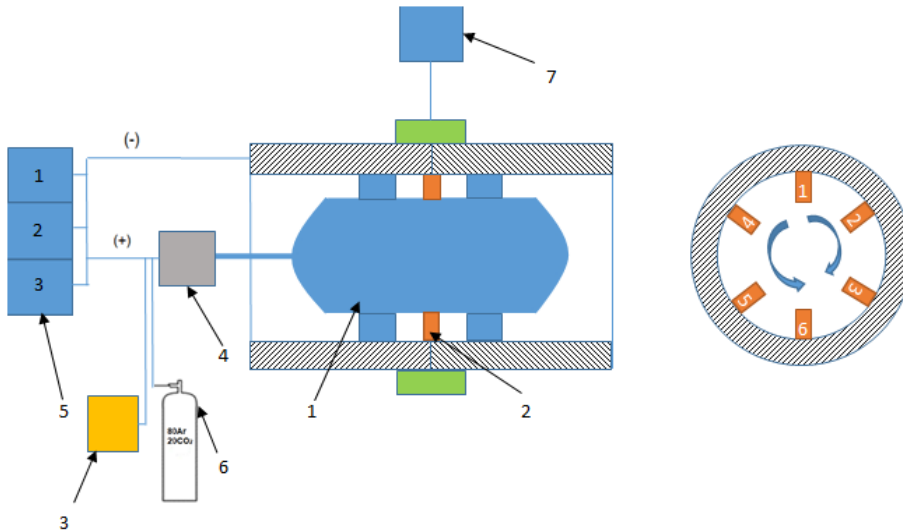


Fig.2.13 Schema de principiu a sudării interioare a țevilor: 1 – mașina de sudare interioară a țevilor; 2 – cap de sudare; 3 – compresor; 4 – tablou de comandă; 5 – surse de sudare; 6 – butelii de gaz 80%Ar + 20% CO₂; 7 – mașina de preîncălzire prin inducție

Înainte de sudare, capetele țevilor se preîncălzesc la 100 - 150°C pe o lungime de cel puțin 75 mm cu ajutorul mașinii de preîncălzire prin inducție (7).

Mașina de sudat a interiorului țevii (IWM – Internal Welding machine),(1),este concepută pentru a fixa capetele țevilor în vederea sudării și pentru a realiza stratul de rădăcină din interiorul țevii. Ea este o unitate mecanică electro-pneumatică care utilizează atât sisteme electrice, cât și pneumatice. Sistemul electric de 24V este folosit în principal pentru rotirea capetelor de sudare (2), (6 capete de sudare) și a sistemului de avans al sarmei pentru cele 6 capete de sudare. Fiecare cap de sudare are propriul sistem de avans al sârmei încorporate în IWM. Sistemul pneumatic alimentat de la compresorul (3) este folosit în principal pentru a fixa capetele țevilor în vederea sudării. Controlul operațional al mașinii interne este realizat de la tabloul de comandă (4).

Sudarea interioară a țevii se realizează cu ajutorul celor 6 capete de sudare în două faze. În prima fază capetele de sudare 1,2 și 3 poziționate la 0°, 60° și 120° realizează sudarea primei jumătăți a țevii. Mișcarea capetelor de sudare este orbitală descendentă. În faza a doua celelalte 3 capete de sudare (4, 5 & 6) poziționate după sudarea primei jumătăți a țevii la 360°, 300°, respectiv 240° realizează sudarea celei de a doua jumătăți a țevii, mișcarea capetelor fiind la fel ca în prima fază orbitală descendentă. IWM folosește pentru alimentarea capetelor de sudare 3 surse de sudare (5).

Gazul de protecție folosit este 80% Ar+20% CO₂ și este adus în zona arcului din butelia (6).

După sudarea stratului de rădăcină, IWM va rămâne în poziție, după care are loc sudarea exterioară cu ajutorul a două echipamente automate de sudare P625. IWM va fi îndepărtată numai după sudarea stratului al doilea din exterior (hot pass).



Fig.2.14. Mașina de sudare interioară

Hot passul și straturile de umplere ale rostului au fost realizate din exteriorul țevii folosind echipamentul de sudare automat CRC Evans P625 (fig 2.15).

Echipamentul de sudare P625 este alcătuit din mașina de sudat (1) prevăzută cu două capete de sudare (2).

Hot passul se execută MAG spray arc, iar umplerea, în MAG pulsant. Cele două mașini de sudat realizează o mișcare orbitală în jurul țevii (3), țeava fiind fixă, direcția de sudare fiind verticală descendentă. Cele două mașini de sudat sunt poziționate la ora 12. Mașina de sudat nr.1 începe sudarea de la ora 12 la ora 6. Când mașina de sudat nr.1 ajunge aproximativ la ora 2-3, mașina nr. 2 începe sudarea de la ora 12 la ora 6. Hot passul este sudat folosind un singur cap de sudare pentru ca operatorul de sudare să aibă un control mai bun. Pentru umplerea rostului se folosesc ambele capete de sudare. Defazajul de timp între cele două mașini de sudat este folosit de operatorii de sudare pentru a poliza începuturile/sfârșiturile cordoanelor de sudură în vederea evitării defectelor de sudură.

Protecția arcului electric și a băii de metal topit se realizează cu ajutorul gazului de protecție 80% Ar+20% CO₂ adus în zona arcului din butelia (4). Sârma electrod este antrenată cu viteză constantă de către sistemul de avans (5). Alimentarea arcului cu energie electrică se face de la sursa de sudare de curent continuu (6).

Fiecare cap de sudare de la fiecare mașină de sudare are alimentarea individuală cu gaz, energie electrică, sistemul de avans al sârmei, tot individual, așa cum este prezentat în fig.2.15.

Parametrii de sudare pentru P625 se introduc prin intermediul unui program de sudare în CPU (central process unit) (7). Fiecare mașină de sudare are propriul CPU care controlează întregul proces de sudare. Fiind un proces automat unde ciclul de funcționare are valori ridicate și datorită curenților de sudare care pot trece de 300 A, P625 este prevăzut cu sistemul de răcire cu apă (8).

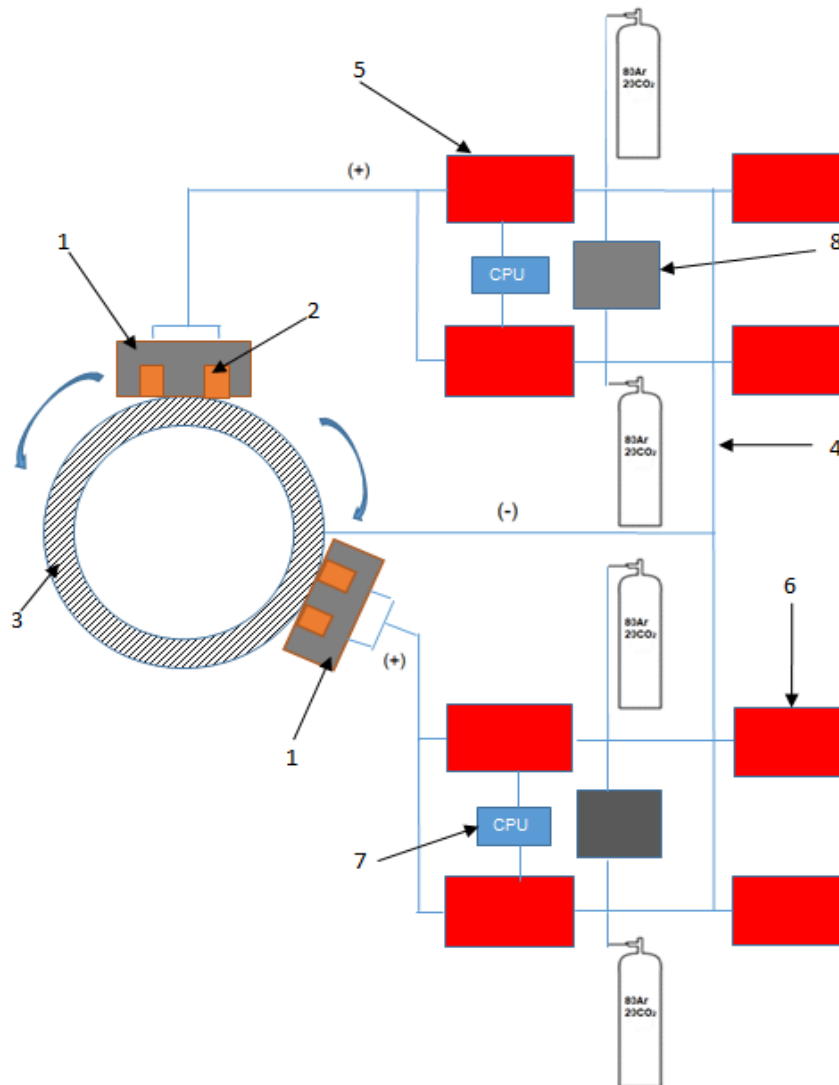


Fig.2.15 Schema de principiu a sudării exterioare a țevilor: 1 – mașina de sudat; 2 – cap de sudare; 3 – țeava; 4 - butelie de gaz 80%Ar + 20% CO₂; 5 – sistem de avans al sârmei; 6 – sursa de sudare; 7 – unitatea centrala de procesare; 8 – sistem de răcire cu apă

2.3. Caracterizarea metalului de bază și a materialului auxiliar

2.3.1 Caracterizarea metalului de bază

Procesarea oțelurilor prin tratamente termomecanice presupune în prima fază încălzirea acestora la temperaturi de aproximativ 1200 °C, deformarea lor plastică de o manieră normală și apoi o reducere finală a secțiunii, realizată la o temperatură mai mică decât cea specifică prelucrării convenționale. Prin efectuarea deformării plastice la o temperatură mai scăzută se promovează o finisare a grăunților cristalini și o întârziere a fenomenelor de precipitare a fazelor secundare. Prelucrarea finală de deformare la cald poate continua până la temperaturi inferioare punctului critic Ar_3 , de transformare a austenitei în ferită. Evident că acest lucru necesită echipamente puternice, care să fie capabile să deformeze oțelul la temperaturi mai joase de lucru. Cercetările au arătat că dimensiunea optimă a precipitatelor de faze secundare și gradul ridicat de dispersie al acestora se obțin atunci când temperatura finală de laminare este de aproximativ 775°C [6],[52]. Pentru unele oțeluri tratate termomecanic, ultima etapă de răcire (în timpul căreia transformarea este finalizată) se conduce cu o viteză de răcire superioară celei specifice aerului, dar inferioară vitezei critice de călire a oțelului considerat, pentru a se favoriza formarea de bainită precum și, sau în loc de formare a feritei [37],[66],[68],[69]. Există numeroase metode de tratament termomecanic, trei dintre ele fiind ilustrate în fig.2.16.

Primele două (tipul I și II fig.2.16) nu conțin o răcire accelerată de la temperatura de sfârșit de deformare și diferă între ele în principal prin intervalul de temperatură în care are loc acest proces. A treia metodă (tipul III fig.2.16) cuprinde o răcire accelerată după procesul de laminare controlată [68],[69],[104]

Structura materialului	Temperatura[°C]	Proces convențional	Proces controlat termomecanic
Austenita (echiaxială) recristalizată	Aprox.1200°C Normalizare		
Austenita (alungită) nerecristalizată	Ar_3		
Austenită + ferită Ferită + Perlită Ferită + Bainită	Ar_1		
Nota: CR – Laminare controlată			

Fig. 2.16. Comparație între procesul convențional și procesul controlat termomecanic [104]

Oțelurile microaliate de înaltă rezistență sunt caracterizate prin conținuturi scăzute în carbon (0.03 – 0.12%), respectiv microalierea cu Ti, Nb, V în cantități suficiente pentru a provoca formarea unor carbonitruri. Tratamentul termomecanic aplicat asigură obținerea unor caracteristici mecanice ridicate compensând efectul conținutului mai redus în carbon printr-o durificare prin precipitare și o finisare a dimensiunii grăunților cristalini [52],[53],[67],[68].

Eficiența combinației de proceduri termice și mecanice controlate riguros s-a mărit prin dezvoltarea metodei de răcire accelerată, care permite controlul transformărilor microstructurale nu numai din timpul deformării la cald, ci până în stadiul final de realizare a produsului. Ca urmare, caracteristicile de rezistență mecanică ale unui oțel tratat termomecanic sunt superioare celor specifice stării structurale obținute prin recoacere pentru normalizare. De aceea, gradul de aliere al unui oțel tratat termomecanic este mai scăzut comparativ cu cel al unui oțel normalizat cu aceeași rezistență mecanică. Acest fapt este extrem de benefic pentru sudabilitatea oțelurilor. Se previzionează că la unele mărci de oțeluri, caracteristicile de tenacitate ale zonei influențate termic pot deveni chiar mai bune decât la starea normalizată, ele putând fi obținute la valori mai ridicate ale energiei liniare de sudare. De aceea, se apreciază că unele oțeluri tratate termomecanic cu un conținut redus în carbon (0.03-0,12%) și în elemente de aliere (< 0.1%), care conduc la un carbon echivalent Ce (IIW) <0.40%, comparativ cu cel specific oțelurilor slab aliate, Ce ≥ 0.40%, au o comportare mai bună la sudare față de multe oțeluri slab aliate. Urmare a unui Ce mai redus, temperatura de preîncălzire în vederea sudării este mai mică cu până la 75 °C față de cea a oțelurilor procesate convențional [18],[68],[104].Totuși, la majoritatea oțelurilor tratate termomecanic îmbinate prin sudare apare un anumit grad de înmuiere a zonelor influențate termic [14],[19][68],[74]. Condițiile de sudare recomandate pentru evitarea pericolului de fisurare la rece se stabilesc luând în considerare pe lângă carbonul echivalent, nivelul de hidrogen și geometria îmbinării sudate. În multe situații este utilizat drept criteriu de apreciere, valoarea durtății [41],[55],[68],[69].

Compoziția chimică a metalului de bază utilizat în experimentări este redată în tab.2.1.

Tab.2.1 Compoziția chimică a materialului de baza: API 5L X65M

X65M	C %	Si %	P%	S%	Cu %	Ti %	Mn %	Ni %	Cr %	Al %	Mo %	V %	Nb %	B%
Valori efective	0.043	0.32	0.007	0.009	0.02	0.013	1.53	0.018	0.19	0.038	0.008	0.004	0.044	0.002
Compoziție conf. API 5L	0.1	0.4	0.016	0.002	0.35	0.04	1.6	0.3	0.3	0.06	0.15	0.08	0.05	0.005

Obs. API Specification 5L: Specification for Pipe Line (API 2018) – normă a Institutului American al Petrolului [90].

2.3.2 Caracterizarea materialului auxiliar

La sudarea MAG materialele auxiliare sau materialele de sudare sunt sârma de sudare și gazul de protecție.

Sârma de sudare. Compoziția chimică a sârmei electrod depinde în principal de materialul de bază care se sudează (compoziția chimică) cât și de gazul de protecție folosit.

La acest proces, sârma folosită este aliată suplimentar cu elemente dezoxidante ca Mn, Si, Ti.

Alegerea sârmelor de sudare se face în funcție de condițiile de exploatare după următoarele criterii:

- La temperaturi pozitive, materialul de adaos trebuie să asigure caracteristicile de rezistență la nivelul metalului de bază;
- La temperaturi negative, materialul de adaos trebuie să asigure în primul rând caracteristicile de tenacitate (reziliență și energia de rupere) la temperatura de exploatare a produsului.

Satisfacerea condiției de rezistență este dificilă în cazul oțelurilor de înaltă rezistență (API 5L 65, UTS = 590 N/mm²), care se remarcă printr-o limită de curgere de valoare mare (API 5L X65, Rp 0.2 = 510 N/mm²). În aceste cazuri, materialul de adaos trebuie să aibă o compoziție chimică cu o concentrație mai mare în elemente cu efect de durificare și ca efect, cu o sensibilitate la fisurare la rece mai accentuată decât materialul de bază.

Materialul de adaos selectat pentru stratul de rădăcină a fost sârma ER 70S-G, 0.9mm diametru iar pentru straturile de umplere, sârma ER70S-6, 1.0mm diametru.

Compoziția chimică a materialelor de adaos selectate este redată în tab. 2.2 și 2.3.

Tab.2.2 Compoziția chimică a materialului de adaos pentru stratul de rădăcină, ER70S-G

ER 70S-G	C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%	Ni%	Cu%	V%	Ti%
Valori efective	0.07	0.74	1.57	0.013	0.008	0.04	0.01	0.04	0.11	0.01	0.05

Nota: ASME Sect.II Part C nu specifică compoziția chimică [92]

Tab.2.3 Compoziția chimică a materialului de adaos pentru straturile de umplere, ER70S-6

ER 70S-6	C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%	Ni%	Cu%	V%	Ti%
Valori efective	0.07	0.95	1.69	0.011	0.010	0.03	0.01	0.05	0.10	0.01	<0.01
Prescripții compoziție	0.06-0.15	0.8-1.15	1.4-1.85	0.025	0.035	0.15	0.15	0.15	0.50	0.03	-

Nota: Compoziția chimică este conform ASME Sect.II Part C [92]

Nota generală: Valorile singulare reprezintă valorile maxime ale fiecărui element component

Gazul de protecție are în principal rolul de a asigura protecția băii de metal cât și a picăturii de metal topit din vârful sârmei electrod sau la trecerea acesteia prin coloana arcului împotriva interacțiunii cu gazele din atmosferă, oxigen, hidrogen, azot, etc.

Gazul de protecție are în același timp o mare influență asupra desfășurării procesului de sudare în ansamblul lui, acționând asupra stabilității arcului, transferului picăturii de metal topit prin coloana arcului, reacțiilor metalurgice la nivelul băii și picăturii de metal, transformărilor structurale, vitezei de sudare, formei și geometriei cusăturii sudate, proprietăților mecanice ale îmbinării etc.

La sudarea MAG în rost îngust a materialului API 5L X65 atât pentru sudarea interioară a țevii cât și cea exterioară s-a folosit amestecul de gaze: 80% Ar + 20% CO₂.

Proprietatea fizică cu cele mai cuprinzătoare efecte și influențe asupra procesului tehnologic de sudare este conductibilitatea termică care acționează asupra modului

de transfer a picăturii prin coloana arcului, repartiției căldurii în coloana arcului și la suprafața componentelor, conductibilității electrice a arcului, parametrilor tehnologici de sudare, puterii arcului, formei și geometriei cusăturii, etc. [10],[18] [64],[103].

Variația conductibilității termice cu temperatura pentru principalele gaze de protecție folosite la sudare este arătată în fig.2.17.

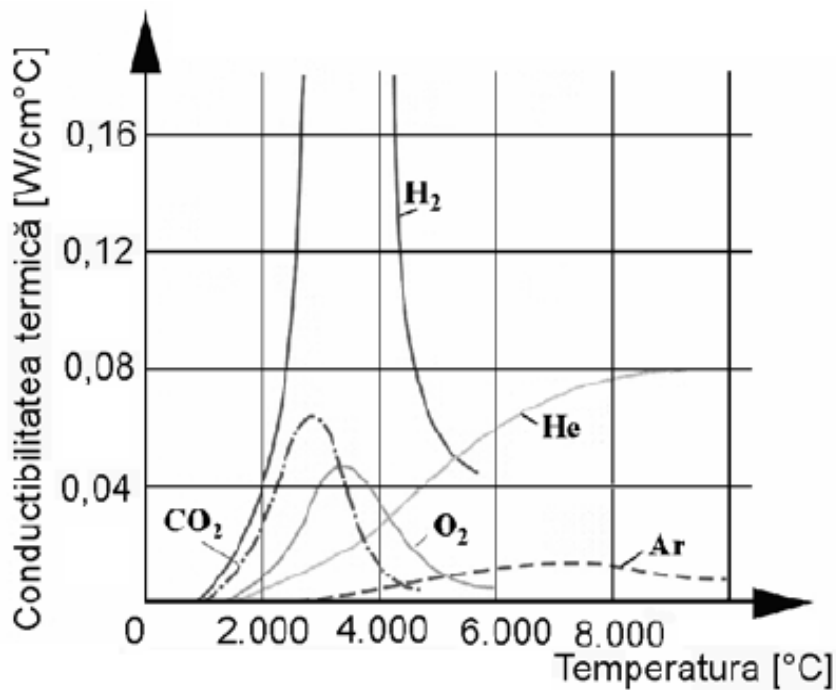


Fig.2.17 Conductibilitatea termică a gazelor de protecție [10],[18]

Din fig.2.17 se observă că argonul are conductibilitatea termică cea mai scăzută fiind denumit în tehnica sudării „gaz cald,, în timp ce dioxidul de carbon are conductibilitatea termică mult mai mare fiind denumit și „gaz rece,,.

Distribuția gradientului de temperatură în coloana arcului în cazul argonului, respectiv al dioxidului de carbon este prezentată în fig.2.18 [10],[18].

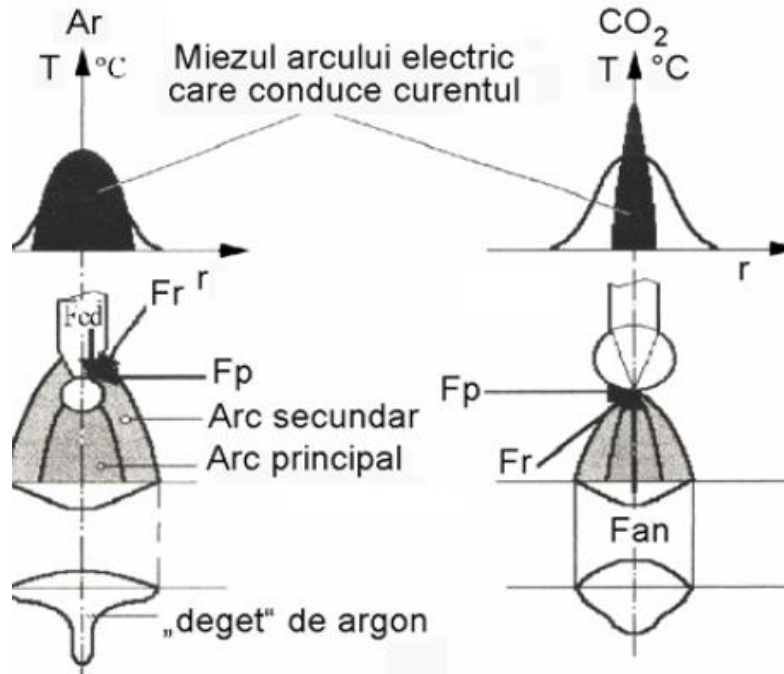


Fig.2.18 Gradientul de temperatură pentru Ar și CO₂ [10],[18]

Gradientul de temperatură diferit din coloana arcului în cazul celor două gaze de protecție influențează semnificativ geometria îmbinării sudate (fig.2.18).

În cazul argonului, concentrarea puternică a căldurii în miezul coloanei arcului conduce la o încălzire locală a metalului de bază însoțită de o topire adâncă, respectiv o pătrundere mare, dar limitată la o zonă restrânsă. De asemenea are loc disiparea rapidă a căldurii în zonele adiacente ale metalului de bază fără să producă o încălzire semnificativă la nivelul temperaturii de topire a acestor zone. Efectul acestor fenomene este formarea unei zone topite, înguste și adânci, așa numitul „deget de argon”, (finger nail) specific sudării în argon sau amestecuri bogate în argon, deosebit de defavorabil din punct de vedere tehnologic datorită pericolului de apariție a defectelor la sudare: lipsa de topire sau lipsa de pătrundere, respectiv pericol de fisurare (concentrator de tensiune).

În cazul dioxidului de carbon temperatura din coloana arcului se menține încă la valori ridicate, capabile să producă încălziri semnificative la distanțe mai mari față de axa coloanei arcului comparativ cu argonul. În acest caz se produce o încălzire și topire a metalului de bază pe o zonă mai extinsă atât în adâncime cât și în lateral, cu efecte asupra îmbunătățirii geometriei îmbinării sudate caracterizată printr-o pătrundere mai uniformă.

Amestecul Ar+CO₂ va conduce la modificarea geometriei îmbinării sudate și anume obținerea unei geometrii mai favorabile cusăturii sudate (fig.2.19) [10], [18].

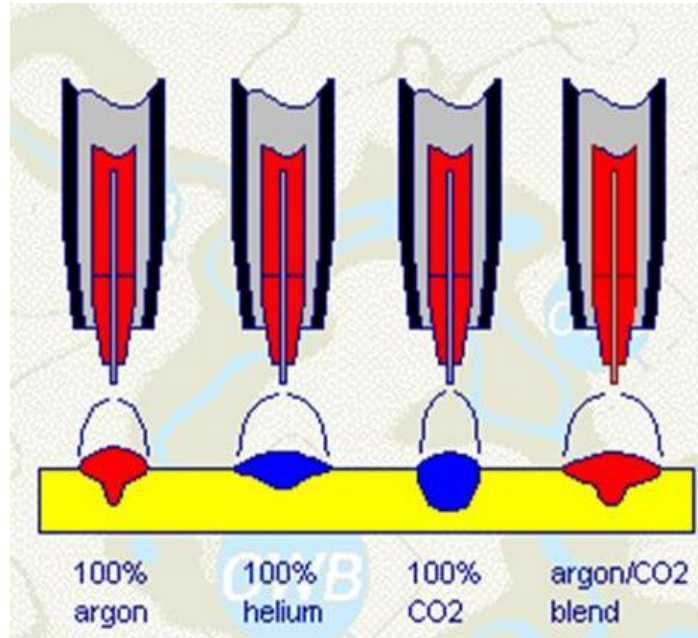


Fig.2.19 Influența gazului de protecție asupra profilului sudurii [10],[18]

Amestecul 80% Ar + 20% CO₂ se caracterizează printr-o combinație bună a caracteristicilor arcului, formeii îmbinării sudate și a topirii fețelor rostului.

2.4. Stabilirea programului sinergic de sudare

Sudarea straturilor de umplere se realizează cu ajutorul mașinilor de sudat exterioare a țevii, P625 al firmei CRC Evens folosind sudarea MAG sinergică în curent pulsant. Sursa de sudare folosită este TPS3200 al firmei Fronius. Deosebirea esențială dintre sudarea MAG în curent pulsant și sudarea MAG clasică constă în faptul că la acest procedeu curentul de sudare nu mai este constant în timp, ci variază periodic între o valoare maximă numită curent de puls (peak current) și o valoare minimă numită curent de bază (background current) cu o anumită frecvență (fig.2.20, fig.2.21). În timpul de puls t_p , denumit și timp cald, valoarea ridicată a curentului de puls I_p determină topirea rapidă și desprinderea sub efectul forțelor electromagnetice a picăturii de metal de dimensiuni mici fără scurt-circuitarea arcului electric (fig.2.20). În timpul de bază t_b , denumit și timp rece, curentul de bază I_b de valori relativ reduse asigură stabilitatea arcului electric fără a produce topirea sârmei electrod, respectiv transferul picăturii.

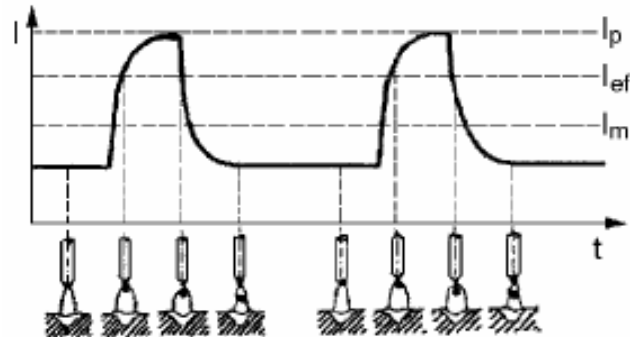


Fig.2.20 Principiul sudării MAG în curent pulsat [10],[18]

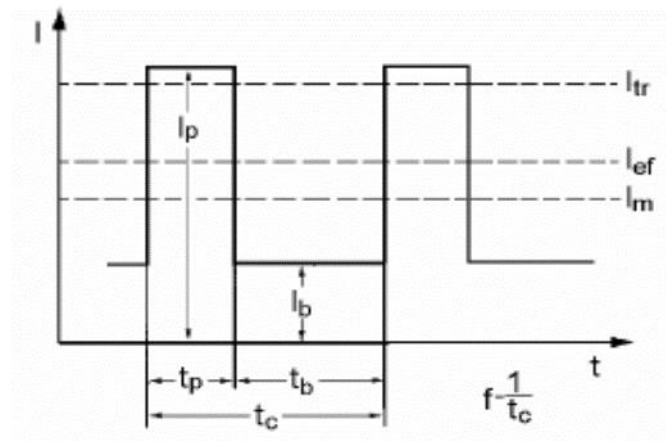


Fig.2.21 Parametrii curentului pulsat [10]

Sudarea MAG sinergică este o variantă a sudării MAG în curent pulsat sau în impulsuri. Un set de sudare sinergică asigură unități de curent de puls pentru a detașa picături de metal identice de volum prestabilit de la sârma electrod, combinate cu ceilalți parametri necesari pentru stabilitatea arderii. Unitățile de puls sunt unice pentru fiecare material, diametru de sârmă și gaz de protecție selectat iar detaliile lor sunt programate de producător în setul sinergic de sudare.

Cele trei caracteristici esențiale ale operației sinergice la sudare sunt:

- parametrii de puls sunt selectați automat;
- frecvența de puls este direct relaționată cu viteza de avans a sârmei electrod v_{as} ;
- controlul electronic al parametrilor asigură o pătrundere uniformă și un profil corespunzător al sudurii.

Operatorul de sudare selectează materialul și diametrul sârmei electrod precum și gazul de protecție după care reglează unicul control care este viteza de avans a sârmei electrod. Unicul buton (one knob) al operației sinonime cu acest tip de surse de sudare este principalul avantaj al sudării sinergice pulsate în comparație cu sudarea în curent pulsat clasică la care parametrii de puls sunt individual setați pentru fiecare material și diametru de sârmă, respectiv gaz de protecție.

Pentru aplicația considerată s-au selectat următoarele:

- materialul sârmei : ER 70S-6;
- diametrul sârmei : 1.0mm;

- gazul de protecție folosit : 80%Ar + 20% CO₂.

La stabilirea parametrilor curentului pulsant s-au considerat (fig.2.21) :

Curentul de puls I_p . I_p are o valoare mai mare decât curentul de tranziție I_{tr} pentru a asigura transferul prin pulverizare a picăturii de metal topit. Curentul de puls I_p produce topirea vârfului sârmei electrod și sub acțiunea forțelor electromagnetice pinch de valori mari, $F_p=I^2/2$, are loc detașarea picăturii de metal la dimensiuni mici, asemănător transferului prin pulverizare. O valoare mare a curentului de puls mărește stabilitatea arcului electric, dar pe altă parte însă o valoare prea ridicată a I_p mărește presiunea dinamică a plasmei arcului, fapt ce poate conduce la apariția defectelor de sudură de tipul creștăturilor marginale. În plus, trecerea picăturii cu viteze mari în baia de metal poate conduce la împrăștierea de metal topit.

Curentul de bază I_b asigură stabilitatea arcului electric pe perioada timpului de bază t_b , evitând stingerea acestuia. I_b are o valoare prea mică pentru a determina o topire semnificativă a sârmei electrod, respectiv de transfer al picăturii. El produce o încălzire prin efectul Joule-Lenz a capătului liber al sârmei electrod favorabilă topirii mai ușoare a sârmei în timpul de puls.

Timpul de puls t_p depinde de valoarea curentului de puls I_p , fiind o funcție de acesta [10]. Cuplul de valori (I_p , t_p) definesc condițiile de transfer. Reglarea optimă a celor două valori determină detașarea unei singure picături pe puls. Acest caz particular al sudării MAG în curent pulsant caracterizat prin transferul unei singure picături pe puls poartă denumirea de *sudare sinergică* și constituie optimul reglării parametrilor de sudare din punct de vedere a stabilității arcului, eliminării stropilor, controlului dimensiunilor picăturilor precum și a energiei introduse în piesele de sudat.

Dacă durata timpului de puls este prea scurtă, picătura de metal nu se poate forma și detașa în cursul unui puls. În aceste condiții, picătura se mărește cu fiecare puls și se desprinde după mai multe pulsuri, sub forma unor picături mari, asemănător transferului globular. Acest tip de transfer este nefavorabil din punct de vedere a stabilității arcului și a modului de transfer a picăturilor conducând la stropiri.

Dacă durata timpului de puls este prea mare, la fiecare puls are loc detașarea mai multor picături sub forma unui șirag de mărgelile care prin atingere pot scurtcircuita arcul electric conducând la instabilități și stropiri.

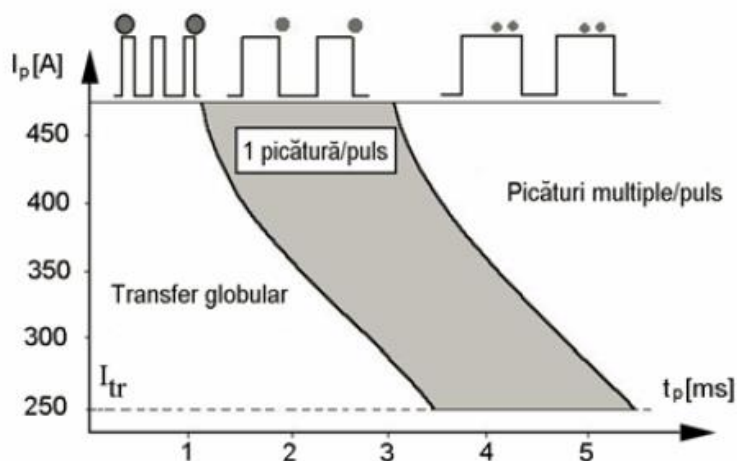


Fig.2.22 Domeniul optim de transfer în curent pulsant [10]

În fig. 2.22 se prezintă corelația dintre curentul de puls I_p și timpul de puls t_p pentru asigurarea unui transfer optim al picăturii – o picătură pe puls.

Alegerea unei valori reduse a curentului de puls I_p trebuie compensată prin mărirea timpului t_p și invers (fig.2.23).

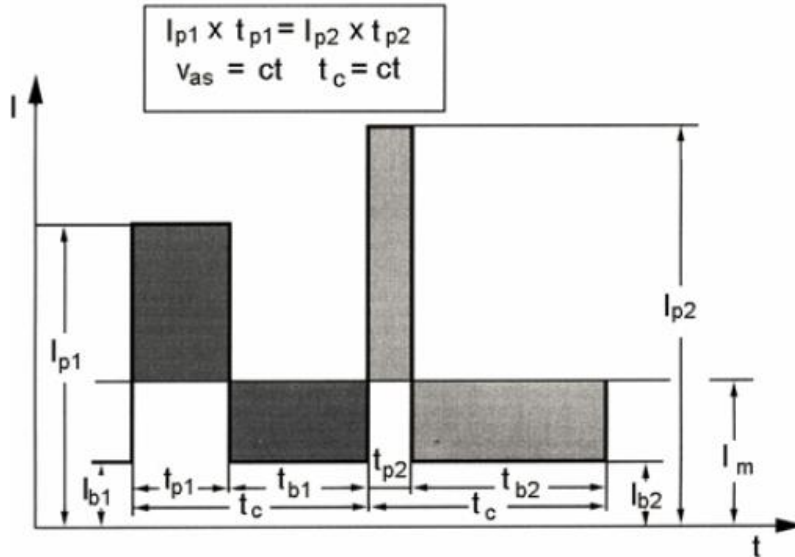


Fig.2.23 Comparatie între două impulsuri de curent [10]

Între cele două forme de curent pulsat I_p există următoarele diferențe:

- desprinderea picăturii se face mai lent pentru curentul de puls I_p cu amplitudinea mai mică;
- presiunea dinamică a arcului pentru curentul de puls I_{p1} ($I_{p1} < I_{p2}$) conduce la o pătrundere mai mică și o diluție mai redusă;
- nivelul de zgomot al arcului este mai redus pentru I_{p1} ;
- uzura mai redusă a duzei de contact în cazul I_{p1} .

Pantele de creștere/descreștere sunt determinate de timpii de creștere (slope-up) respectiv de descreștere (slope-down) a impulsului și ei acționează asupra transferului picăturii de metal și a nivelului de zgomot al arcului.

Timpul de bază, t_b , se reglează astfel încât să se obțină curentul mediu de sudare, I_m , a cărui valoare determină topirea optimă și lungimea adecvată a arcului electric. T_b este o rezultată a frecvenței pulsurilor în condițiile în care timpul de puls este constant.

Frecvența pulsurilor, f , depinde de viteza de avans a sârmei electrod fiind o funcție direct proporțională cu aceasta. Reglarea frecvenței pulsurilor se face automat odată cu modificarea vitezei de avans, v_{as} , a sârmei electrod de către un microprocesor prin funcția care leagă cele două mărimi. Frecvența pulsurilor depinde de diametrul sârmei, gazul de protecție, lungimea capătului liber, lungimea arcului și influențează direct durata timpului de bază, t_b .

Curentul mediu de sudare, I_m – *Viteza de avans a sârmei electrod*, v_{as} determină puterea arcului electric, respectiv cantitatea de căldură introdusă în componente.

Pentru calculul lui I_m se folosește relația:

$$I_m = \frac{I_p t_p + I_b t_b}{t_c} = f(I_p t_p + I_b t_b), \text{ unde frecvența pulsurilor } f = \frac{1}{t_c} = \frac{1}{t_p + t_b}$$

Modificarea I_m se face prin modificarea vitezei de avans a sârmei electrod, v_{as} după o relație aproape liniară:

$$I_m = m \times v_{as}, \text{ unde } m - \text{factor de topire [A s/m]}$$

Pentru menținerea condițiilor de transfer (mărimea picăturii constantă), o dată cu modificarea vitezei de avans a sârmei electrod trebuie să se modifice proporțional frecvența pulsurilor. Curentul de puls, I_p și timpul de puls, t_p asigură transferul efectiv al picăturii și mărimea acesteia și rămân constanți pentru anumite condiții date: metal de bază, diametrul sârmei și gazul de protecție. Astfel, la creșterea vitezei de avans a sârmei rezultă o creștere a frecvenței pulsurilor și implicit reducerea proporțională a timpului de bază (fig.2.24).

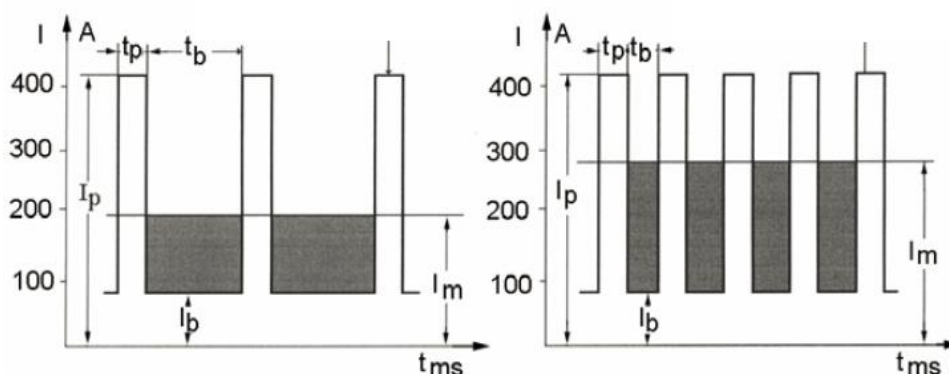


Fig.2.24 Modificarea frecvenței pulsurilor la creșterea vitezei de avans a sârmei [10]

Mărimea picăturilor rămâne constantă la modificarea vitezei de avans a sârmei (frecvenței pulsurilor) deoarece atât curentul de puls, I_p cât și timpul de puls, t_p în care are loc topirea sârmei rămân constanți.

Curentul critic sau de tranziție, I_{tr} corespunde unei valori minime ale curentului de puls I_p pentru care se poate realiza transferul prin pulverizare a metalului topit, valoare care asigură o forță electromagnetică pinch de valori ridicate. Valoarea lui depinde în principal de materialul sârmei, gazul de protecție folosit și de diametrul sârmei.

Curentul efectiv de sudare, I_{ef} reprezintă un curent continuu echivalent curentului pulsat care produce același efect Joule-lenz la trecerea printr-o rezistență, valoarea lui fiind mai mare decât valoarea curentului mediu.

În urma încercărilor experimentale au fost determinate următoarele valori ale parametrilor regimului termic de sudare, tabelul 2.4.

Tabelul 2.4. Parametrii regimului de sudare

Locația Sudurii	Curent sudare (A)	Tensiunea (V)	Viteza sudare (cm/min)	Energia Liniară (kJ/cm)
Rădăcină	198	20	80	2.97
Stratul 2 (Hot)	282	24.5	128	3.23
Umplere	215	22	50	5.67
Exterior	132	22.5	48	3.71

Profilul exterior și interior al conductei sudate este prezentat în fig.2.25 și fig.2.26.



Fig.2.25. Profilul exterior al conductei sudate



Fig.2.26. Profilul interior (rădăcină) al conductei sudate

Se remarcă faptul că atât zona rădăcinii sudate cât și zona exterioară cu strat de umplere au un aspect macroscopic plăcut și nu prezintă defecte de tipul lipsei de topire sau a creștăturilor marginale.

2.5. Concluzii

Varianta tehnologică de sudare MAG cu rost îngust folosind un echipament automat de sudare permite folosirea unei energii liniare reduse și asigură o mare productivitate, viteza de sudare atingând valori de 48 – 128 cm/min. Execuția stratului de rădăcină și hot pass în spray arc este oportună întrucât datorită puterii mari de topire a arcului electric se evită defectele de tip lipsa de topire la rădăcină și între rădăcină și hot pass, defecte care ar putea apărea datorită

configurației rostului la sudare (prezența unui umăr de 1.27 mm cu deschiderea rostului,,0,,mm).

Folosirea curentului pulsant sinergic pentru straturile de umplere permite sudarea în poziții dificile (vertical coborâtoare, peste cap) ca efect al controlului băii metalice, prin reducerea volumului acesteia.

Tehnica sudării din interior a țevii, asigură evitarea apariției defectelor de tipul incluziunilor de cupru prezente în cazul folosirii sistemului cu suport de rădăcină realizat din acest metal.

Materialul de baza selectat, API 5L X65, este un oțel tratat termomecanic de înaltă rezistență cu un grad de aliere mai scăzut comparativ cu cel al oricărui oțel aflat în stare normalizată, cu aceeași rezistență mecanică. Acest fapt este extrem de benefic pentru sudabilitatea oțelului.

Sârmele de sudare selectate au o compoziție chimică asemănătoare cu materialul de bază considerat (API 5LX65), dar pentru satisfacerea condiției de rezistență, ele au o concentrație mai mare în elemente cu efect de durificare (C, Mn), și ca efect, cu o sensibilitate la fisurare la rece mai accentuată decât materialul de bază (Ce API 5L X65 < Ce ER70S-G/ER70S-6).

3. STRUCTURA ȘI PROPRIETĂȚILE MECANICE ALE ÎMBINĂRILOR SUDATE MAG CU ROST ÎNGUST

3.1. Macrografia îmbinărilor sudate

3.1.1 Principiul metodei

Examinarea macroscopică are drept scop evaluarea calitativă și cantitativă a următoarelor aspecte [63]:

- forma și poziția cusăturii;
- dimensiunile cusăturii relevate în plan transversal;
- gradul de pătrundere în rost, gradul de diluție;
- calitatea suprafeței cusăturii, în principal creștătura marginală sau între rânduri, craterele, etc.;
- defectele interne, în special fisuri, sufluri, lipsa de topire, etc.

Epruveta pentru examinarea macroscopică este prelevată prin așchiere iar pregătirea finală este realizată pe o singură suprafață.

După tăiere, obținerea unei suprafețe plane se obține prin operația de rectificare după care epruveta se slefuieste cu ajutorul hârtiilor metalografice porninduse de la granulația de 120 până la 600.

După prepararea suprafeței epruveta este curățată cu ajutorul unui solvent după care se supune unui atac cu reactiv chimic de tipul: NITAL (10 cm³ HNO₃, 100 cm³ alcool etilic).

3.1.2 Echipamentul folosit

Mașina de șlefuit mecanic folosită este MECAPOL P220S așa cum este prezentată în fig.3.1 la care hârtia metalografică este fixată pe discuri rotitoare.



Fig.3.1 Mașina de șlefuit / lustruit mecanic, MECAPOL P220S

3.1.3. Prelevarea epruvetelor

Modul de prelevare a probelor din îmbinarea sudată este prezentat în fig.3.2.

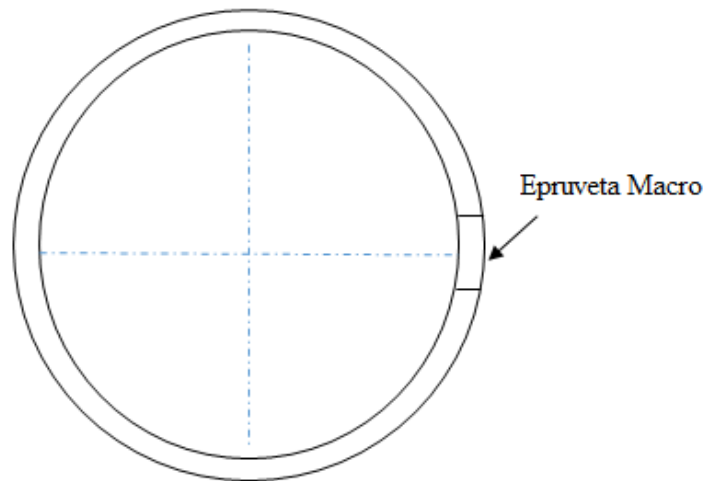


Fig.3.2 Locația epruvetelor pentru examinarea macroscopică

3.1.4. Rezultate experimentale, interpretare

În fig.3.3 se prezintă imaginea macroscopică a unei secțiuni transversale prin îmbinarea sudată, remarcându-se faptul că atât cusătura cât și ZIT-ul au o geometrie corespunzătoare și că sunt lipsite de defecte de tipul porozităților, fisurilor, lipsei de topire, etc. Lățimea ZIT-ului este uniformă pe întreaga secțiune, iar direcția de cristalizare în sudură este cea firească, adică coincide cu cea de evacuare a căldurii.

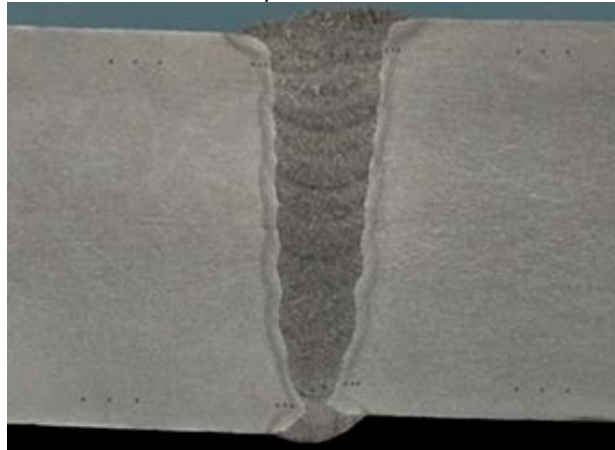


Fig.3.3 Imaginea macroscopică a secțiunii transversale prin îmbinarea sudată. Reactiv chimic: NITAL (10 cm³ HNO₃, 100 cm³ alcool etilic)

3.2. Examinări micrografice

3.2.1 Principiul metodei

Examinarea microscopică urmărește stabilirea microstructurii metalografice din zonele îmbinării sudate.

Epruveta pentru examinarea microscopică este prelevată prin așchiere de la locația prezentată în fig.3.5 iar pregătirea finală este realizată pe o singură suprafață a epruvetei.

După tăiere, obținerea unei suprafețe plane se obține prin operația de rectificare după care epruveta se șlefuieste cu ajutorul hârtiilor metalografice pornindu-se de la granulația de 120 până la 1000.

După operația de șlefuire epruveta se supune operației de lustruire care se face cu ajutorul mașinii de lustruit mecanic MECAPOL P220S așa cum este prezentată în fig.3.1 și care este prevăzută cu un disc rotator pe care se fixează un disc de postav. Lustruirea se face cu ajutorul agentului de lustruire, alumina (Al_2O_3), cu care se impregnează materialul pe care se lustruiește. Proba lustruită care trebuie să prezinte aspect de oglindă se spală cu apă cu sapun și apă circulantă de la robinet și se usucă în curent de aer cald. După prepararea suprafeței, epruveta se supune unui atac cu reactiv chimic de tipul: NITAL ($3\text{ cm}^3\text{ HNO}_3$, 100 cm^3 alcool etilic).

Examinarea probei s-a făcut la microscopul optic MEIJI, fig.3.4, la o mărire de 200x.

3.2.2 Echipamentul folosit

Echipamentele folosite sunt mașina de șlefuit/lustruit mecanic, MECAPOL P220S, fig.3.1 și microscopul optic MEIJI, fig.3.4.



Fig.3.4 Microscopul optic MEIJI

3.2.3. Prelevarea epruvetelor

Modul de prelevare din îmbinarea sudată este prezentat în fig. 3.5.

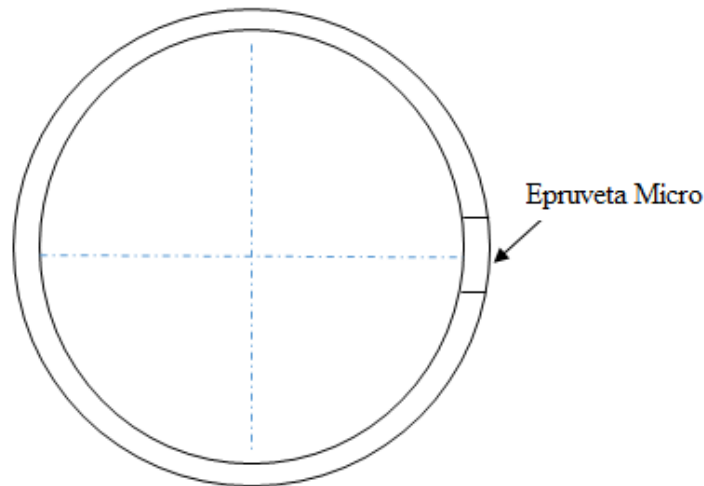


Fig.3.5 Locația epruvetelor pentru examinarea microscopică.

3.2.4 Rezultate experimentale, interpretare

Investigațiile microscopice asupra zonelor îmbinării sudate demonstrează că în sudură se formează o structură dendritică, creșterea grăunților producându-se de o manieră columnară fig.3.6, iar în ZIT apare o structură ferito-bainitică cu precipitări fine de faze secundare, fig.3.7. Metalul de bază are o microstructură ferito-bainitică, fig.3.8.

Procesele care au loc la încălzire pentru sudare sunt determinate de viteza de încălzire, de temperatura maximă atinsă de fiecare zonă și de durata de menținere deasupra punctelor critice Ac_3 și Ac_1 . Creșterea vitezei de încălzire și reducerea timpului de menținere peste temperatura critică Ac_3 limitează desfășurarea proceselor de difuzie și condiționează fie păstrarea unor particule de carbonitruri nedizolvate în austenită, fie formarea unei austenite neomogene. Prezența carbonitrurilor nedizolvate sau neomogenitatea chimică a austenitei micșorează stabilitatea ei la transformare în cursul răcirii ulterioare, favorizând apariția feritei, fig.3.7. Totodată, urmare a grosimii mari a peretelui conductei, viteza de răcire crește, astfel că local, unele microzone de austenită neomogenă se transformă în bainită fig.3.7.

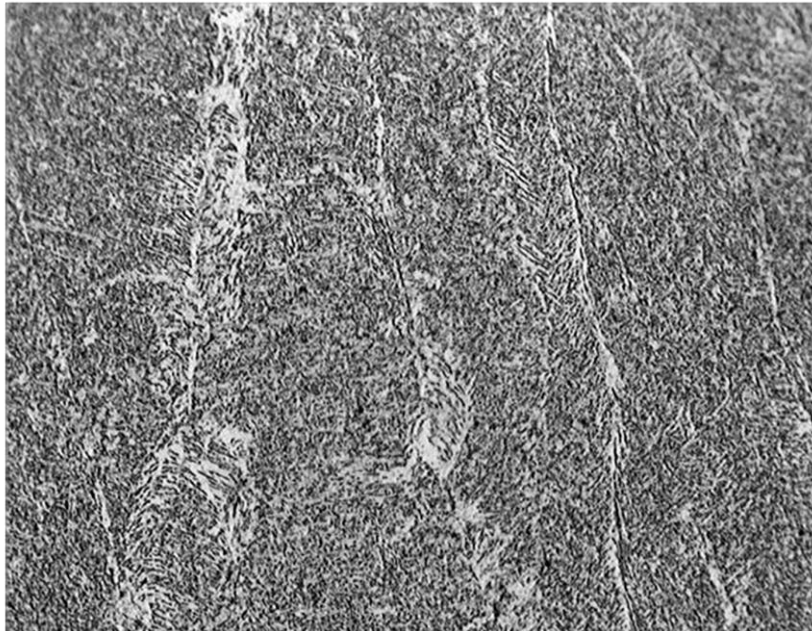


Fig.3.6 Microstructura sudurii, x 200

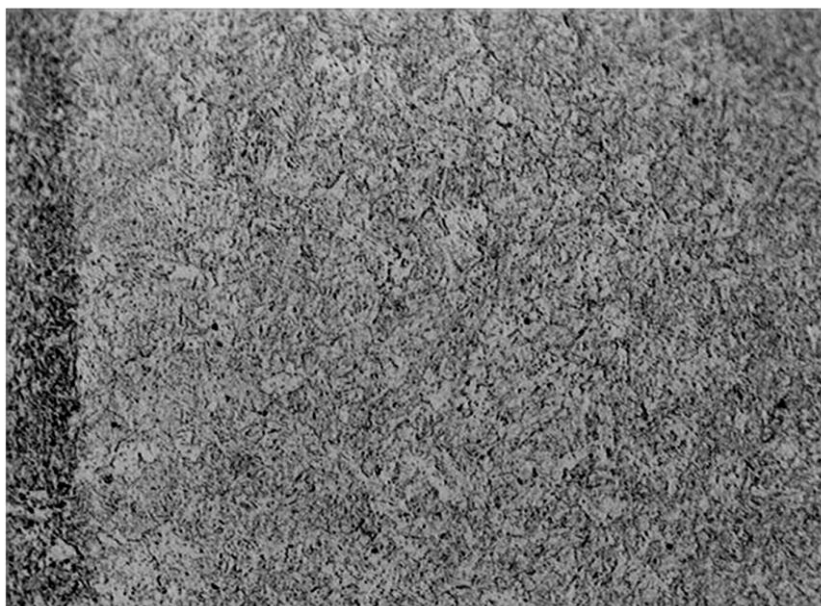


Fig.3.7 Microstructura ZIT, x 200

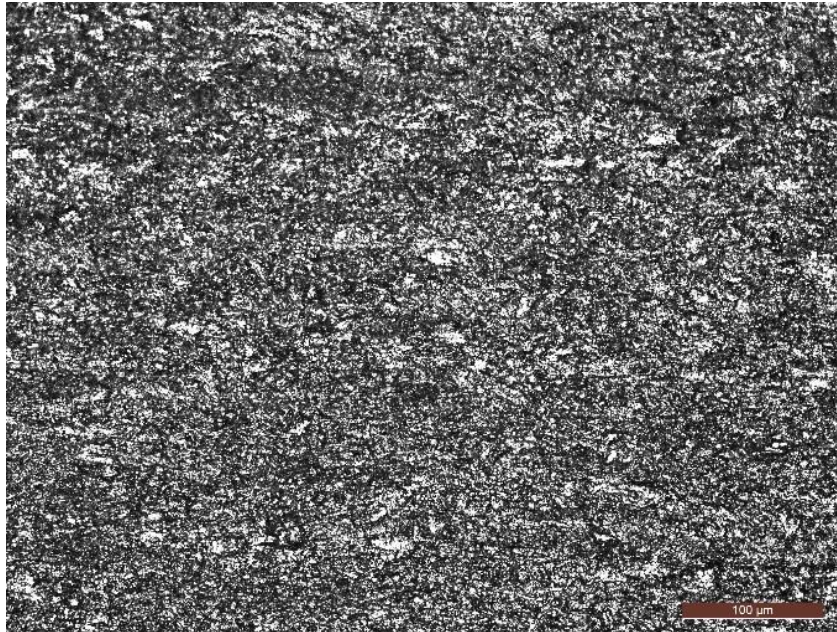


Fig.3.8 Microstructura MB, x 200

3.3. Încercări de duritate

3.3.1 Principiul metodei

Încercările efectuate au ca scop determinarea durității zonelor specifice îmbinării sudate (cusătura și zona influențată termic).

Duritatea caracterizează capacitatea materialelor de a se opune deformării plastice provocate de contactele localizate în straturile superficiale. La majoritatea încercărilor de duritate, suprafața materialului vine în contact cu un penetrator special, de exemplu o bilă din oțel călit, con de diamant, etc.

Penetratorul învinge mai întâi rezistența materialului la deformații elastice, apoi la deformații plastice mici, iar când efortul aplicat este mare, la deformații plastice importante.

Metoda Vickers este cea mai larg utilizată astăzi și aceasta a fost aleasă în cadrul măsurătorilor.

Ea se bazează pe folosirea unui penetrator piramidal de diamant cu baza pătrată, cu unghiul diedru la vârf al fețelor de 136° asupra căruia acționează o anumită forță [98]. Penetratorul se aplică perpendicular și fără șocuri pe suprafața examinată, în absența vibrațiilor, care pot denatura rezultatul determinării.

Forța aleasă este de 98N (10kgf) cu o durată de menținere a sarcinii de 10-15s.

Duritatea se notează prin valoarea determinată, urmată de simbolul metodei și de valoarea sarcinii de apăsare exprimată în daN. De exemplu, 240 HV10 înseamnă duritatea de 240 unități Vickers obținută cu sarcina de apăsare de 100N (10 daN).

Duritatea Vickers se definește ca raportul dintre forța F de apăsare a penetratorului și suprafața laterală a piramidei patrulatere formată de amprenta S ,

$HV = F/S = (F \times 2 \sin 136^\circ / 2) / d^2 = 1.8544F / d^2$, unde F se exprimă în daN, iar diagonala amprentei, d , în mm.

3.3.2 Echipamentul folosit

Încercarea de duritate s-a efectuat cu ajutorul unei mașini cu piedestal, fig.3.9.



Fig.3.9 Mașina de determinare a durității Vickers cu piedestal

Schița amprentării durității Vickers este prezentată în fig. 3.10.

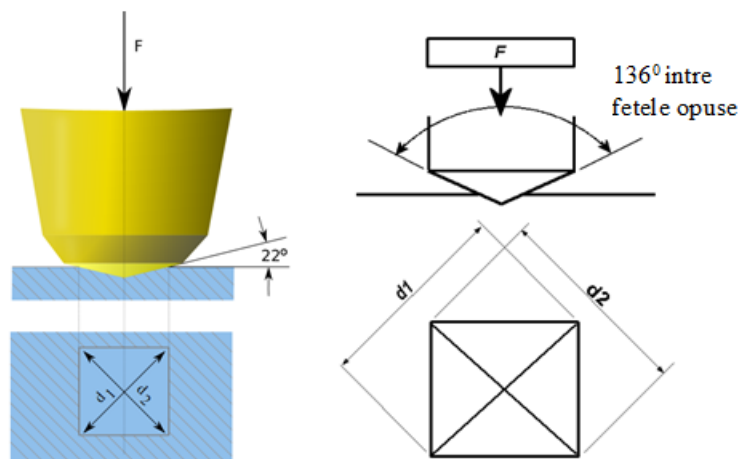


Fig.3.10 Aspectul amprentării Vickers[63]

3.3.3 Forma și dimensiunile epruvetelor

Schema de amprentare la determinarea durității Vickers a îmbinărilor sudate este prezentată în fig.3.11.

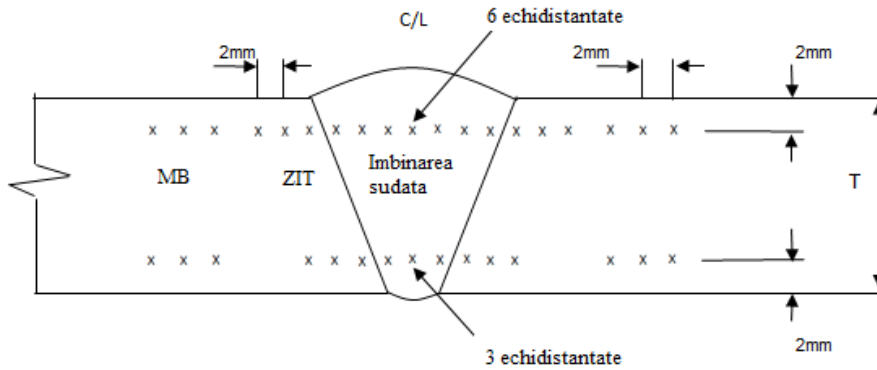


Fig.3.11 Schema amprentării la determinarea durității Vickers (HV)

Modul de prelevare a epruvetelor de duritate din îmbinarea sudată este prezentată în fig.3.12.

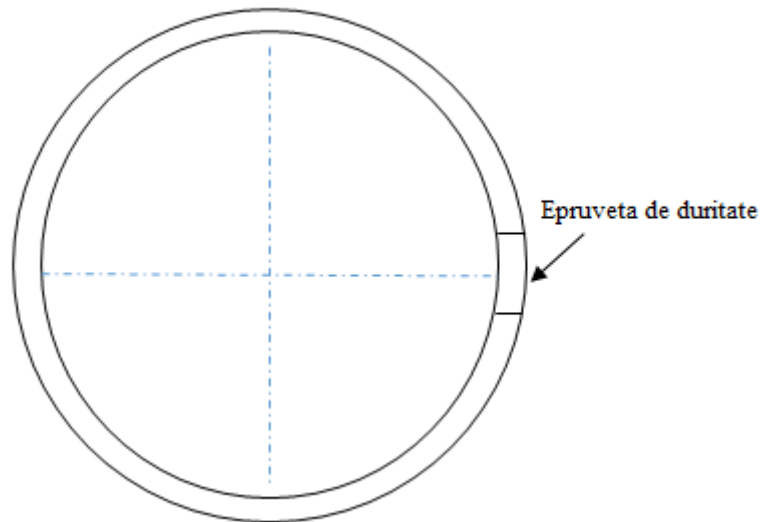


Fig.3.12 Locația epruvetelor de duritate

3.3.4. Rezultate experimentale, interpretare

Măsurătorile de duritate Vickers pe secțiunea transversală a îmbinării sudate au fost efectuate la o distanță de 2 mm față de partea interioară, fig.3.13, respectiv superioară, fig.3.14 a țevii. Gradul de împrăștiere a acestora confirmă eterogenitățile de structură ale sudurii și ZIT. Valorile ușor mai ridicate ale durității sudurii sunt

explicate prin conținutul ceva mai mare de carbon echivalent al metalului depus, comparativ cu metalul de bază.

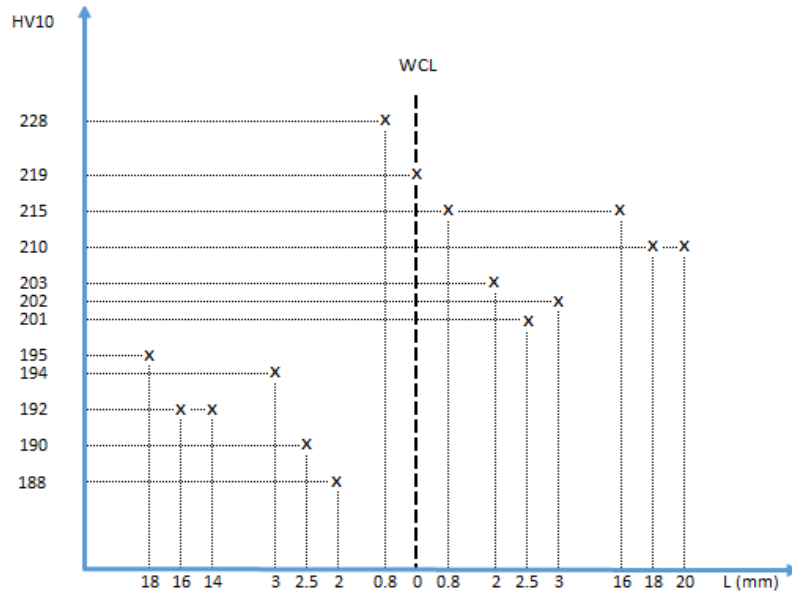


Fig.3.13 Variația durtății pe secțiunea îmbinării sudate în zona interioară a conductei

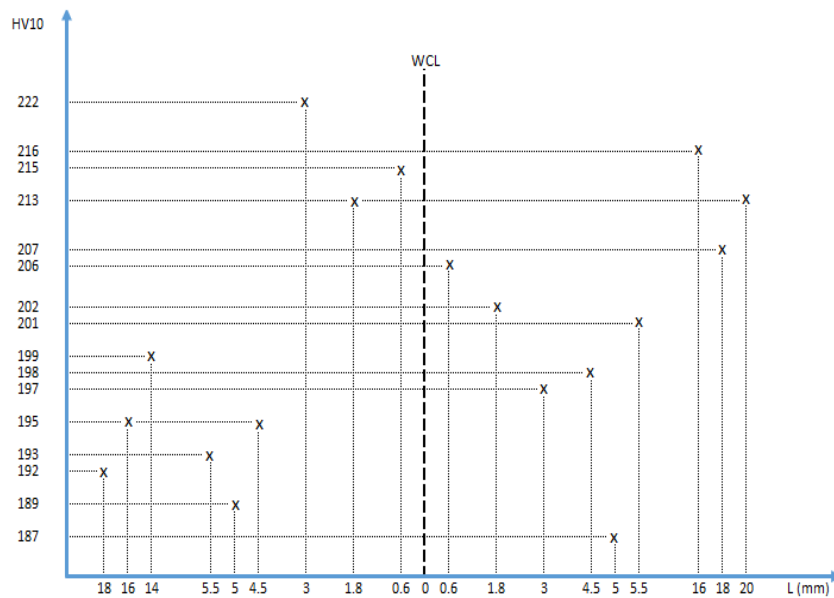


Fig.3.14 Variația durtății pe secțiunea îmbinării sudate în zona exterioră a conductei

3.4. Încercări dinamice de încovoiere prin șoc

3.4.1 Principiul metodei

Încercarea la încovoiere prin șoc urmărește aprecierea tenacității zonelor specifice îmbinării sudate. La metoda Charpy se utilizează epruvete prismatice cu o creștătură la mijloc în formă de U sau de V. Epruvetele cu creștătura în forma de V se preferă celor cu creștătura în forma de U deoarece la acestea energia de rupere este acreditată în cea mai mare parte propagării fisurii, pe câtă vreme la epruvetele cu creștătura în formă de U energia de rupere caracterizează în principal amorsarea fisurii.

Pentru efectuarea încercării la încovoiere prin șoc s-a folosit testul Charpy. Schița ciocanului pendul este prezentată în fig.3.15. El este prevăzut cu un ciocan de greutate G_p , care oscilează practic fără frecare în jurul axului O. Pentru ruperea epruvetei așezată liber pe două reazeme de pe batiul B ciocanul cade de la o înălțime H la care fusese ridicat și fixat. Energia consumată la ruperea epruvetei se determină, în cazul neglijării pierderilor, ca diferența între energia potențial inițială corespunzătoare înălțimii H a ciocanului de greutate G și energia corespunzătoare înălțimii h la care se ridică ciocanul după ruperea epruvetei [96].

$E_r = G_p(H-h) = G_p l_c (\cos \beta - \cos \alpha)$, unde:

E_r – energia de rupere;

G_p – greutatea pendulului;

l_c – brațul pendulului;

H, h – înălțimile inițială, respectiv finală a centrului de greutate al pendulului, măsurate pe verticală față de poziția cea mai de jos atinsă de centrul de greutate în cursa de rotație;

α, β , unghiurile celor două poziții extreme față de axa verticală.

Ciocanul pendul Charpy are montat un cadran gradat pe care se poate citi direct lucrul mecanic consumat pentru ruperea epruvetei.

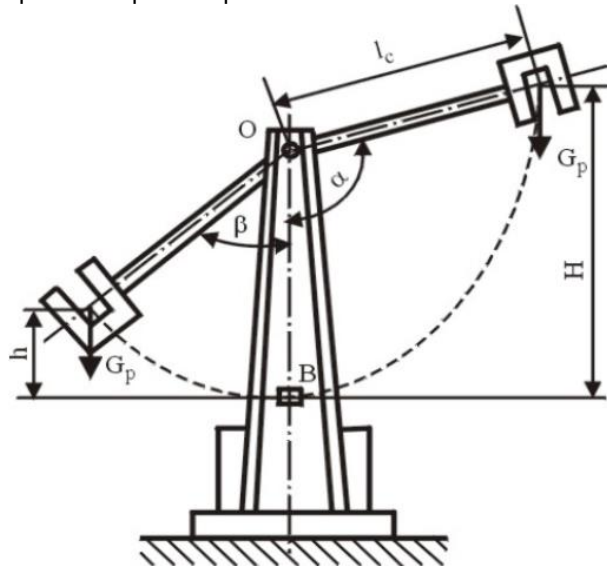


Fig.3.15 Schema ciocanului pendul Charpy

Experimentele au fost conduse pe probe cu creștătură în formă de V, (ASTM E23, 2012), iar temperaturile de încercare au fost : +20°C, 0°C, -30°C & -50°C. Pentru încercările efectuate la temperaturi joase s-a folosit un agent frigorific (zăpadă carbonică) și un lichid de moderare (etanol). Acest amestec (zăpadă carbonică și etanol) este folosit pentru intervalul de temperatură, +20°C ... -75°C. Epruvetele au fost menținute la temperatura de încercare, $T \pm 1^\circ\text{C}$, o perioadă de timp de 15 minute.

3.4.2 Echipamentul folosit

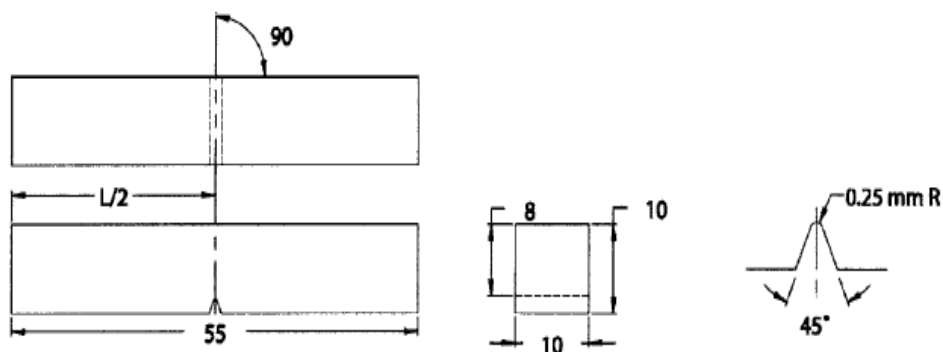
Încercarea la încovoiere prin șoc s-a efectuat cu ajutorul ciocanului pendul Charpy PSW30, fig. 3.16, care a avut o energie disponibilă de 300 J.



Fig.3.16 Ciocanul pendul Charpy PSW30

3.4.3 Forma și dimensiunile epruvetelor

Dimensiunile epruvetelor folosite pentru încercarea de încovoiere prin șoc cu creștătura în V sunt standardizate conform ASTM E23, 2012, și sunt prezentate în fig.3.17.



perpendicularitatea axei cu creștătura
dimensiunile secțiunii transversale
lungimea epruvetei (L)
distanța la centrul creștăturii (L/2)
unghiul creștăturii
raza creștăturii

$\pm 2^\circ$
 $\pm 0.075\text{mm}$
 $+ 0, -2.5\text{mm}$
 $\pm 1\text{mm}$
 $\pm 1^\circ$
 $\pm 0.025\text{mm}$

Fig.3.17 Dimensiunile epruvetelor [96]

În fig. 3.18 este prezentată epruveta cu creștătura în V folosită pentru încercarea de încovoiere prin șoc.



Fig.3.18. Epruveta pentru încercarea de încovoiere prin șoc

Locul de prelevare a epruvetelor din îmbinările sudate este prezentat în fig.3.19.

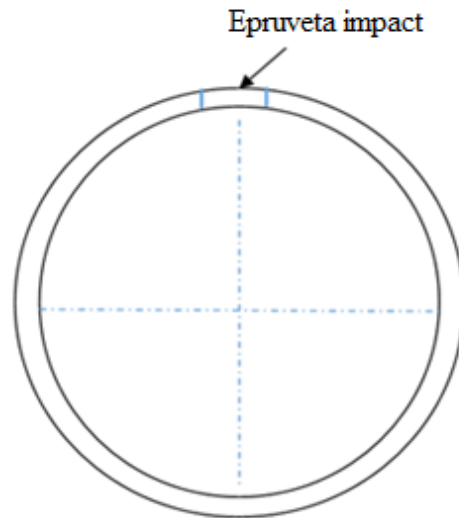


Fig.3.19 Locația epruvetelor de impact
Crestătura epruvetelor a fost dispusă pe direcția grosimii, așa cum se arată în fig.3.20.

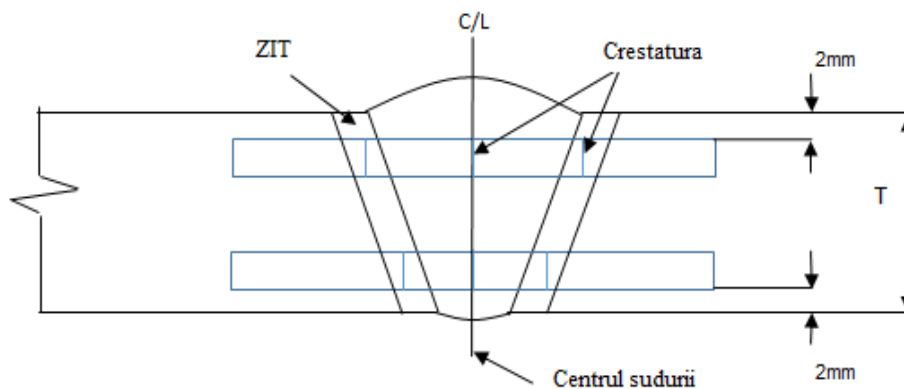


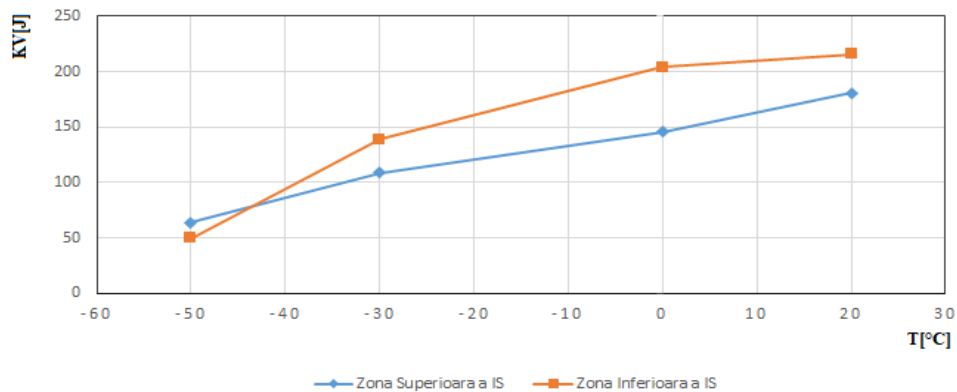
Fig.3.20 Locația creștăturii epruvetelor pentru impact

3.4.4 Rezultate experimentale, interpretare

Pentru fiecare temperatură de încercare și fiecare locație a creștăturii au fost utilizate minimum 3 epruvete. Rezultatele obținute sunt redată în tab.3.1 și 3.2 și reprezentate grafic în fig.3.21 și 3.22.

Tab. 3.1 Valorile energiei de rupere KV în îmbinarea sudată

Locația creștăturii	Mărimea epruvetei, mm	Temp.°C	Energia Absorbită, Joules			
			A	B	C	Media
Centrul sudurii, superior	10 x 10 x 55	+20°	178	176	190	181
Centrul sudurii, rădăcină	10 x 10 x 55	+20°	220	220	208	216
Centrul sudurii, superior	10 x 10 x 55	0°	150	138	150	146
Centrul sudurii, rădăcină	10 x 10 x 55	0°	198	188	226	204
Centrul sudurii, superior	10 x 10 x 55	-30°	102	110	116	109
Centrul sudurii, rădăcină	10 x 10 x 55	-30°	130	150	138	139
Centrul sudurii, superior	10 x 10 x 55	-50°	80	50	62	64
Centrul sudurii, rădăcină	10 x 10 x 55	-50°	44	56	50	50

**Fig.3.21** Variația energiei de rupere KV cu temperatura de încercare în îmbinarea sudată, IS**Tab. 3.2** Valorile energiei de rupere KV în ZIT

Locația creștăturii	Mărimea epruvetei, mm	Temp.°C	Energia Absorbită, Joules			
			A	B	C	Media
ZIT superior	10 x 10 x 55	+20°	N	N	N	>300
ZIT rădăcină	10 x 10 x 55	+20°	N	N	N	>300
ZIT superior	10 x 10 x 55	0°	N	N	N	>300
ZIT rădăcină	10 x 10 x 55	0°	N	N	N	>300
ZIT superior	10 x 10 x 55	-30°	N	N	N	>300
ZIT rădăcină	10 x 10 x 55	-30°	N	N	N	>300
ZIT superior	10 x 10 x 55	-50°	162	185	175	174
ZIT rădăcină	10 x 10 x 55	-50°	144	180	210	178

Notă: N – Epruveta nu s-a rupt

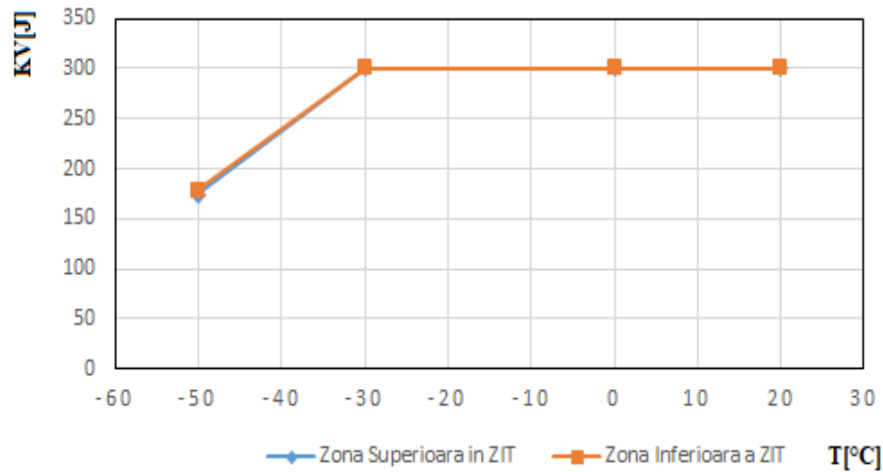


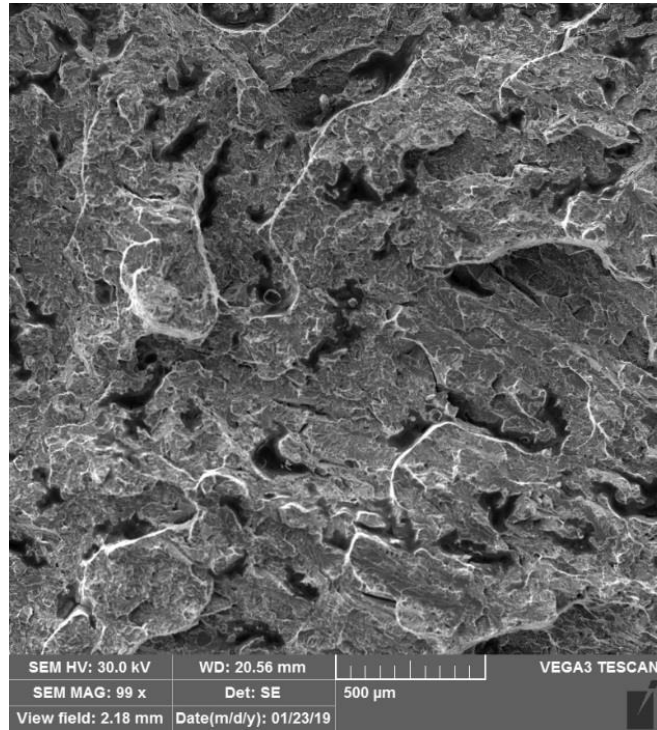
Fig.3.22 Variația energiei de rupere KV cu temperature de încercare în ZIT

Analizând modul de variație a energiei de rupere KV în funcție de temperatura de încercare fig.3.21 și 3.22, se poate observa că îmbinarea sudată și ZIT prezintă o rezistență mare la rupere fragilă, comportarea lor fiind ductilă într-un domeniu larg de temperaturi (-50°C - +20°C).

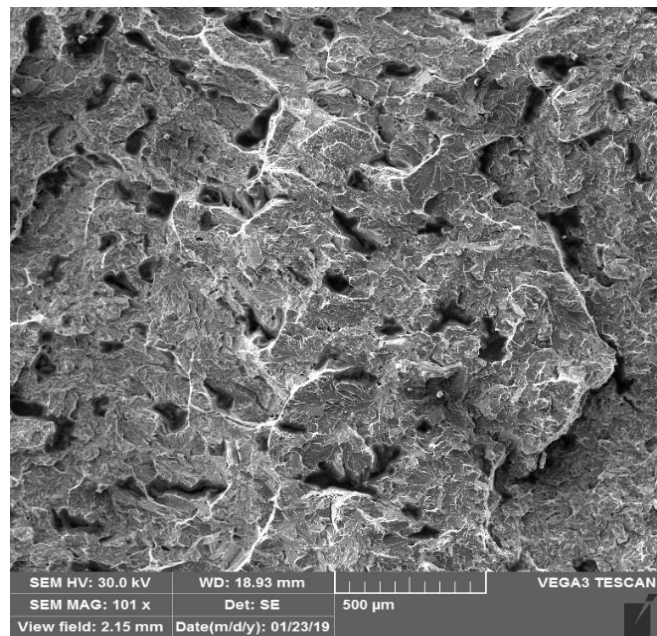
Aspectul suprafeței de rupere a probelor testate la - 50°C, (fig.3.23 a...d), este mat - fibros, caracteristic ruperilor ductile, care sunt precedate de deformații plastice mari, respectiv de valori ridicate ale energiei absorbite pentru propagarea fisurii. Spre marginile suprafeței de rupere unde predomină solicitarea de forfecare, ruperea evoluează pe suprafețe înclinate față de miezul suprafeței de rupere.



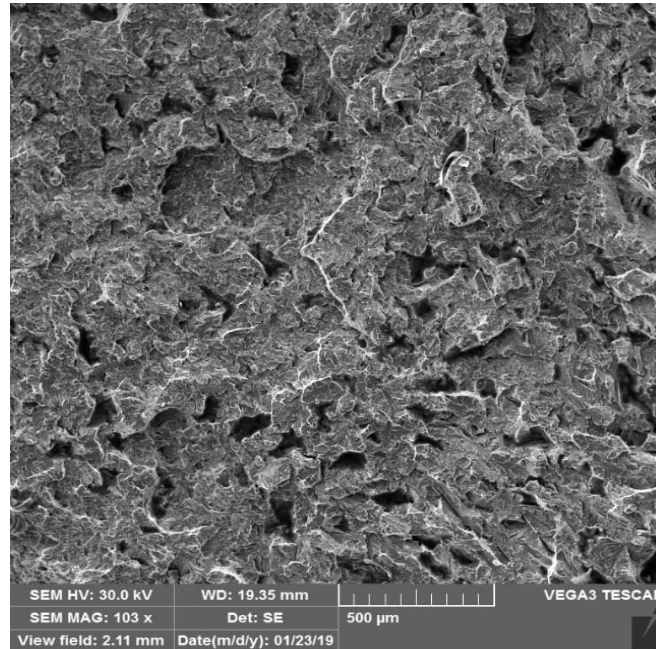
-a-



-b-



- c -



-d-

Fig.3.23 Suprafețele de rupere ale epruvetei Charpy: a – imagine macroscopică; b – imaginea SEM a zonei de rădăcină a sudurii; c – imaginea SEM a ZIT; d – imaginea SEM a zonei finale de umplere a sudurii

3.5. Încercări la tracțiune statice

3.5.1 Principiul metodei

Aceste încercări au urmărit determinarea rezistenței la rupere a îmbinării sudate și localizarea ruperii. Epruvetele folosite au fost prelevate prin tăiere cu flacără oxi-gaz urmată de o prelucrare prin aşchiere astfel încât cele două secțiuni de țevă să aibă muchiile paralele.

Rezistența la rupere este calculată ca fiind raportul dintre forța maximă F_{max} înregistrată și aria secțiunii transversale inițiale a epruvetei, S_0 [63],[94],[95].

$$R_m = F_{max}/S_0$$

3.5.2. Echipamentul folosit

Încercarea la tracțiune s-a efectuat cu ajutorul unei mașini universale cu acționare hidraulică, tip Satec 5500R 200BTE, fig. 3.24.

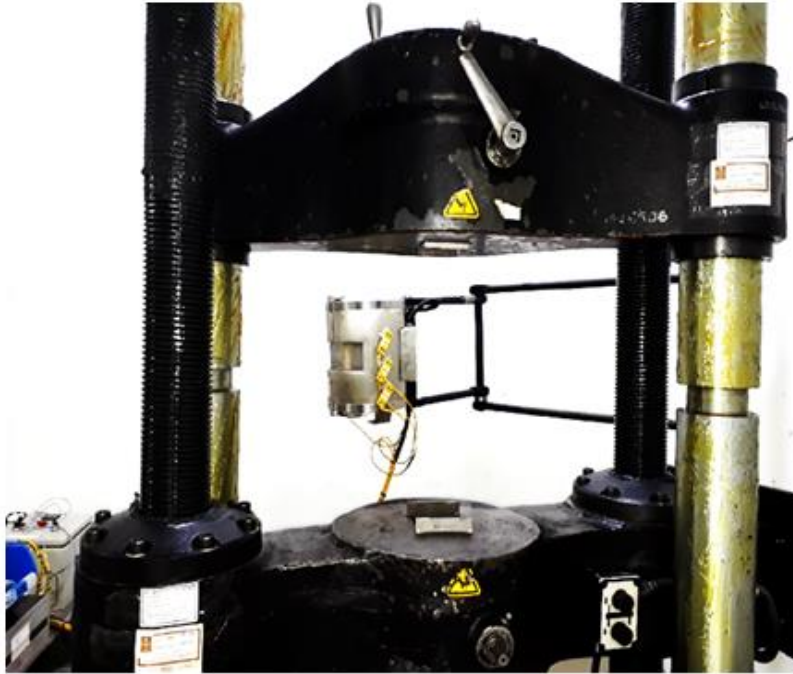


Fig.3.24 Mașina universală de încercare tip Satec 5500R 200BTE

3.5.3 Forma și dimensiunile epruvetelor

Locul de prelevare este arătat în fig.3.25, iar forma și dimensiunile epruvetelor (conform normei API 1104, 2013), se prezintă în fig.3.26.

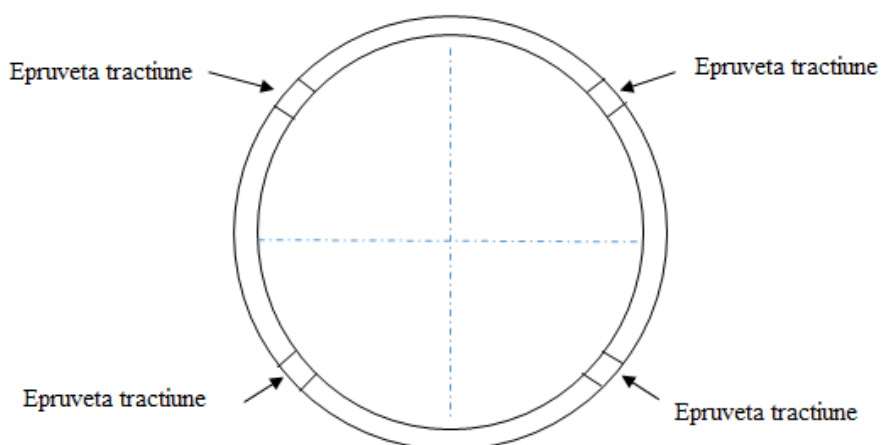


Fig.3.25 Locația epruvetelor de tracțiune [89]

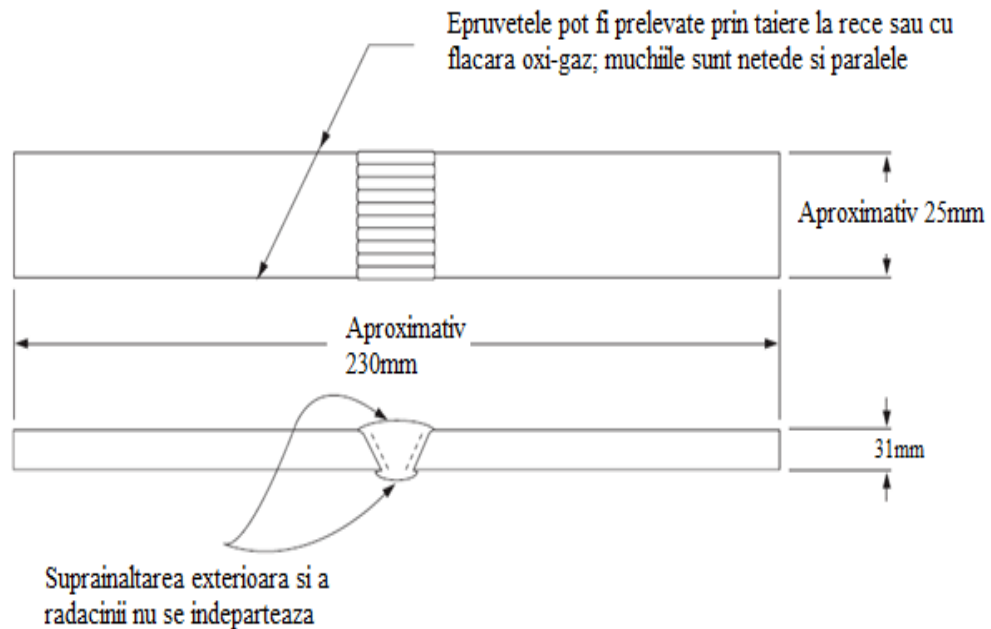


Fig.3.26. Dimensiunile epruvetei la tracțiune [89]

Epruveta la tracțiune pentru API 5LX65M, 42"(1066.8mm) x31.75mm înainte de încercare este prezentată în fig. 3.27.



Fig.3.27. Epruveta la tracțiune pentru API 5L X65M, 42"(1066.8mm)x31.75mm

3.5.4 Rezultate experimentale, interpretare

Rezultatele încercărilor la tracțiune sunt prezentate în tabelul 3.3, iar aspectul unei epruvete testate se arată în fig.3.28.

Tab.3.3 Rezultatele determinărilor experimentale

Nr. epruvetă	So (mm ²)	Fmax (N)	Rm (N/mm ²)	Loc rupere
TT1	800.87	476226	595	Metal de bază
TT2	796.45	476126	598	Metal de bază
TT3	801.24	469729	586	Metal de bază
TT4	799.22	460440	576	Metal de bază

**Fig.3.28** Localizarea ruperii în urma încercării la tracțiune a probelor sudate

Analiza datelor obținute demonstrează că, de fiecare dată, ruperea s-a produs în materialul de bază (MB) și că valorile rezistenței la rupere pentru toate cele 4 seturi de epruvete sudate sunt superioare celei minime impuse pentru materialul de bază (conform normei API 104, 2013), care este de 535 N/mm². Această normă prevede că rezistența la rupere a sudurilor și a zonei influențate termic trebuie să fie cel puțin egală cu rezistența minimă la rupere prescrisă pentru materialul de bază.

3.6. Încercări de îndoire la rece

3.6.1 Principiul metodei

Încercarea la îndoire urmărește determinarea capacității de deformare plastică a îmbinării sudate.

După dispunerea sudurii față de rolele de sprijin, se deosebesc:

- încercarea la îndoire frontală, la care axa longitudinală a cusăturii este paralelă cu axa rolelor de sprijin;
- încercarea la îndoire laterală, la care axa longitudinală a cusăturii este perpendiculară pe axa rolelor de sprijin și paralelă cu direcția de aplicare a forței;
- încercarea la îndoire longitudinală, la care axa cusăturii este perpendiculară atât pe axa rolelor de sprijin cât și pe direcția de aplicare a forței de apăsare.

Încercarea de îndoire laterală este propice examinării îmbinărilor sudate multistrat fiind astfel posibilă analiza comportării globale a secțiunii sudurii [63],[94],[97].

3.6.2 Echipamentul folosit

Încercările la îndoire au fost efectuate cu ajutorul unui dispozitiv prevăzut cu un dorn care soliciță epruveta fig. 3.29 și care este montat pe o presă hidraulică 3.30.



Fig.3.29 Imaginea dispozitivului de îndoire



Fig.3.30 Presa hidraulică pentru îndoirea la rece

Epruvetele au fost supuse încercării la îndoire laterală, la care axa longitudinală a cusăturii sudate este perpendiculară pe axa rolor de sprijin și paralelă cu direcția de aplicare a forței.

3.6.3. Forma și dimensiunile epruvetelor

Locul de prelevare a epruvetelor din îmbinarea sudată este prezentat în fig.3.31, iar forma și dimensiunile acestora, conform normei API 1104, 2013, se arată în fig.3.32.

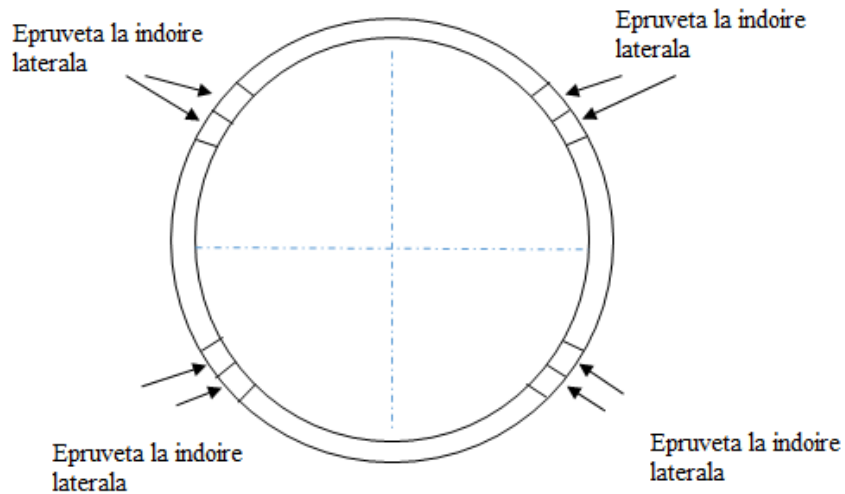


Fig.3.31 Locația epruvetelor de îndoire [89]

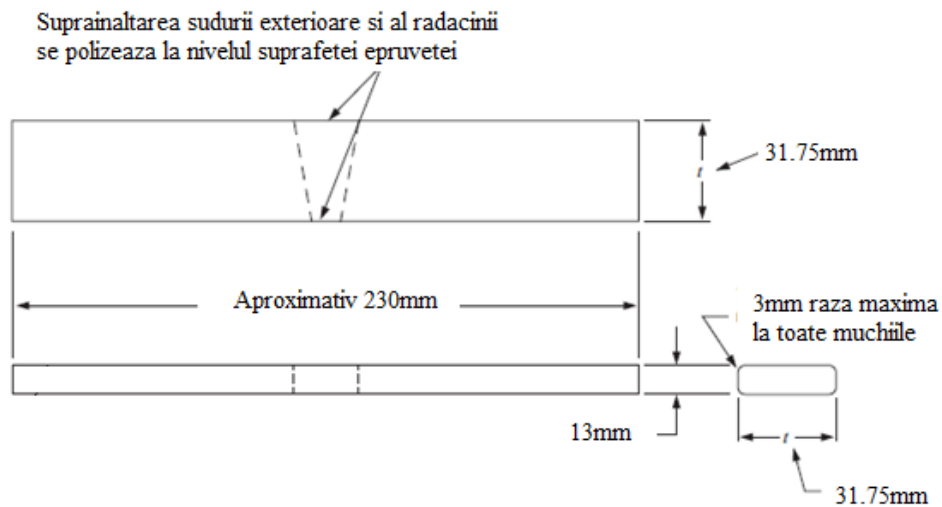


Fig.3.32 Geometria epruvetelor pentru îndoire laterală [89]

Epruveta pentru îndoire laterală din oțel API 5LX65M, 42"(1066.8 mm) x 31.75 mm înainte de încercare este prezentată în fig. 3.33.



Fig.3.33. Aspectul epruvetei înainte de încercare API 5L X65M, 42" (1066.8mm) x 31.75 mm

3.6.4 Rezultate experimentale, interpretare

Fiecare epruvetă a fost așezată pe rolele de sprijin ale dispozitivului și supusă solicitării de îndoire cu ajutorul dornului până la obținerea unghiului de îndoire dorit. Îmbinarea sudată a fost plasată și menținută în zona de maximă deformare. Suprafețele frontale ale epruvetelor au fost prelucrate până la îndepărtarea completă a supraînălțării sau excesului de pătrundere.

Rezultatele încercărilor la îndoire laterală sunt prezentate în tab.3.4, remarcându-se faptul că până la atingerea unghiului de 180° nu s-a semnalat apariția vreunei fisuri.

Tab. 3.4 Condiții de încercare și rezultate obținute.

Epruvete ID	Diametrul dornului (mm)	Unghiul de îndoire(°)	Rezultate
SB1	90	180	Acceptat
SB2	90	180	Acceptat
SB3	90	180	Acceptat
SB4	90	180	Acceptat
SB5	90	180	Acceptat
SB6	90	180	Acceptat
SB7	90	180	Acceptat
SB8	90	180	Acceptat

Aspectul epruvetei sudate și testate la îndoire laterală este prezentat în fig. 3.34.

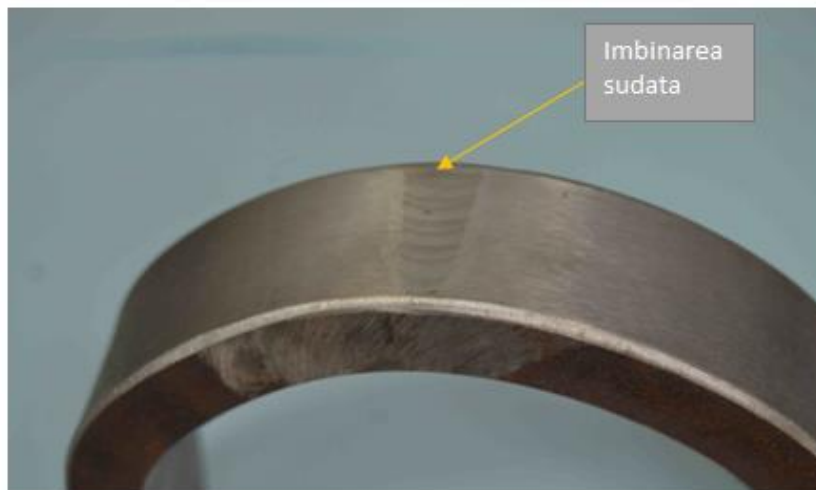


Fig.3.34 Imaginea epruvetei testate la îndoire laterală

3.7. Încercări de îndoire a epruvetelor cu creștătură

3.7.1 Principiul metodei

Pentru asemenea încercări s-au folosit epruvete cu secțiunea micșorată în axa îmbinării sudate prin execuția unei creștături care să provoace ruperea completă. Scopul urmărit vizează pe de o parte aprecierea caracterului ruperii, iar pe de altă parte, identificarea, localizarea, stabilirea naturii și mărimii defectelor de sudare [63],[89],[94].

3.7.2 Echipamentul folosit

Încercările la îndoire au fost efectuate cu ajutorul unui dispozitiv prevăzut cu un dorn care solicită epruveta fig. 3.29 și care este montat pe o presă hidraulică fig. 3.30.

3.7.3 Forma și dimensiunile epruvetelor

În fig.3.35 se arată zonele de prelevare, iar în fig.3.36, conform normei API 1104, 2013, sunt date dimensiunile epruvetelor plate cu creștătură bilaterală în dreptul axei longitudinale a cusăturii sudate.

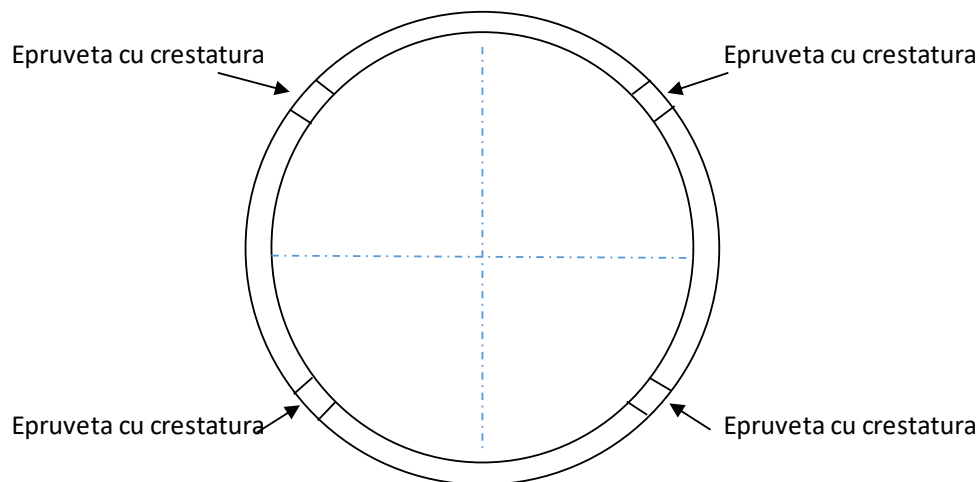


Fig.3.35 Locația epruvetelor cu creștătură [89]

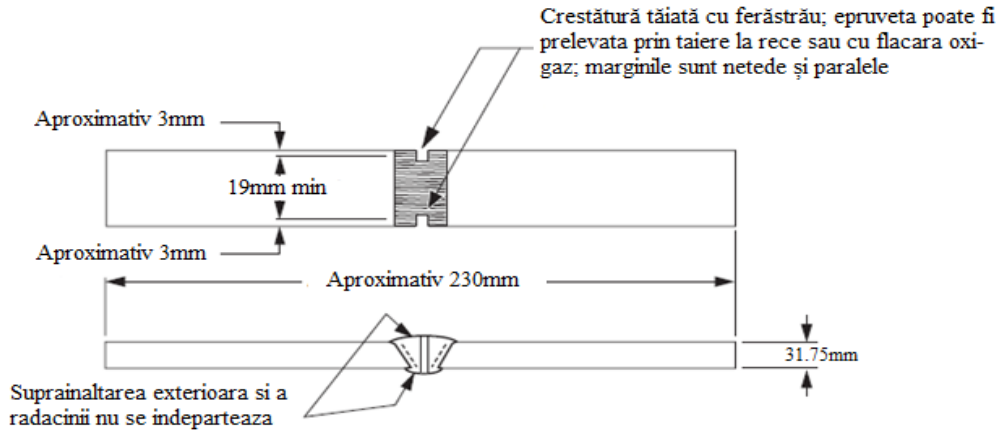


Fig.3.36 Forma și dimensiunile epruvetelor cu crestătură [89]

Epruveta la îndoire cu crestătură pentru API 5LX65M, 42" (1066.8 mm) x 31.75 mm înainte de încercare este prezentată în fig. 3.37.



Fig.3.37 Aspectul epruvetei înainte de încercare API 5L X65M, 42"(1066.8 mm) x 31.75 mm

3.7.4 Rezultate experimentale, interpretare

Imaginile macroscopice ale epruvetelor cu crestătură după testul de îndoire la rece sunt exemplificate în fig.3.38.

Se remarcă faptul că ruperea epruvetelor este precedată de deformații plasice importante și că nu s-au semnalat defecte de continuitate metalică.

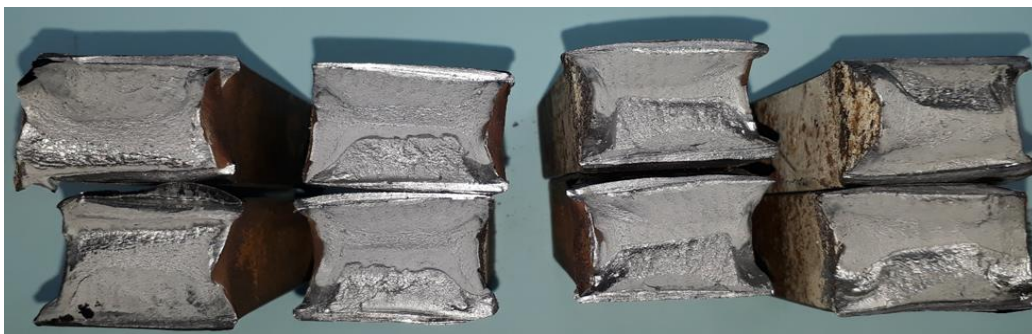
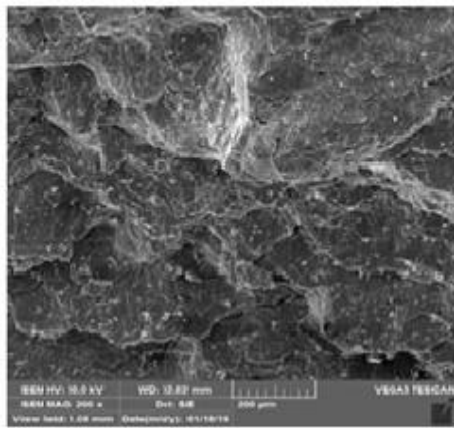
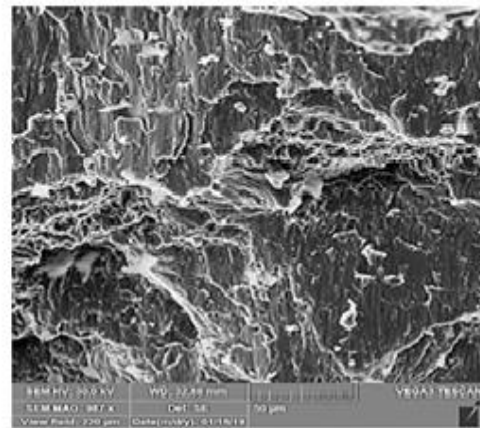


Fig.3.38 Macrografia epruvetelor cu crestătură, API 5L X65M, 42"(1066.8 mm) x 31.75 mm după testare

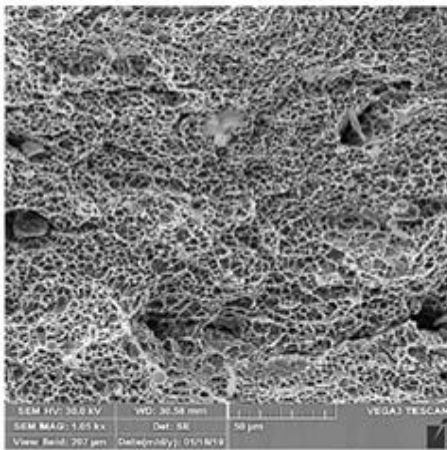
În fig.3.39 *a...d* se exemplifică aspectele microfractografice ale suprafețelor de rupere din zona rădăcinii sudate, respectiv a ultimului strat de umplere. Cavitățile prezente caracterizează ruperea ductilă a materialului. Ele au o structură concavă, rezultată în urma ruperii mai multor vacanțe care se inițiază și cresc în procesul de deformare plastică. Întrucât planul de rupere este perpendicular pe axa de sollicitare, cavitățile formate sunt predominant echiaxiale. Alături de variațiile mari ale dimensiunii cavităților, o altă caracteristică a suprafețelor de rupere este clivajul ductil.



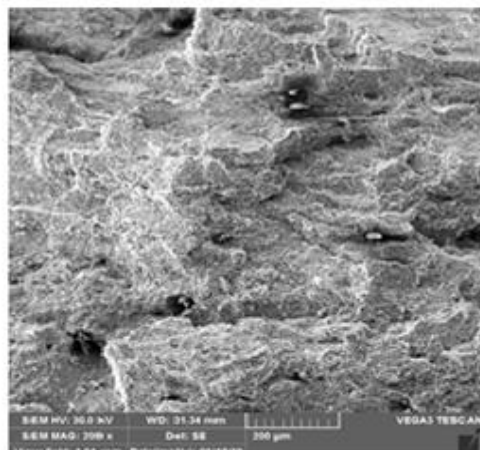
-a-



-b-



-c-



-d-

Fig.3.39 Microfractografia suprafețelor de rupere: a, b – zona rădăcinii sudate; c, d – zona de capăt a îmbinării sudate

3.8. Tenacitatea la rupere a îmbinărilor sudate

3.8.1 Principiul metodei

Predicția unei fracturi instabile sau creșterea unei fisuri preexistente reprezintă problema fundamentală în mecanica ruperii (fracturilor) [2],[7],[12],[31],[47],[49],[54],[57],[85]. Măsurarea experimentală a forței de propagare (conducere) a unei prefisuri obținută prin oboseală joacă un rol important în această predicție. Factorul de intensitate a tensiunii la vârful fisurii, (K_{IC}), deplasarea la deschiderea vârfului fisurii, (CTOD) și unghiul de deschidere la vârful fisurii (CTOA) sunt cei mai recunoscuți parametri utilizați în mecanica ruperii [17],[29],[65],[75],[99],[100][105],[106],[107],[108],[113].

Determinarea tenacității la rupere, CTOD, s-a făcut atât în sudură cât și în interfața dintre zona influențată termic / linia de fuziune. Pentru determinarea deplasării la deschiderea vârfului fisurii s-au folosit epruvete sollicitate la încovoiere în trei puncte (SENB=single edge notched bend).

3.8.2 Echipamentul folosit

Încercarea CTOD s-a efectuat cu ajutorul mașinii universale de încercare cu acționare servo - hidraulică tip Instron 8801, fig.3.40. Această mașină folosește programele da/dN 32[111] pentru prefisura la oboseală și K_{1C} 32[112] pentru determinarea CTOD. Schema de principiu a acestei metode este prezentată în fig. 3.41 [99], iar în fig. 3.42 este prezentată încercarea la CTOD la temperatura de -10°C.

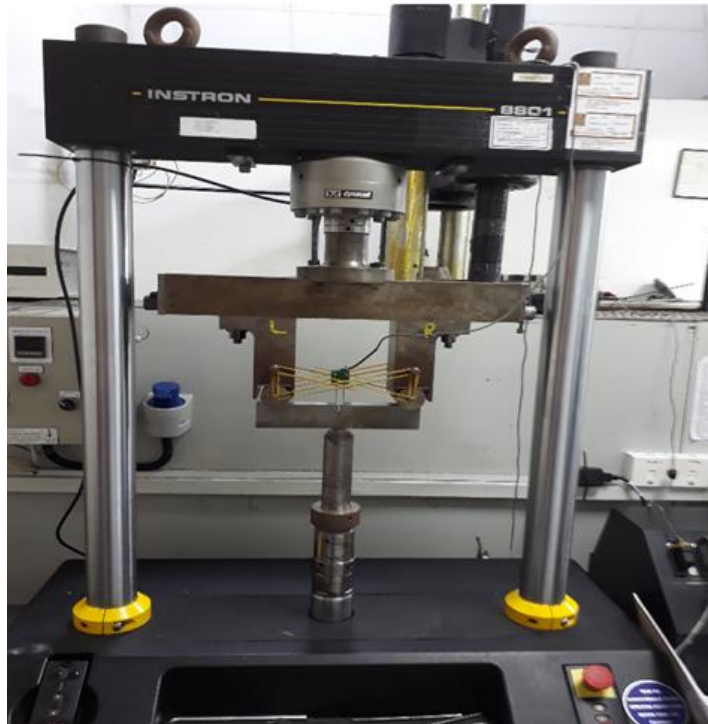


Fig.3.40 Mașina universal de încercare tip Instron 8801

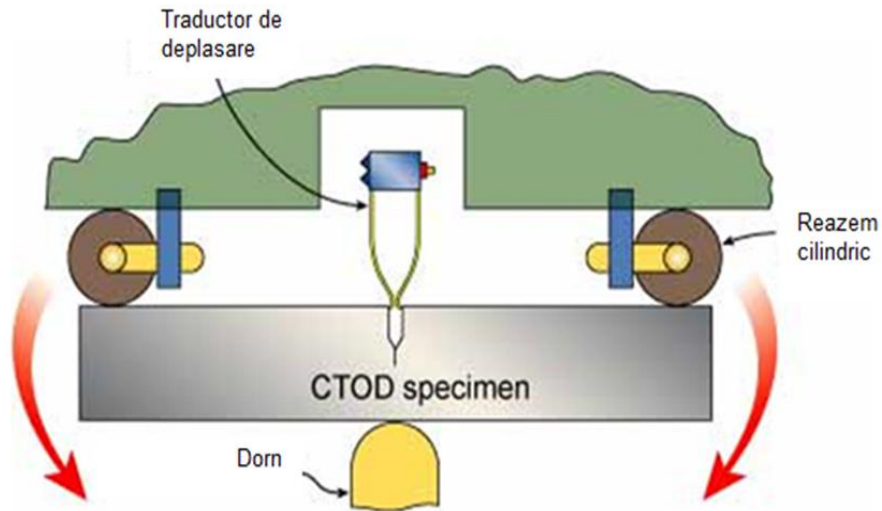


Fig.3.41 Schema de principiu a metodei CTOD [99]

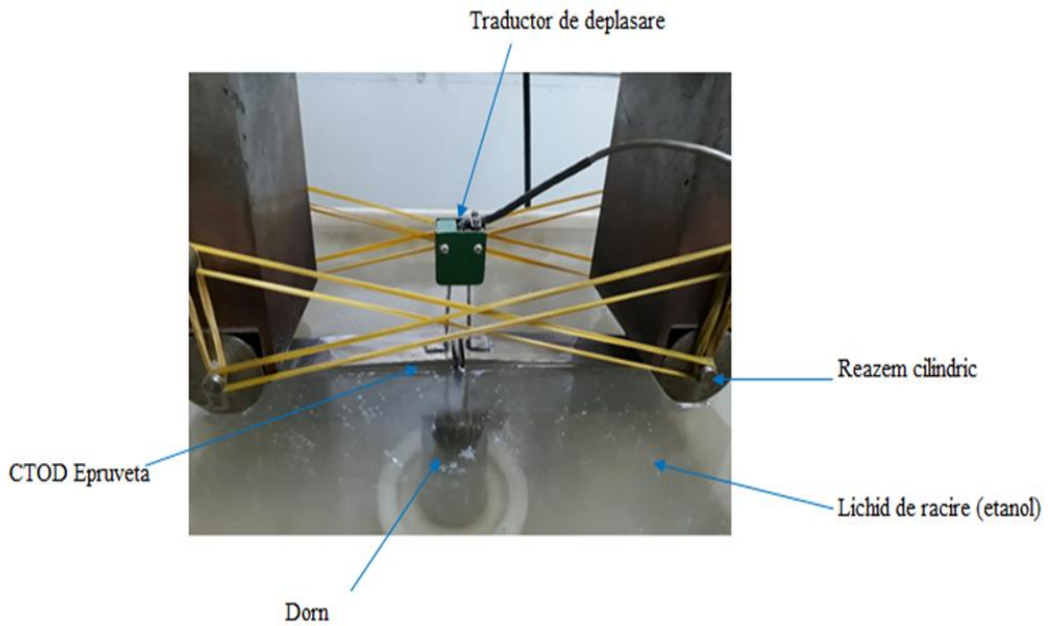
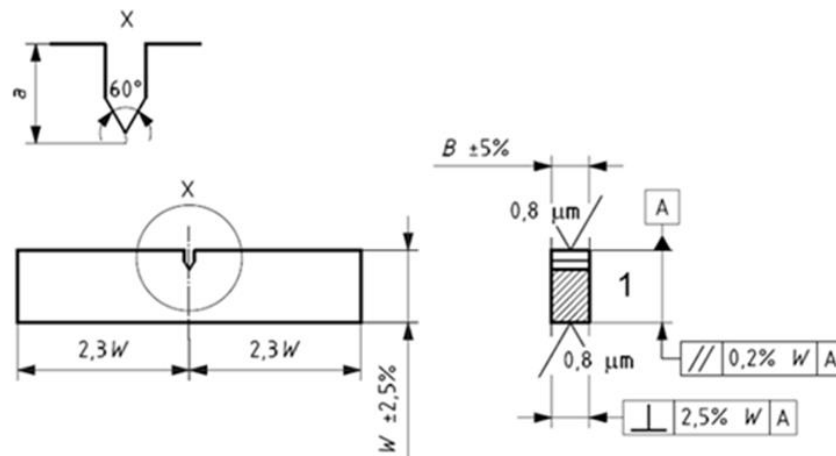


Fig. 3.42 CTOD test în mașina universală Instron 8801.

3.8.3 Forma si dimensiunile epruvetelor

Pentru determinarea deplasării la deschiderea vârfului fisurii s-au folosit epruvete solicitate la încovoiere în trei puncte (SENB=single edge notched bend).

Epruvetele folosite, ale căror secțiuni sunt dreptunghiulare au prevăzute o creștătură în zona de mijloc. Creștătura este prelucrată prin frezare și este extinsă cu o fisură prin oboeală (fisură artificială). Dimensiunile epruvetelor sunt arătate în fig.3.43.



1 – secțiunea dreptunghiulară a epruvetei

W – lățimea epruvetei = 54mm

B – grosimea epruvetei = 27mm

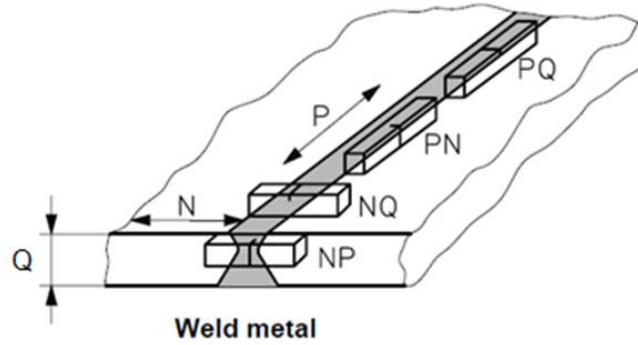
a – lungimea fisurii nominale = 29mm; $a = 0.45W \div 0.7W$ (24.3 ÷ 37.8) mm

4W – distanța dintre reazeme = 216mm

Latimea creștăturii = $0.065W = 3.51$ mm

Fig.3.43 Forma și dimensiunile epruvetelor

Geometria epruvetelor și poziția creștăturii sunt astfel alese, încât fisura de oboeală este extinsă de la vârful creștăturii în sudură sau în ZIT prin aplicarea unei forțe alternante controlate. Scopul testului este de a determina tenacitatea la rupere a sudurii în absența unei stări de tensiuni reziduale în sudură. Întrucât metoda de testare se aplică la îmbinări sudate, au fost selectate epruvete WP (weld positional) a căror geometrie, conform ISO 12135:2002, a fost SENB (single edge notched bend), plain sided orientarea fiind NP fig.3.44.



- N - perpendiculara pe directia sudurii
- P - paralela cu directia sudurii
- Q - directia pe grosimea sudurii

Fig.3.44 Codul de orientare a planurilor fisurilor pentru tenacitatea la rupere a îmbinărilor sudate[113]

Locația creștăturii în sudură, conform conform ISO 1563:2010 [108], este prezentată în fig.3.45.



Fig.3.45 Locația creștăturii în sudură

Locația creștăturii pe interfața ZIT/LF (HAZ/FL), conform ISO 1563:2010, este arătată în fig.3.46, iar zonele de prelevare a epruvetelor din îmbinările sudate sunt indicate în fig.3.47.

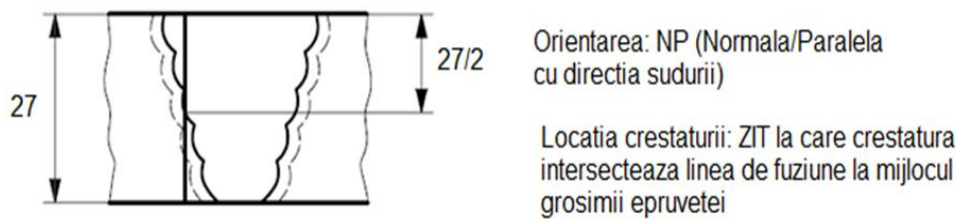


Fig.3.46 Locația creștăturii în ZIT

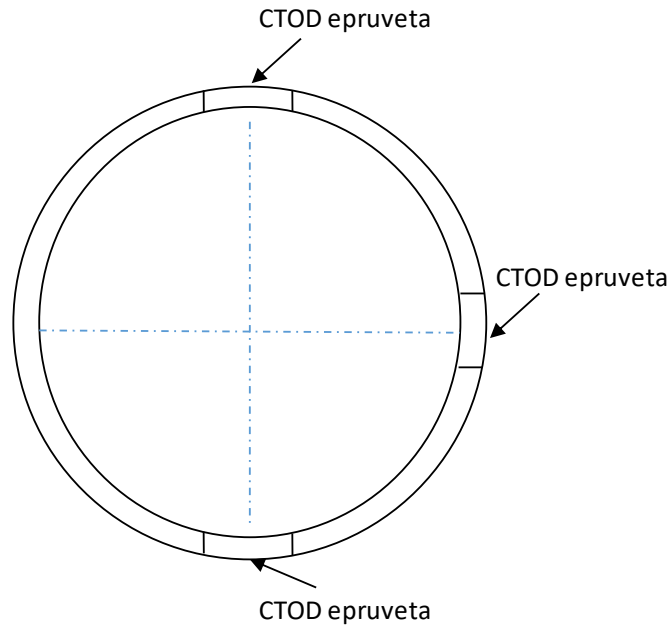


Fig.3.47 Locația epruvetelor pentru CTOD (1 WCL + 1 HAZ/FL)

Epruveta pentru determinarea deplasării la deschiderea vârfului fisurii pentru API 5LX65M, 42”(1066.8mm) x 31.75 mm înainte de încercare este prezentată în fig. 3.48.



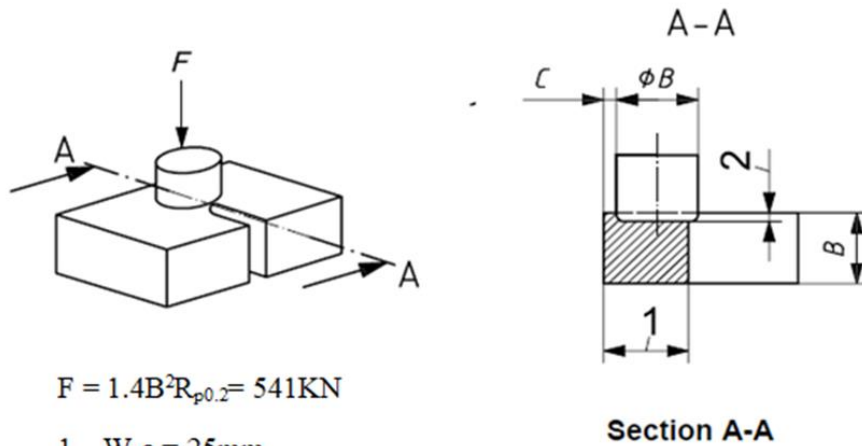
Fig.3.48 Aspectul epruvetei înainte de încercare API 5L X65M, 42”(1066.8mm)x31.75mm

Întotdeauna, în epruvetele sudate există tensiuni reziduale care pot conduce la forme inacceptabile ale frontului fisurii și astfel pot afecta rezultatul încercărilor de determinare a tenacității la rupere. Experiențele au arătat ca prin aplicarea unei compresiuni locale, înainte de presolicitarea ciclică pentru obținerea fisurii de oboseală, (artificiale) se vor reduce valorile tensiunilor reziduale minimizând astfel efectul lor negativ.

Compresiunea locală a fost realizată cu ajutorul mașinii universale de încercare cu acționare hidraulică tip Satec 5500R 200BTE. Aceasta a fost aplicată de-a lungul a 90% din lungimea ligamentului $W - a = 54 - 29 = 25$ mm în fața creștăturii prelucrate

mecanic prin aşchiere. Compresiunea aplicată dintr-o singură parte a epruvetei cuprinde vârful creştăturii şi a produs o deformăţie plastică de 1% din grosimea epruvetei (27mm).

Dimensiunile zonei de compresiune a epruvetei sunt arătate în fig. 3.49, iar în fig.3.50 este prezentată o imagine a epruvetei după aplicarea compresiunii locale.



$$F = 1.4B^2R_{p0.2} = 541\text{KN}$$

$$1 \quad W-a = 25\text{mm}$$

$$2 \quad 1\% \text{ din } B (27\text{mm}) = 0.27\text{mm}$$

$$R_{p0.2} = 530 \text{ KN}$$

$$C = 10\% \text{ din } (W-a) = 2.5\text{mm}$$

$$W - \text{latimea epruvetei} = 54\text{mm}$$

$$B - \text{grosimea epruvetei} = 27\text{mm}$$

Fig.3.49 Dimensiunile zonei de compresiune a epruvetei

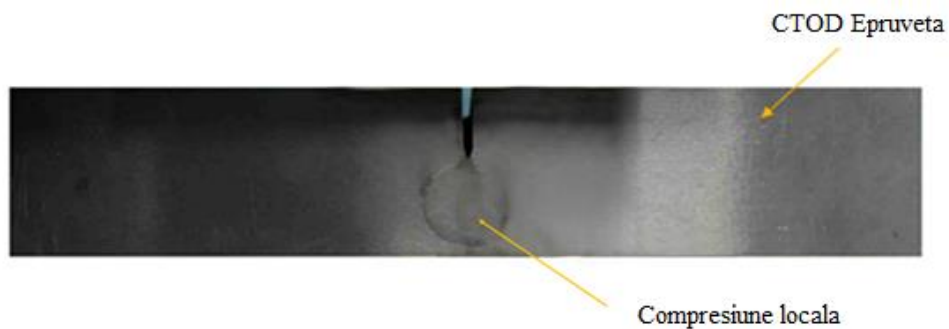


Fig.3.50 Aspectul epruvetei după aplicarea compresiunii locale

Fisurarea prin oboseală s-a efectuat cu ajutorul mașinii universale de încercare cu acționare servo - hidraulică tip Instron 8801 fig.3.40.

Fisurarea prin oboseală se produce prin încărcarea ciclică a epruvetei prevăzută cu o creștătură având raportul dintre tensiunea minimă și tensiunea maximă care să ducă la un coeficient de asimetrie a ciclului de 0.08.

Valorile forței finale la fisurarea prin oboseală sunt prezentate în tabelul 3.5.

Tab. 3.5 Forța finală de prefisurare în sudură și pe interfața FL/HAZ

Locația	12 O'clock		3 O'clock		6 O'clock	
	WCL	FL/HAZ	WCL	FL/HAZ	WCL	FL/HAZ
Forța finală (kN)	12.89	13.58	13.54	13.54	13.34	13.47

3.8.4 Rezultate experimentale, interpretare

Epruveta de încovoiere în trei puncte, prevăzută cu o creștătură care se continuă cu fisura prin oboseală, se fixează pe două reazeme cilindrice care permit rotirea lor axială. Aceasta este solicitată prin intermediul unui dorn având partea terminală tot de formă cilindrică. Distanța dintre reazeme este $S = 4W = 216\text{mm}$, unde W este lățimea epruvetei, $W=54\text{mm}$.

Cele două reazeme cilindrice sunt astfel proiectate încât să se minimizeze frecarea cu epruveta, permițând rolelor cilindrice să se rotească ușor atunci când epruveta este solicitată. Aplicarea sarcinii se face lent, continuu, progresiv și fără șocuri iar poziția de aplicare a forței trebuie să fie la mijlocul distanței dintre cele două reazeme cilindrice. Viteza de solicitare trebuie să fie astfel încât să determine o creștere a factorului de intensitate a tensiunilor în intervalul $0.2 \text{ MPa m}^{0.5} \text{ s}^{-1}$ și $3 \text{ MPa m}^{0.5} \text{ s}^{-1}$. Valorile înregistrate (Stress Intensity rate, $\text{MPa m}^{0.5} \text{ s}^{-1}$) au fost cuprinse între 1.05 și $1.15 \text{ MPa m}^{0.5} \text{ s}^{-1}$.

Temperatura de încercare a fost de $-10 \pm 1^\circ\text{C}$. Pentru aceasta, epruvetele au fost introduse într-un container umplut cu un lichid de moderare (etanol), fig.3.42. Agentul frigorific (zăpadă carbonică) a fost adăugat pentru coborârea temperaturii la valoarea celei de încercare. Epruvetele au fost menținute la această temperatură o perioadă de timp de min.16 minute.

Pe măsură ce solicitarea de încovoiere progresează, vârful fisurii se deformează plastic până la un punct critic când aceasta s-a deschis suficient pentru a se produce fisurarea prin clivaj. Aceasta poate conduce la o rupere parțială sau completă a epruvetei.

Măsurarea forței și a deplasării la deschiderea vârfului fisurii s-a făcut prin înregistrarea continuă a semnalului de la traductorul de forță în funcție de semnalul traductorului de deplasare. Deplasarea la deschiderea vârfului fisurii se urmărește cu ajutorul traductorului de deplasare care se montează cu ajutorul unor piese intermediare lipite la baza deschiderii creștăturii. Componenta plastică a deplasării la deschiderea vârfului fisurii, V_p , este determinată și înregistrată automat cu ajutorul programului K1C 32.

Rezultatele obținute și parametrii încercărilor CTOD sunt prezentate în tab. 3.6, 3.7 și 3.8.

Tab. 3.6 Mărimi caracteristice primului set de epruvete

Test Parameters and Results 1		
Test Location	WCL	FL/HAZ
Specimen Location	12 O'clock	12 O'clock
Crack Plane Orientation	NP	NP
Specimen Design/Geometry	SENB (Bx2B)	SENB (Bx2B)
Full Thickness or Sub-size (FT/SS)	FT	FT
Method to achieve straight crack front	Local Compression	Local Compression
Thickness (B),mm	27.00	27.00
Width (W), mm	54.02	54.01
Span (S), mm	216.00	216.00
Yield Strength at FPT, MPa	666	530
Tensile Strength at FPT, MPa	730	591
Fatigue Pre-cracking Temperature (FPT), °C	25	25
Fatigue Force Ratio (R)	0.08	0.08
Final Fatigue Pre-cracking Force (Ff), KN	12.89	13.58
Knife Edge Thickness (z), mm	2.00	2.00
CTOD Test Temperature, °C	-10	-10
Yield Strength at CTOD test temp. , N/mm ²	688	688
Stress Intensity Rate, MPa m ^{0.5} s ⁻¹	1.13	1.15
Weld Width (2h), mm	6.16	5.54
Applied Force(Fpop/Fm), kN	55.49	56.62
Plastic Component of V (Vp), mm	2.22	4.34
Original Crack Length Details		
Crack Length, a1, mm	29.35	29.12
Crack Length, a2, mm	29.47	29.19
Crack Length, a3, mm	29.68	29.34
Crack Length, a4, mm	29.70	29.40
Crack Length, a5, mm	29.81	29.78
Crack Length, a6, mm	29.78	29.65
Crack Length, a7, mm	29.96	29.50
Crack Length, a8, mm	29.64	29.34
Crack Length, a9, mm	29.58	29.08
Average Original Crack Length (a0), mm	29.69	29.41
a0/W	0.55	0.54
Type of CTOD (δpop / δm)	δm	δm
Critical CTOD, mm	0.56	1.08

Tab. 3.7 Mărimi caracteristice celui de-al doilea set de epruvete

Test Parameters and Results 2		
Test Location	WCL	FL/HAZ
Specimen Location	3 O'clock	3 O'clock
Crack Plane Orientation	NP	NP
Specimen Design/Geometry	SENB (Bx2B)	SENB (Bx2B)
Full Thickness or Sub-size (FT/SS)	FT	FT
Method to achieve straight crack front	Local Compression	Local Compression
Thickness (B), mm	27.02	27.01
Width (W), mm	54.00	54.02
Span (S), mm	216.00	216.00
Yield Strength at FPT, MPa	666	530
Tensile Strength at FPT, MPa	730	591
Fatigue Pre-cracking Temperature (FPT), °C	25	25
Fatigue Force Ratio (R)	0.08	0.08
Final Fatigue Pre-cracking Force (Ff), KN	13.54	13.54
Knife Edge Thickness (z), mm	2.00	2.00
CTOD Test Temperature, °C	-10	-10
Yield Strength at CTOD test temp. , N/mm ²	688	688
Stress Intensity Rate, MPa m ^{0.5} s ⁻¹	1.05	1.14
Weld Width (2h), mm	5.16	5.41
Applied Force(Fpop/Fm), kN	51.32	59.36
Plastic Component of V (Vp), mm	2.69	4.29
Original Crack Length Details		
Crack Length, a1, mm	29.16	29.26
Crack Length, a2, mm	29.18	29.35
Crack Length, a3, mm	29.25	29.47
Crack Length, a4, mm	29.45	29.52
Crack Length, a5, mm	29.84	29.84
Crack Length, a6, mm	29.95	29.60
Crack Length, a7, mm	29.51	29.49
Crack Length, a8, mm	29.46	29.60
Crack Length, a9, mm	29.30	29.30
Average Original Crack Length (a0), mm	29.48	29.50
a0/W	0.55	0.55
Type of CTOD (δpop / δm)	δm	δm
Critical CTOD, mm	0.67	1.06

Tab. 3.8 Mărimi caracteristice celui de-al treilea set de probe

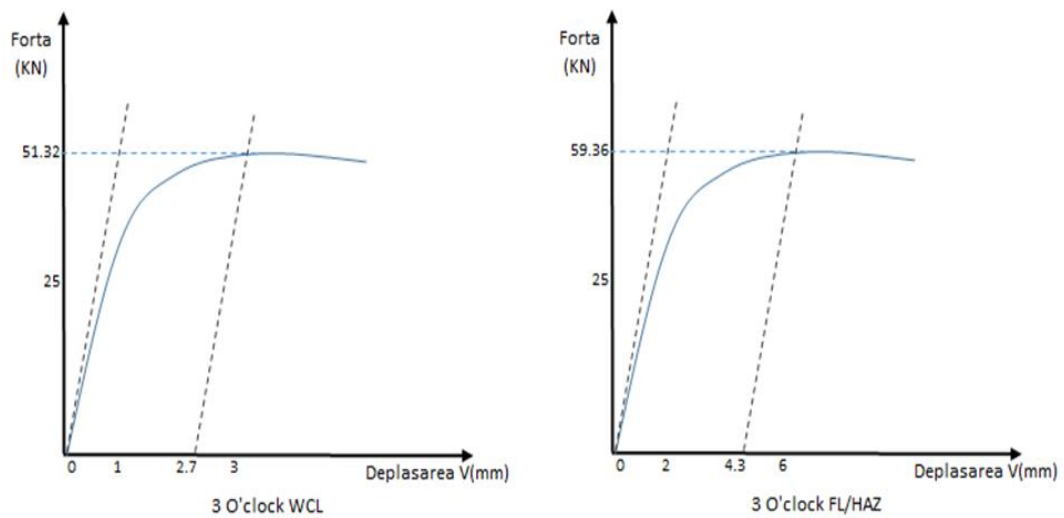
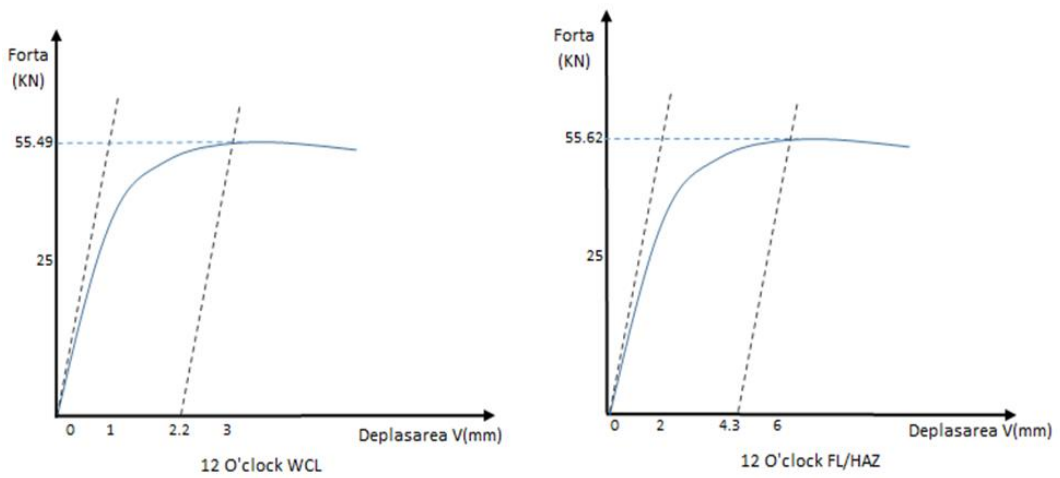
Test Parameters and Results 3		
Test Location	WCL	FL/HAZ
Specimen Location	6 O'clock	6 O'clock
Crack Plane Orientation	NP	NP
Specimen Design/Geometry	SENB (Bx2B)	SENB (Bx2B)
Full Thickness or Sub-size (FT/SS)	FT	FT
Method to achieve straight crack front	Local Compression	Local Compression
Thickness (B),mm	27.01	27.00
Width (W), mm	54.01	54.02
Span (S), mm	216.00	216.00
Yield Strength at FPT, MPa	666	530
Tensile Strength at FPT, MPa	730	591
Fatigue Pre-cracking Temperature (FPT), °C	25	25
Fatigue Force Ratio (R)	0.08	0.08
Final Fatigue Pre-cracking Force (Ff), KN	13.34	13.47
Knife Edge Thickness (z), mm	2.00	2.00
CTOD Test Temperature, °C	-10	-10
Yield Strength at CTOD test temp. , N/mm ²	688	688
Stress Intensity Rate, MPa m ^{0.5} s ⁻¹	1.13	1.15
Weld Width (2h), mm	5.20	4.89
Applied Force(Fpop/Fm), kN	56.27	57.1
Plastic Component of V (Vp), mm	2.28	4.4
Original Crack Length Details		
Crack Length, a1, mm	28.96	29.20
Crack Length, a2, mm	29.06	29.34
Crack Length, a3, mm	29.19	29.37
Crack Length, a4, mm	29.30	29.58
Crack Length, a5, mm	29.57	29.64
Crack Length, a6, mm	29.61	29.52
Crack Length, a7, mm	29.37	29.47
Crack Length, a8, mm	29.33	29.29
Crack Length, a9, mm	29.05	29.14
Average Original Crack Length (a0), mm	29.29	29.42
a0/W	0.54	0.54
Type of CTOD (δpop / δm)	δm	δm
Critical CTOD, mm	0.59	1.07

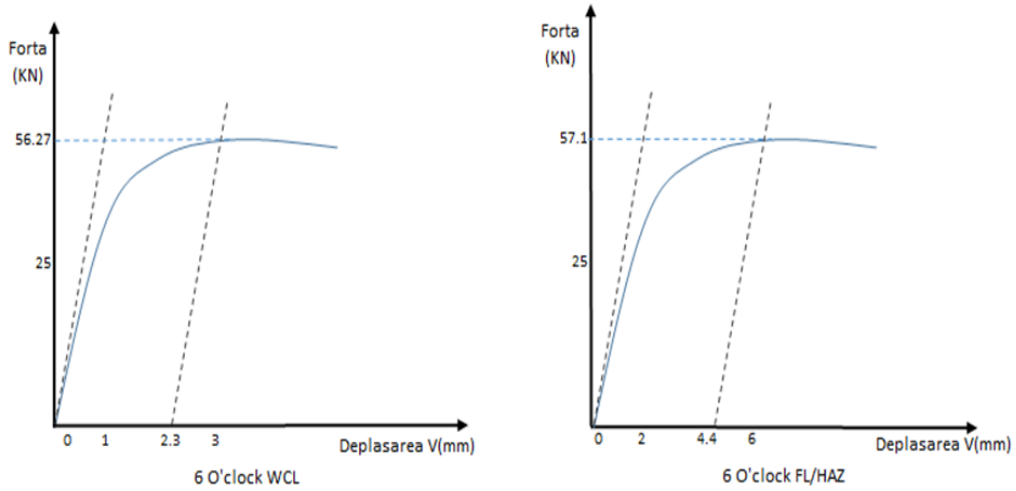
În tabelul 3.9 sunt centralizate valorile forței maxime aplicate F_m și ale componentei plastice a deplasării la deschiderea vârfului fisurii, V_p .

Tab. 3.9 Valorile lui F_m și V_p

Locația	12 O'clock		3 O'clock		6 O'clock	
	WCL	FL/HAZ	WCL	FL/HAZ	WCL	FL/HAZ
$F_m(\text{kN})$	55.49	56.62	51.32	59.36	56.27	57.1
$V_p(\text{mm})$	2.2	4.3	2.7	4.3	2.3	4.4

Alura curbelor forță – deplasare care au fost înregistrate în cursul încercărilor se prezintă în fig. 3.51 a,b,c.





-C-

Fig.3.51 Curbele forță – deplasare: a – ora 12; b – ora 3; c – ora 6

După încercare, suprafața de rupere a probelor a fost examinată în vederea determinării lungimii medii a fisurii a_0 (cea prelucrată mecanic în epruvetă). Aceasta este măsurată până la vârful prefisurii de oboseală, conform schiței din fig.3.52.

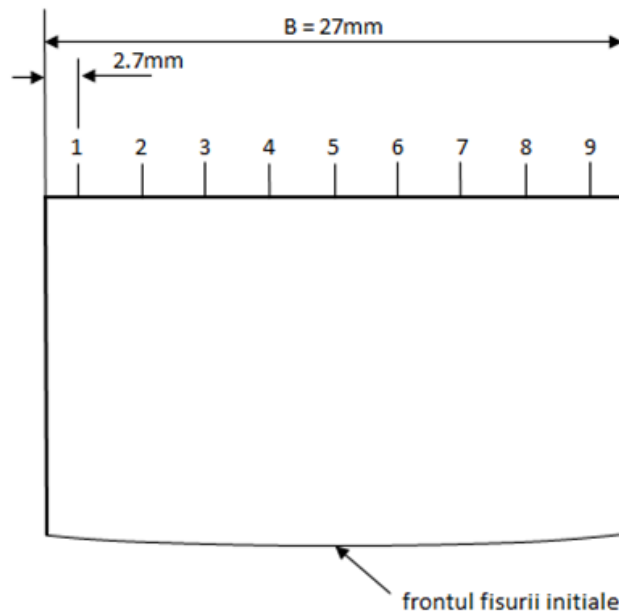


Fig.3.52 Schița măsurării lungimii fisurii inițiale, a_0 (prelucrată mecanic)

Așa cum se poate observa din fig.3.53, au fost efectuate 9 măsurători ale adâncimii părții prelucrate mecanic.



Fig.3.53 Măsurarea lungimii fisurii inițiale a_0

Conform ISO 12135:2014, formula de calcul utilizată la determinarea lui a_0 este:

$$a_0 = \frac{1}{8} \left[\left(\frac{a_1 + a_9}{2} \right) + \sum_{j=2}^{j=8} a_j \right] \quad (1)$$

Raportul a_0/W trebuie să fie cuprins între 0.45 și 0.70. Pentru cazul prezentat, valorile a_0/W sunt 0.54 și 0.55, unde W este lățimea epruvetei = 54mm.

În tab. 3.10 sunt prezentate valorile lungimii fisurii a_0 .

Tab.10 Valorile măsurate ale fisurii prelucrate mecanic

Locația	12 O'clock		3 O'clock		6 O'clock	
	WCL	FL/HAZ	WCL	FL/HAZ	WCL	FL/HAZ
Lungimea fisurii a_1 , (mm)	29.35	29.12	29.16	29.26	28.96	29.20
Lungimea fisurii a_2 , (mm)	29.47	29.19	29.18	29.35	29.06	29.34

Lungimea fisurii $a_3,(\text{mm})$	29.68	29.34	29.25	29.47	29.19	29.37
Lungimea fisurii $a_4,(\text{mm})$	29.70	29.40	29.45	29.52	29.30	29.58
Lungimea fisurii $a_5,(\text{mm})$	29.81	29.78	29.84	29.84	29.57	29.64
Lungimea fisurii $a_6,(\text{mm})$	29.78	29.65	29.95	29.60	29.61	29.52
Lungimea fisurii $a_7,(\text{mm})$	29.96	29.50	29.51	29.49	29.37	29.47
Lungimea fisurii $a_8,(\text{mm})$	29.64	29.34	29.46	29.60	29.33	29.29
Lungimea fisurii $a_9,(\text{mm})$	29.58	29.08	29.30	29.30	29.05	29.14
Valoarea medie a lungimii inițiale a fisurii $a_{0,}(\text{mm})$	29.69	29.41	29.48	29.50	29.29	29.42

Relația de calcul a parametrului (δ) sau CTOD (ISO 12135 : 2002) fig.3.54, este compusă dintr-o componentă elastică și una plastică, ele fiind adunate împreună:

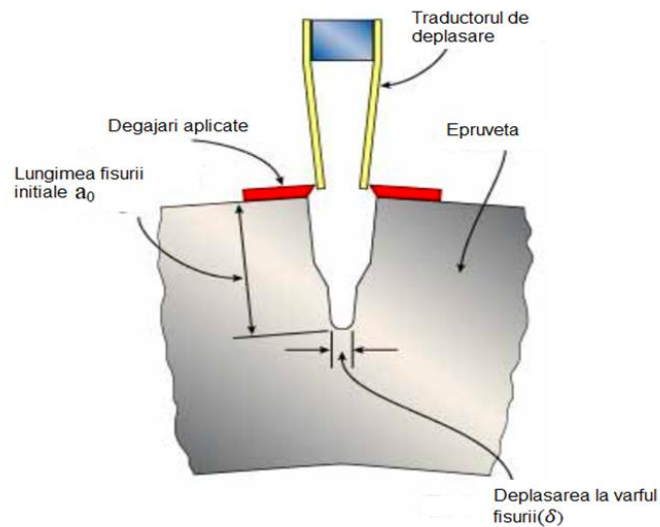


Fig. 3.54 Deplasarea deschiderii la vârful fisurii (δ)

$$\delta = \left[\left(\frac{S}{B} \right) \frac{F}{(B B_N W)^{0.5}} g_1 \left(\frac{a_0}{W} \right) \right]^2 \left(\frac{1-\mu}{2R_{p0,2}E} \right) + \frac{0.4(W-a_0)}{0.6a_0+0.4W+z} V_p \quad (2)$$

componenta elastică

componenta plastică

în care:

$S = 216\text{mm}$, distanța dintre reazeme ;

$B = 27\text{mm}$, grosimea epruvetei ;

$B_N = B$;

$W = 54\text{mm}$, lățimea epruvetei (mm) ;

F – forța aplicată (kN) - (tab. 9) ;

$g_1 \left(\frac{a_0}{W} \right)$ – valoare standardizată în ISO 12135-2014 și este egală cu 3.14 ;

z – grosimea piesei intermediare folosite la fixarea traductorului de deplasare și are valoarea 2mm;

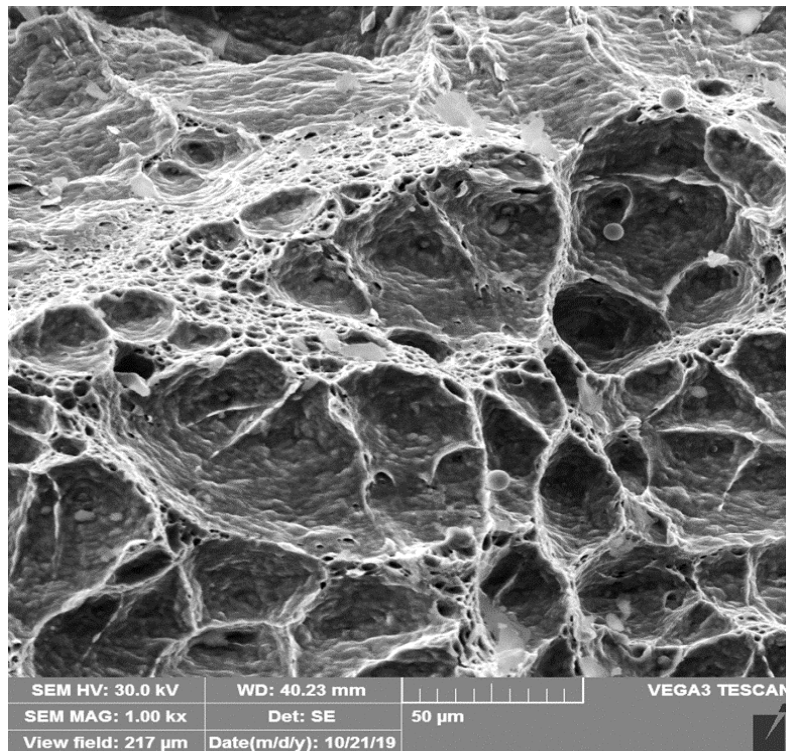
V_p – deplasarea componentei plastice (tab. 9);

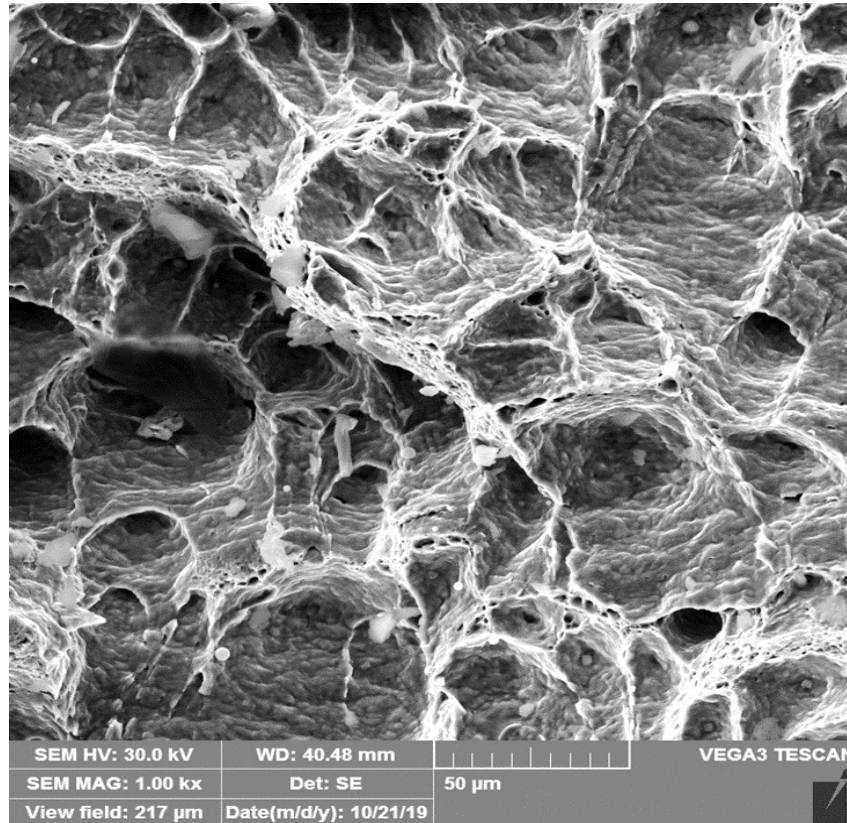
a_0 – valoarea lungimii fisurii (tab.10);

Valoriile critice ale deplasării la deschiderea vârfului fisurii (δ_m) sau CTOD sunt prezentate în tab.3.11, ele demonstrând că îmbinările sudate MAG din oțel X65M tratat termomecanic au o mare rezistență la rupere fragilă. Imaginile microfractografice din fig. 3.55 reliefează prezența unor striuri paralele mai mult sau mai puțin rectilinii, alături de zonele de clivaj ductil corespunzătoare planelor de alunecare.

Tab. 3.11 Valoriile critice ale parametrului CTOD în sudură și pe interfața FL/HAZ

Locația	12 O'clock		3 O'clock		6 O'clock	
	WCL	FL/HAZ	WCL	FL/HAZ	WCL	FL/HAZ
Valoarea critică δ (mm)	0.56	1.08	0.67	1.06	0.59	1.07





-b-

Fig. 3.55 Fractografia suprafețelor de rupere: a – în vecinătatea inițierii fisurii artificiale de oboseală; b – în vecinătatea sfârșitului deplasării la deschiderea vârfului fisurii

3.9. Concluzii

Prin examinări macrografice s-a demonstrat că îmbinările sudate realizate au un aspect plăcut, o geometrie corespunzătoare, nu prezintă creștături marginale, iar solzii sunt fini și regulați, cu suprafață netedă.

Urmare a valorilor reduse ale energiei liniare, varianta tehnologică de sudare MAG cu rost îngust conduce la obținerea unei zone influențate termic (ZIT) puțin extinsă și o macrostructură fără defecte de continuitate metalică.

Microstructura metalului depus are un aspect dendritic cu orientare columnară a grăunților cristalini, iar ZIT –ul este constituită dintr-o matrice feritică cu mici cantități de bainită și carbonitruri ale elementelor de aliere.

Gradientul de duritate pe secțiunea transversală a îmbinării sudate demonstrează că regimul tehnologic adoptat preîntâmpină înmuierea ZIT și asigură bune proprietăți mecanice.

La cea mai coborâtă temperatură de încercare, (-50°C), energia de rupere KV a porțiunii superioare și inferioare a metalului depus depășește valoarea minimă, de 38 J, impusă de norma DNVGL-ST-F101 pentru acest material de bază.

Suprafața de rupere a epruvetelor cu creștătură are un aspect mat-fibros, iar caracterul acesteia este ductil, caracterizându-se printr-o viteză mică de deplasare a fisurii, respectiv prin valori mari ale energiei absorbite pentru propagarea acesteia.

Îmbinările sudate MAG din oțel microaliat, API5L X65M, tratat termomecanic, prezintă valori ale rezistenței la rupere prin tracțiune statică $R_m = 576 \dots 598 \text{ N/mm}^2$, superioare celor impuse pentru materialul de bază, $R_m \geq 535 \text{ N/mm}^2$.

Îmbinările sudate MAG în current pulsant cu rost îngust și straturi multiple, realizate din oțel tratat termomecanic X65M au o capacitate ridicată de deformare plastică, dovedită prin lipsa fisurilor în cusătură până la atingerea unghiului de îndoire de 180° .

Rezultatele încercărilor de mecanica ruperii au demonstrat că zonele testate ale îmbinării sudate (sudură și interfața dintre linia de fuziune și ZIT), prezintă o rezervă semnificativă de plasticitate, ruperea lor fiind ductilă, iar extinderea stabilă a fisurii are loc dincolo de încărcarea maximă (F_m). Nu s-a observat ruperea fragilă sau discontinuități abrupte.

Valorile deplasării la deschiderea vârfului fisurii sunt mult mai mari decât cele specificate în normele folosite la fabricația conductelor pentru petrol și gaze subterane și submarine. Astfel norma API 1104 Welding Pipeline and Related Facilities, 2013, addendum 2018 impune ca valorile CTOD să fie superioare lui 0.05 mm pe când norma Det Norske Veritas – Germanischer Lloyd. DNVGL-ST-F101 Rules for submarine pipeline system (2017) – normă a fundației norvegiene Det Norske Veritas Germanischer Lloyd impune o valoare minimă de 0.15mm.

4. REZISTENȚA LA COROZIUNE TENSO-FISURANTĂ A ÎMBINĂRILOR SUDATE

4.1. Standul experimental

Coroziunea tenso-fisurantă apare prin acțiunea simultană a unui mediu chimic și a unui regim de solicitări statice cu cel puțin un efort de tracțiune și care conduce la fisurarea intergranulară sau transgranulară a materialului supus simultan celor două tipuri de solicitări [11],[39],[46],[48],[50],[60],[72],[101].Declanșarea acestui fenomen în mediu de hidrogen sulfurat provoacă fragilizarea materialului metalic de către atomii de hidrogen produși de coroziunea acidă în zona de suprafață. Hidrogenul absorbit este accelerat de prezența sulfurilor, de unde și faptul că, conținutul în sulf al materialelor trebuie să fie controlat riguros[44],[76],[83]. Atomii de hidrogen pot difuza în materialul metalic, reducând caracteristicile de ductilitate și de tenacitate și măbind susceptibilitatea la fisurare [3],[9],[13],[16],[21],[28],[32],[43],[45].

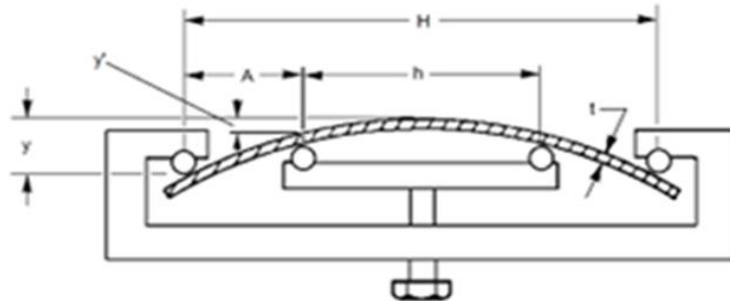
Conform normei API 5L: 2018, pentru materialele folosite în mediu de hidrogen sulfurat și implicit la coroziune tenso-fisurantă în mediu de H₂S, compoziția lor chimică este limitată la valori mult mai stricte decât pentru materialele folosite în conditii normale. De asemenea, conform normei NACE MR0175/ISO 15156-2:2015 duritatea metalului de bază, a sudurilor și a zonei afectate termic este limitată la 250 HV10 pentru partea interioară a conductei care este în contact cu mediul coroziv, respectiv la 275 HV10 pentru partea exterioară care nu este expusă mediului coroziv. Materialele de adaos folosite la sudarea materialelor supuse la coroziune tenso-fisurantă în mediu de H₂S conform NACE MR0175/ISO 15156-2:2015 au un conținut în Ni ≤ 1% [87].

Mediul coroziv folosit fiind hidrogenul sulfurat (H₂S) fiind cel mai frecvent mediu coroziv care se întâlnește la transportul produselor petroliere și al gazelor naturale.

Încercările de coroziune tenso-fisurantă au fost efectuate în conditii de deformare totală constantă, materializată cu ajutorul unor dispozitive de presolicitare la îndoire sub un anumit unghi. Epruvetele sunt de tip fâșie cu sudura dispusă în plan perpendicular pe sistemul de forțe care le acționează. Combinația de solicitare tensiune – deformație se afla în domeniul elastic.

Încercarea constă în aplicarea unei solicitari de îndoire și expunerea în mediul de încercare.

Metoda de solicitare folosită a fost încovoierea în patru puncte (four-point loaded specimen) în urma căreia săgeata (y) dorită se obține prin aplicarea a două forțe simetrice aflate la distanța H fig.4.1.



H - distanta dintre suportii exteriori; $H = 100\text{mm}$

A - distanta dintre suportul interior si exterior; $A = 25\text{mm}$

t - grosimea epruvetei; $t = 5\text{mm}$

h - distanta dintre suportii interiori; $h = 50\text{mm}$

y - sageata maxima intre suportii exteriori; $y = 0.982\text{mm}$

y' - sageata intre suportii interiori; $y' = 0.267\text{mm}$

Fig.4.1 Dispozitivul de îndoire în patru puncte

Schema de principiu a instalației de testare este prezentată în fig.4.2 iar imaginea acesteia este arătată în fig.4.3.

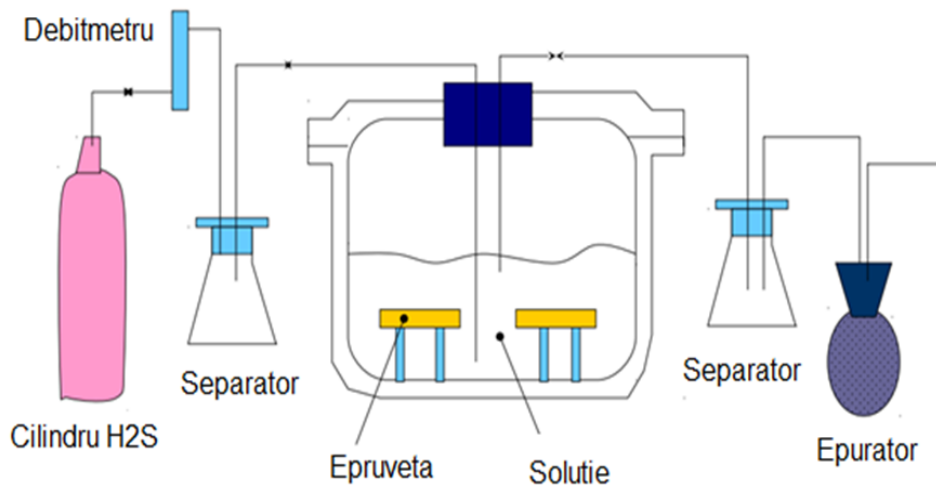


Fig.4.2 Reprezentarea schematică a instalației



Fig.4.3 Imaginea instalației de testare la coroziune tenso-fisurantă

Epruvetele deformate constant cu săgeata de 0.982 mm sunt introduse în recipientul de sticlă, care conține soluția de testare de tip A, conform normei NACE TM-0177:2016 [88].

Aceasta este o soluție apoasă saturată cu hidrogen sulfurat (H_2S) și constă din 5.0 % masice clorură de sodiu și 0.5 % masice acid acetic dizolvat în apă distilată.

În urma purjării cu azot (pentru îndepărtarea oxigenului) are loc saturația cu H_2S pe o perioadă de minimum 20 min/L a soluției de testare. Valoarea concentrației de H_2S după saturare a fost de 2725 ppm. Hidrogenul sulfurat, H_2S , din recipientul de sticlă va fi reumplut periodic de trei ori pe săptămână pe durata testului. Valoarea pH și concentrația de H_2S au fost măsurate săptămânal și la terminarea testului.

4.2. Rezultate experimentale

Dimensiunile epruvetei sunt prezentate în fig.4.4, iar în fig.4.5 este arătat aspectul epruvetei înaintea deformării.

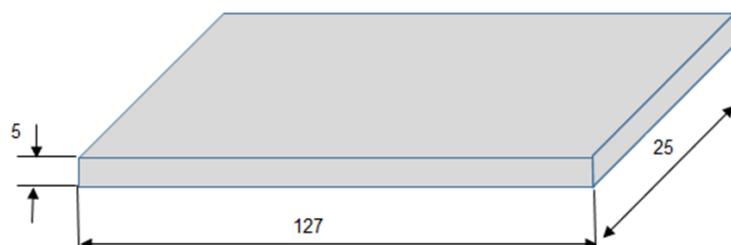


Fig.4.4 Forma și dimensiunile epruvetei



Fig.4.5 Imaginea epruvetei înainte de deformare

Zonele de prelevare a epruvetelor din îmbinările sudate sunt indicate în fig.4.6.

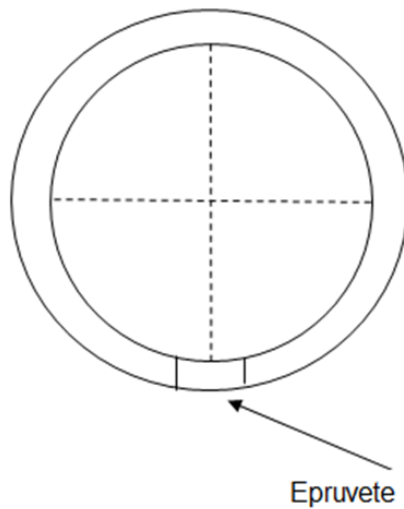


Fig.4.6 Locația epruvetelor la coroziune tensofisurantă

Conform figurii 4.7, epruvetele au fost extrase din zona de rădăcină, din zona de mijloc și din partea superioară a îmbinării sudate. În total au fost testate 12 epruvete, câte 4 din fiecare zonă caracteristică a îmbinării sudate.

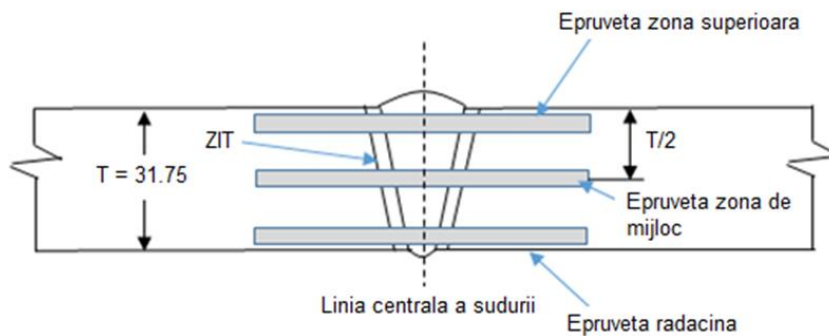


Fig.4.7 Locația epruvetelor pe secțiunea îmbinării sudate

După debitare, epruvetele au fost prelucrate prin rectificare în vederea obținerii unei suprafețe plane, apoi au fost șlefuite cu hârtie metalografică având o granulație de 120 până la 600 și în final s-a făcut o curățire a suprafeței cu un solvent (acetona). Astfel pregătite, epruvetele au fost supuse unei solicitări de îndoire în 4 puncte la o valoare a tensiunii elastice egală cu valoarea minimă a limitei de curgere a materialului de bază, de 450 N/mm^2 . Valoarea săgeții maxime (y) între suportii exteriori a fost calculată cu ajutorul relației (1), conform normei ASTM G39-2011:

$$y = \sigma (3H^2 - 4A^2)/12Et = 0.982\text{ mm} \quad (1)$$

în care:

E – modulul de elasticitate = $210\,000\text{ N/mm}^2$;

t – grosimea epruvetei = 5 mm ;

σ - tensiunea elastică maximă = 450 N/mm^2 ;

H - distanța dintre suportii exteriori = 100 mm ;

A - distanța dintre suportii interior si exterior = 25 mm .

Solicitarea maximă a epruvetelor se produce între rolele interioare și este uniform distribuită.

Măsurarea săgeții maxime, $y = 0.982$, în zona centrală a epruvetei s-a făcut cu ajutorul unui comparator fig. 4.8.



Fig.4.8 Măsurarea epruvetelor la îndoire

După obținerea valorii calculate a săgeții maxime, $y = 0.982\text{ mm}$, rolele interioare (centrale) sunt blocate astfel încât deformarea epruvetelor va rămâne constantă. Rolele (exterioare și interioare), executate din silicon, sunt izolatori între epruveta de testare și dispozitivul de fixare.

Valorile PH și concentrația de H_2S înregistrate la sfârșitul testului sunt prezentate în tab.4.1.

Tab.4.1 Mărimi înregistrate

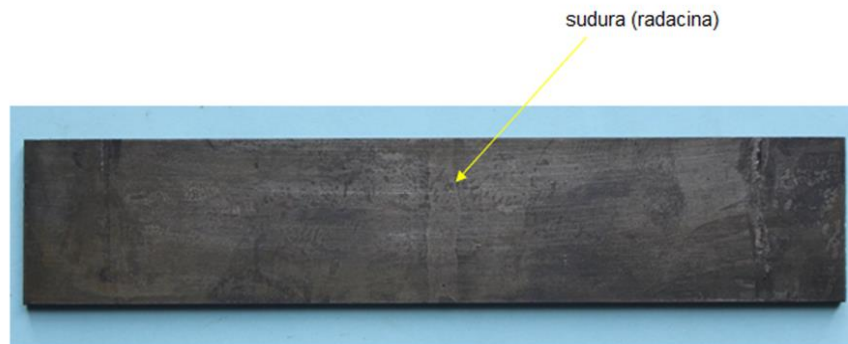
pH/H ₂ S	valori sfârșit test
pH	3.62
H ₂ S	3202 ppm

Conform NACE TM 0177:2016, valoarea maximă a pH-ului la finalizarea testului este 4. Durata testului a fost de 720 ore, iar temperatura a fost menținută constantă, la 24°C ±3°C.

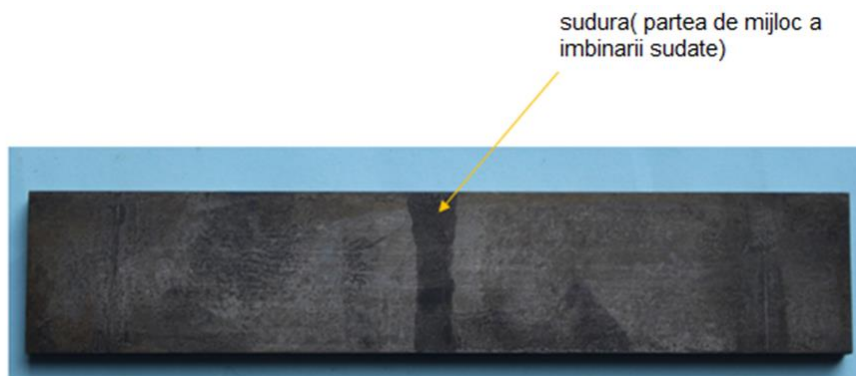
După încercare, epruvetele deformate au fost scoase din recipientul de sticlă și curățate cu apă, detergent și acetonă.

4.3. Examinări metalografice

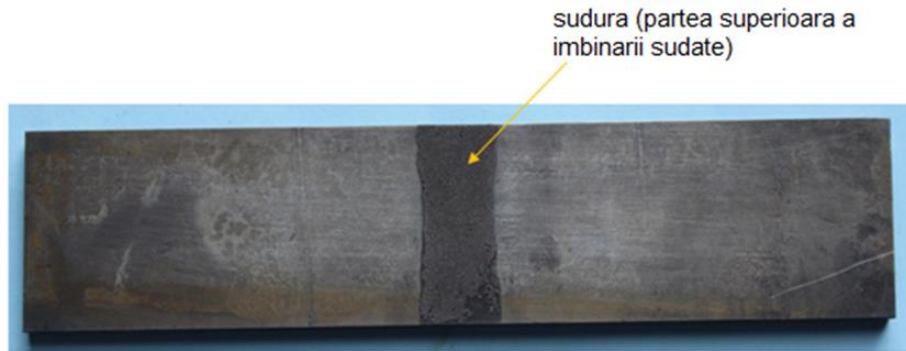
În fig.4.9 a, b și c sunt prezentate imaginile epruvetelor (rădăcină, zona de mijloc și partea superioară) la terminarea testului de coroziune.



-a-



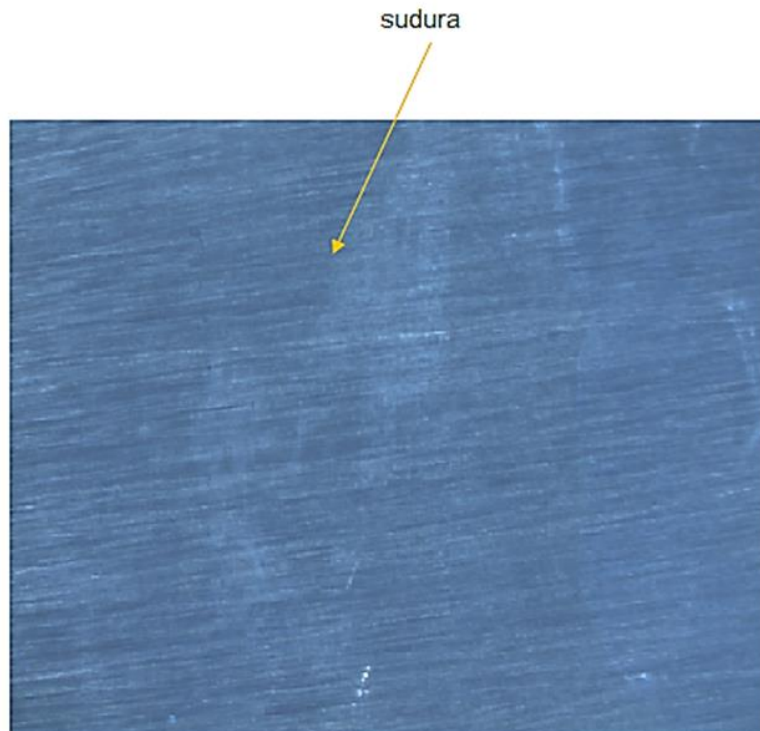
-b-



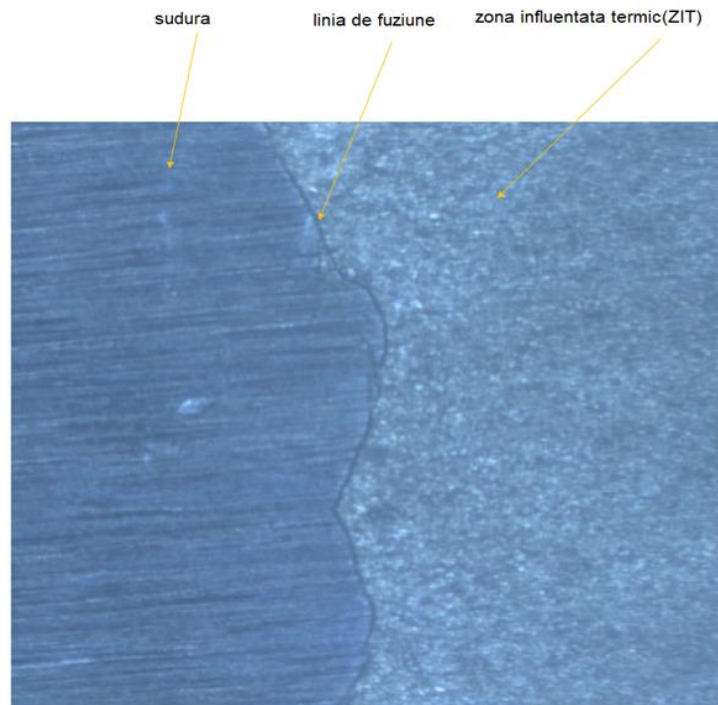
-c-

Fig.4.9 Aspectul epruvetelor la finalizarea testului de coroziune: a – rădăcină; b – mijlocul îmbinării sudate; c- partea superioară a îmbinării sudate

În plus, norma internațională NACE TM-0177:2016, prevede examinarea la microscopul optic la o mărire de 10 ori a suprafeței epruvetelor testate (fig.4.10 a, b și c). Din analiza acestor imagini se poate constata că nu apar defecte de continuitate metalică, astfel că îmbinările sudate din oțelul tratat termomecanic nu sunt sensibile la fenomenul de coroziune tenso-fisurantă.



-a-



-b-



-c-

Fig.4.10 x 10: aspectul zonelor îmbinării sudate (a – sudura; b – ZIT; c – material de bază)

4.4. Concluzii

Materialul de adaos selectat și parametrii tehnologici folosiți ai regimului de sudare MAG în curent pulsant au demonstrat că îmbinările sudate din materialul de bază API 5L X65M asigură o rezistență mare la coroziunea tenso-fisurantă în mediu de hidrogen sulfurat.

Epruvetele supuse coroziunii tenso-fisurante în mediu de hidrogen sulfurat au o valoare a pH -ului de 3,62, o concentrație de H₂S egală cu 3202 ppm și nu prezintă fisuri în cele trei zone ale îmbinărilor sudate.

5. DEFECTOLOGIA ÎMBINĂRILOR SUDATE MAG CU ROST ÎNGUST DIN OTEL API5LX65M TRATAT TERMOMECHANIC

5.1. Introducere

La realizarea îmbinărilor sudate ale conductelor magistrale, controlul nedistructiv reprezintă una din fazele esențiale ale fabricației acestora. Stabilirea naturii defectelor este deosebit de utilă în identificarea cauzelor și definirea măsurilor de corectare a execuției sau a tehnologiei.

Controlul nedistructiv nu conduce la deteriorarea îmbinărilor sudate și nu influențează în mod negativ comportarea în exploatare a acestora.

În schimb, controlul distructiv al îmbinărilor sudate se bazează pe încercări efectuate cu distrugerea probelor special confecționate. Dacă prin metodele de control nedistructiv pot fi determinate anumite categorii de defecte, valorile caracteristicilor mecanice pot fi stabilite numai prin încercări distructive [22],[59],[81].

Într-o accepțiune mai generală, prin defect se înțelege orice abatere de la prescripțiile de calitate ale documentației de execuție a unui produs. Norma de calitate folosită la execuția îmbinărilor sudate ale conductelor magistrale a fost API 1104, Welding of Pipelines and Related Facilities, 2013. Defectele cele mai comune care se întâlnesc la sudarea MAG cu rost îngust sunt:

- lipsa de topire, fig.5.1;
- porozitate, fig.5.2;
- pătrundere incompletă la rădăcină, fig.5.3.

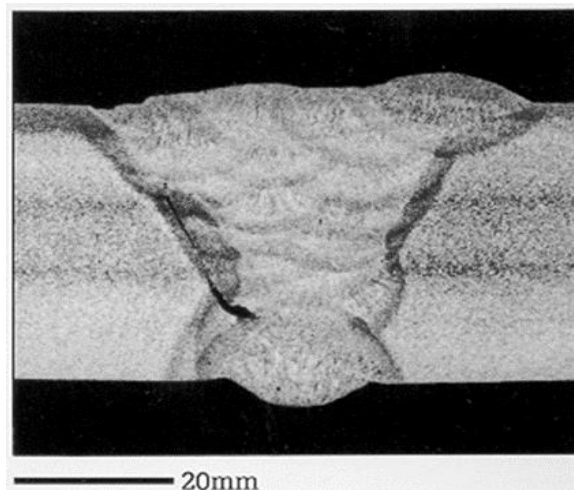


Fig. 5.1 Lipsa de topire a îmbinărilor sudate[93]

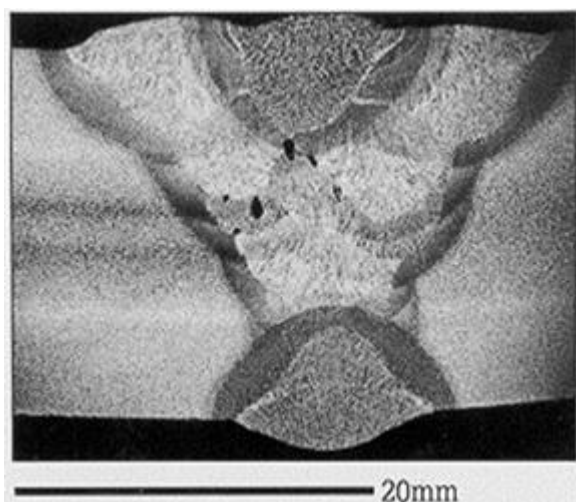


Fig. 5.2 Porozitatea îmbinărilor sudate[93]

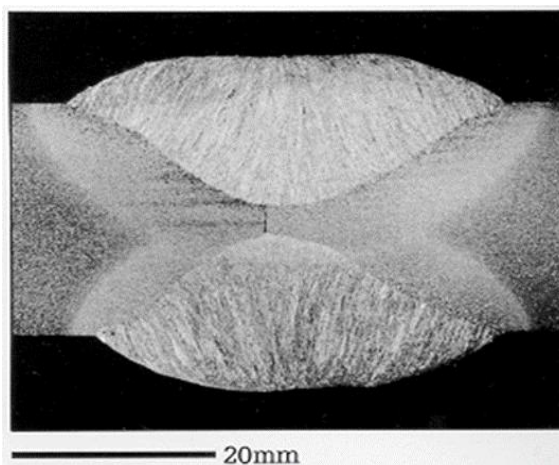


Fig. 5.3 Pătrundere incompletă la rădăcină îmbinărilor sudate[93]

Metodele de control nedistructiv folosite la îmbinările sudate din oțelul API 5L X65M tratat termomecanic, destinat execuției conductelor magistrale subterane și submarine având diametrul de 42" (1066,8 mm) și grosimea peretelui de 31.75 mm au fost:

- controlul vizual de suprafață;
- controlul cu pulberi magnetice;
- controlul cu radiații X.

5.2. Controlul vizual de suprafață

În orice program eficient de control al calității îmbinărilor sudate, inspecția vizuală oferă elementul de bază pentru evaluarea acestora. S-a dovedit în numeroase situații că un program eficient de inspecție vizuală va duce la descoperirea mării majorități a acelor defecte care ar fi găsite ulterior folosind o altă metodă de testare nedestructivă mai scumpă și mai complexă. Limita principală a metodei inspecției vizuale este dată de faptul că ea va dezvălui doar acele discontinuități care apar la suprafață. Datorită simplității sale relative, precum și a cantității minime de echipamente necesare, inspecția vizuală este un instrument foarte rentabil de control al calității structurilor sudate. Această rentabilitate este în continuare intensificată atunci când inspecția vizuală relevă un defect la scurt timp după ce apare și poate fi apoi reparat imediat și în cele mai economice condiții. Aspectul exterior al îmbinărilor sudate realizate la parametrii tehnologici indicați în lucrările [68], [69], [70] este prezentat în fig.5.4, iar aspectul rădăcinii îmbinării sudate, în fig.5.5.



Fig. 5.4 Aspectul exterior al îmbinării sudate



Fig. 5.5 Aspectul rădăcinii al îmbinării sudate

Verificarea supraînălțării îmbinării sudate la exterior este arătată în fig.5.6.

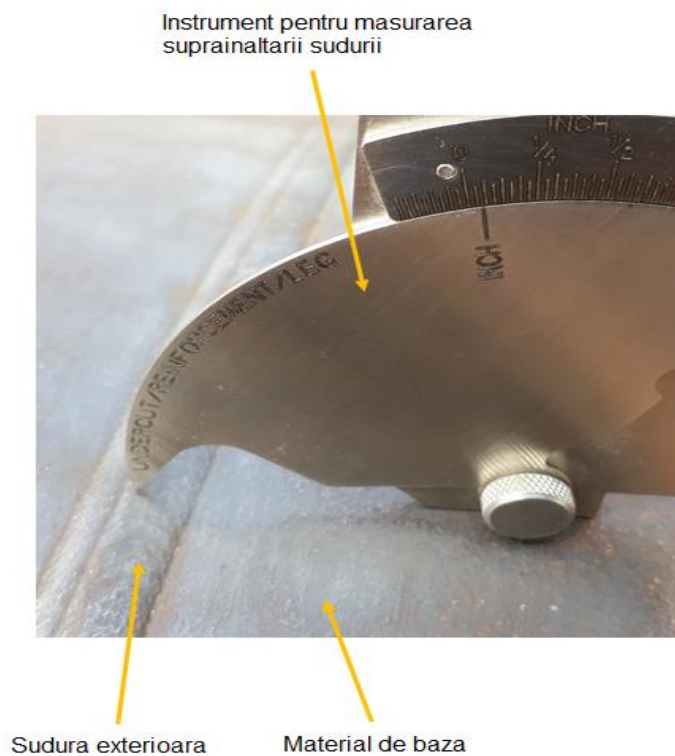


Fig. 5.6 Verificarea supraînălțării sudurii exterioare

5.3. Controlul cu particule magnetice

Controlul cu particule magnetice este o metodă de localizare a discontinuităților de suprafață sau a celor care se află în imediata vecinătate a suprafeței și poate fi aplicată numai materialelor feromagnetice. În principiu, aceasta metodă de control nedistructivă constă în magnetizarea piesei supusă controlului și depunerea pe suprafața acesteia a unei pulberi feromagnetice fine. În zonele unde există discontinuități se va forma un câmp magnetic de dispersie sau de scăpări datorită faptului că liniile de câmp magnetic vor ocoli discontinuitatea, fiind nevoite să iasă în afară materialului piesei [93]. Fenomenul fizic care permite punerea în evidență a defectului este apariția câmpului de dispersie în zona în care se află discontinuitatea.

Materialele feromagnetice includ majoritatea aliajelor cu bază de fier, nichel și cobalt.

Materialele neferomagnetice nu pot fi inspectate cu particule magnetice. Astfel de materiale includ aliajele cu bază de aluminiu, magneziu, cupru, titan și oțelurile inoxidabile austenitice.

Principiul de bază al acestei metode este următorul: în cazul în care liniile de câmp magnetic întâlnesc o discontinuitate, acestea vor încerca să o ocolească, deoarece aceasta este caracterizată de o permeabilitate magnetică mult mai mică decât a materialelor magnetice. Traversarea discontinuității de către liniile de câmp magnetic va conduce la dispersarea acestora întrucât aerul din discontinuitate nu poate suporta o densitate la fel de mare de linii de câmp precum materialul magnetic. Astfel, o parte din liniile de câmp vor ieși în afara materialului în zona în care există o discontinuitate, formând ceea ce se numește câmp de scăpări sau de dispersie.

Existența unei discontinuități cu deschidere la suprafață, de exemplu o fisură sau în imediata apropiere a materialului magnetizat, va conduce la apariția unui câmp de dispersie în zona fisurii. Câmpul magnetic de dispersie este neomogen și are o energie mare. Minimizarea energiei acestuia se poate realiza prin atragerea unor particule feromagnetice ce se depun pe suprafața piesei, creând un fel de punte pentru liniile de câmp magnetic așa cum se arată în fig. 5.7a și b.

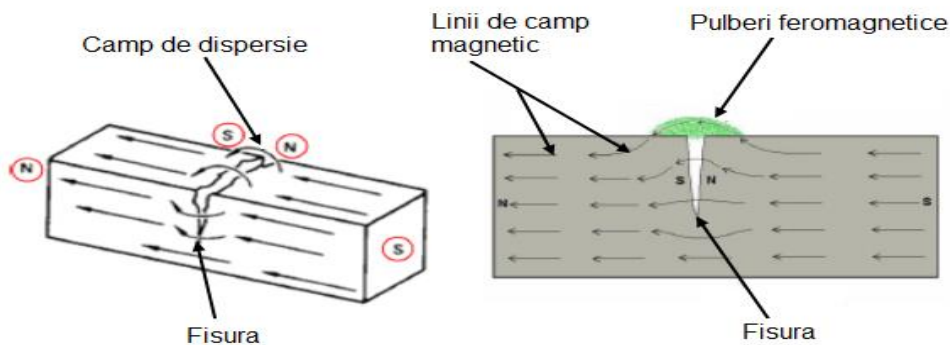


Fig. 5.7a Formarea câmpului de dispersie [93]

Fig. 5.7b Indicația de defect cu ajutorul pulberilor Magnetice[93]

Etapele generale ale controlului cu particule magnetice sunt prezentate în fig.5.8.

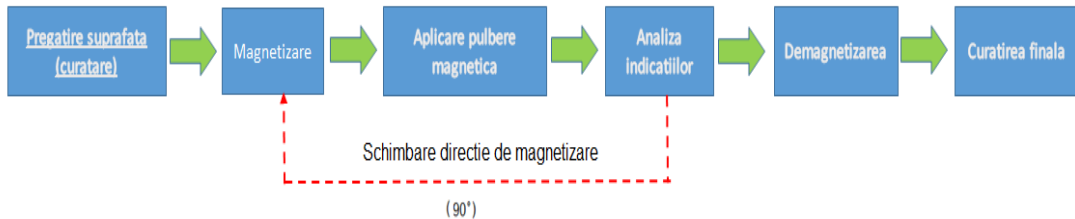


Fig. 5.8 Etapele generale ale controlului cu pulberi magnetice [62],[93]

Pregătirea suprafeței constă într-o curățare mecanică a zonelor de examinare îndepărtându-se astfel murdăria, șpanul, rugina, arsura, produsele de coroziune. Substanțele grase se îndepărtează prin degresare. Curățirea se aplică zonei de examinat și unei zone adiacente pe o distanță minimă de 25 mm.

Magnetizarea probei din punct de vedere al orientării liniilor de câmp magnetic poate fi de două feluri:

- magnetizare longitudinală, când direcția câmpului magnetic aplicat este paralelă cu axa longitudinală a piesei, fig.9a.
- magnetizare transversală sau circulară, atunci când câmpul magnetic aplicat este perpendicular pe axa longitudinală a piesei, fig.9b.

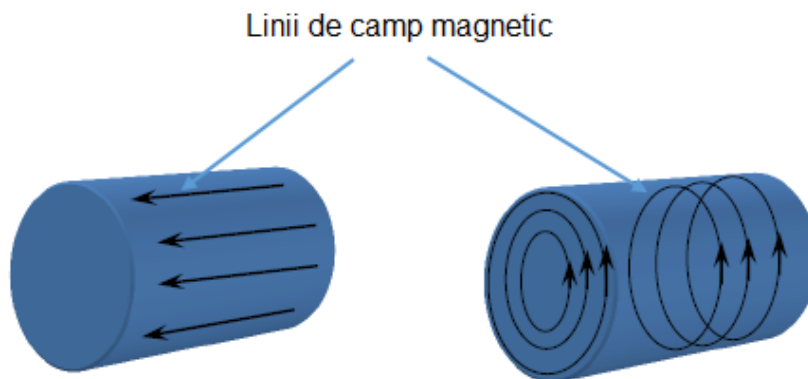


Fig. 5.9a Magnetizare longitudinală[93] **Fig. 5.9b** Magnetizare transversală sau circulară[93]

Pulbera magnetică este o pulbere cu o anumită granulație, din material cu permeabilitate magnetică mare și magnetizare remanentă mică. În mod obișnuit sunt folosiți oxizi de fier feromagnetici.

Cu ajutorul pulberilor magnetice se pune în evidență prezența câmpurilor de dispersie create de discontinuitățile din piesa supusă controlului. Pulberile magnetice trebuie să îndeplinească o serie de condiții în așa fel încât să se obțină indicații pentru discontinuitățile cât mai mici situate în profunzime, indicațiile obținute să iasă în evidență cât mai pregnant pe suprafața piesei supusă examinării.

Pulberile magnetice sunt clasificate în funcție de mediul folosit pentru a transporta particulele la piesa de examinat. Mediul poate fi aer (metoda cu particule uscate) sau un lichid (metoda cu particule umede). Vizibilitatea și contrastul sunt promovate prin alegerea particulelor cu culori ușor de observat împotriva culorii suprafeței piesei care este inspectată. Culoarea naturală a pulberilor metalice utilizate la metoda uscată este gri-argintiu, pigmentii fiind folosiți pentru a colora particulele. Culoarea particulelor de oxizi de fier utilizate în mod obișnuit la metoda umedă sunt limitate la negru și roșu. Pentru o vizibilitate crescută, particulele sunt acoperite cu pigment fluorescent de către producător. Examinarea indicațiilor se desfășoară în întuneric total sau parțial, folosind lumină ultravioletă pentru a activa coloranții fluorescenți.

Aglomerările de pulberi apărute pe suprafața examinată poartă denumirea de indicație. Indicațiile obținute pe suprafața piesei supusă examinării cu pulberi magnetice se clasifică în 3 grupe:

- indicații relevante, care sunt acele indicații care necesită să fie evaluate. Ele pot fi sau nu considerate defecte;
- indicații false, sunt acele indicații care sunt cauzate de o altă condiție decât o discontinuitate sau imperfecțiune. În acest caz, particulele sunt ținute de gravitație sau de rugozitatea suprafeței. Nu este implicată nici o atracție magnetică;
- indicații nerelevante, sunt acele indicații care nu sunt considerate defecte.

Din punct de vedere geometric, indicațiile se clasifică astfel:

- indicații liniare, care au lungimea mai mare decât triplul lățimii maxime;
- indicații rotunjite, care au lungimea mai mică decât triplul lățimii maxime.

Demagnetizarea se realizează în vederea reducerii/eliminării magnetismului remanent apărut în urma controlului magnetic. Demagnetizarea, în general, nu se realizează pieselor la care magnetismul remanent nu va afecta buna funcționare a pieselor.

Curățirea finală constă în îndepărtarea prin ștergere cu ajutorul unei pânze curate a urmelor de suspensie magnetică. Se poate folosi și un tampon textil îmbinat într-un solvent adecvat pentru îndepărtarea lichidului purtător.

În lucrarea de față s-au făcut investigații asupra controlului nedistructiv cu pulberi magnetice al conductelor magistrale sudate folosind metoda umedă.

Equipamentul folosit la producerea câmpului magnetic longitudinal în piesa de controlat este un jug electromagnetic alimentat în current alternativ, fig. 5.10.

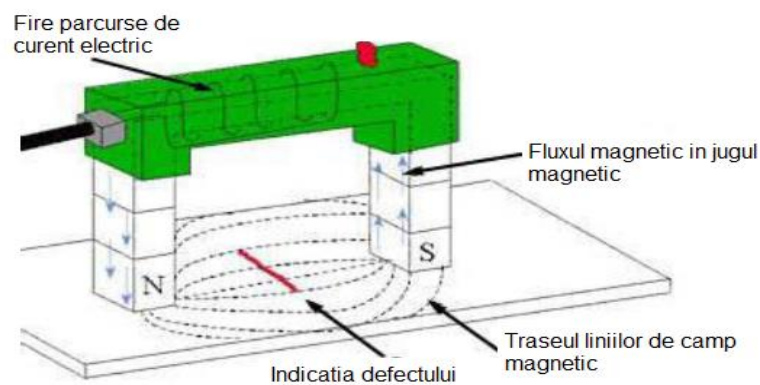


Fig. 5.10 Producerea câmpului magnetic longitudinal în piesa de controlat cu ajutorul jugului electromagnetic[93]

La trecerea curentului alternativ prin bobina electromagnetului se va produce un câmp magnetic care se va induce în piesele polare ale jugului și se va închide prin piesă.

Echipamentul folosit este jugul electromagnetic Y7 al firmei Magnaflux, fig. 5.11.



Fig. 5.11 Jugul electromagnetic Y7 al firmei Magnaflux[93]

Puterea de magnetizare a jugului electromagnetic se va verifica conform ASME BPV Sect.V Nondestructive Examination 2017 înainte de folosirea zilnică și după orice reparație. Capacitatea de magnetizare adecvată trebuie verificată conform ASME Sect.V 2017 prin testarea puterii de ridicare a unei plăci (bloc) calibrat de nu mai puțin de 4,5 kg (10 lb) la distanța maximă a polurilor care va fi utilizată în timpul examinării (200mm max.).

Pentru a asigura o sensibilitate optimă a testului s-a folosit zilnic indicatorul de particule magnetice de tipul „Pie”, care îndeplinește cerințele ASME Sect.V 2017 și al cărei schiță este prezentată în fig. 5.12 [91].

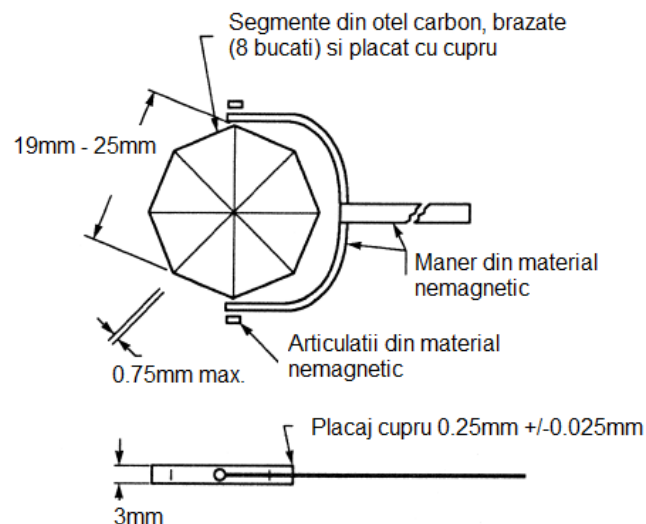


Fig. 5.12 Indicator de particule magnetice tip „Pie,, [91]

Direcția de magnetizare folosită s-a ales astfel încât liniile de câmp magnetic în timpul unei examinări să fie aproximativ perpendiculare pe liniile de câmp magnetic ale următoarei examinări.

Pentru a avea un contrast adecvat înaintea aplicării pulberii magnetice de culoare neagră s-a folosit un strat subțire de vopsea de contrast alb.

Vopseaua albă de contrast folosită a fost de tipul WCP-2 de la firma Magnaflux, fig. 5.13a, iar pulberea magnetică de culoare neagră a fost de tipul 7HF de la firma Magnaflux, fiind o suspensie de pulbere magnetică într-un mediu de dispersie (petrol) fig.5.13b.



Fig. 5.13 a Vopsea de contrast albă tipul Magnaflux WCP-2



Fig. 5.13 b Pulbere magnetică tipul Magnaflux 7HF

Examinarea cu pulberi magnetice, metoda umedă, cu ajutorul jugului magnetic al sudurii externe a conductelor magistrale este arătată în fig. 5.14.

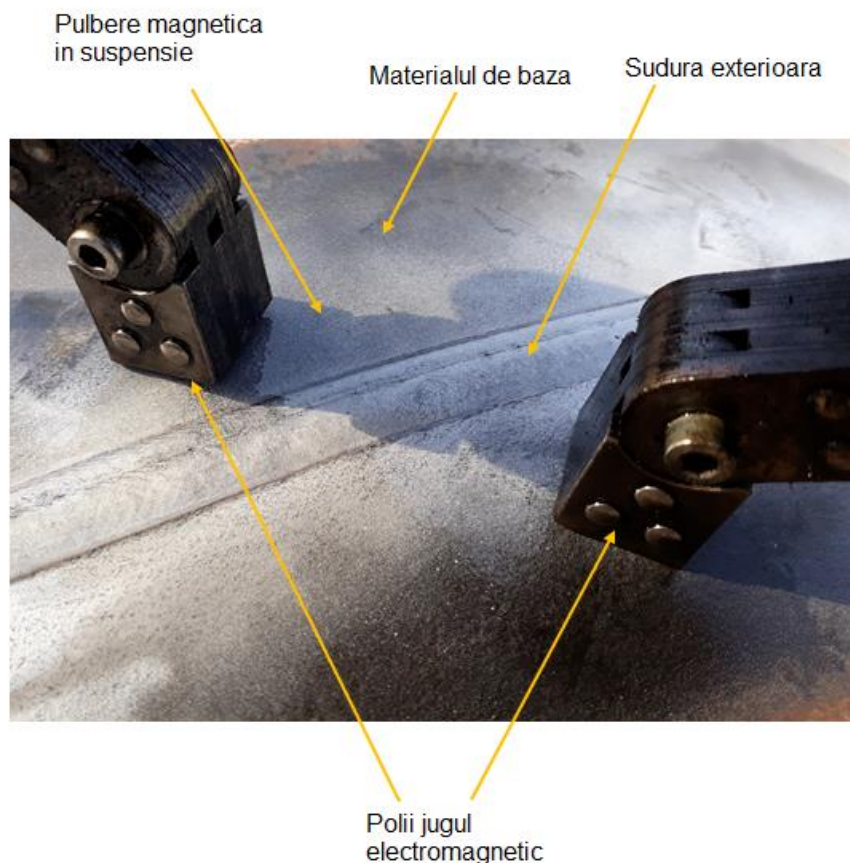


Fig. 5.14 Examinarea cu pulberi magnetice a conductelor cu diametrul 42" și grosimea peretelui de 31.75mm

5.4. Controlul cu radiații penetrante RX

Controlul nedistructiv cu radiații penetrante (raze X sau raze gama) este una din cele mai versatile tehnici de control nedistructiv al îmbinărilor sudate ale conductelor magistrale și constă în obținerea unei imagini a structurii macroscopice a materialului. Aceasta imagine se obține prin înregistrarea pe un film radiografic a radiațiilor ce penetrează materialul. Pe film apare imaginea internă a probei examinate, imagine care se formează pe baza atenuării diferite a radiațiilor penetrante de către neomogenitățile macroscopice prezente în material sau datorită variațiilor de grosime ale acestuia.

Schema de principiu a examinării cu radiații penetrante este redată în fig. 5.15 [62].

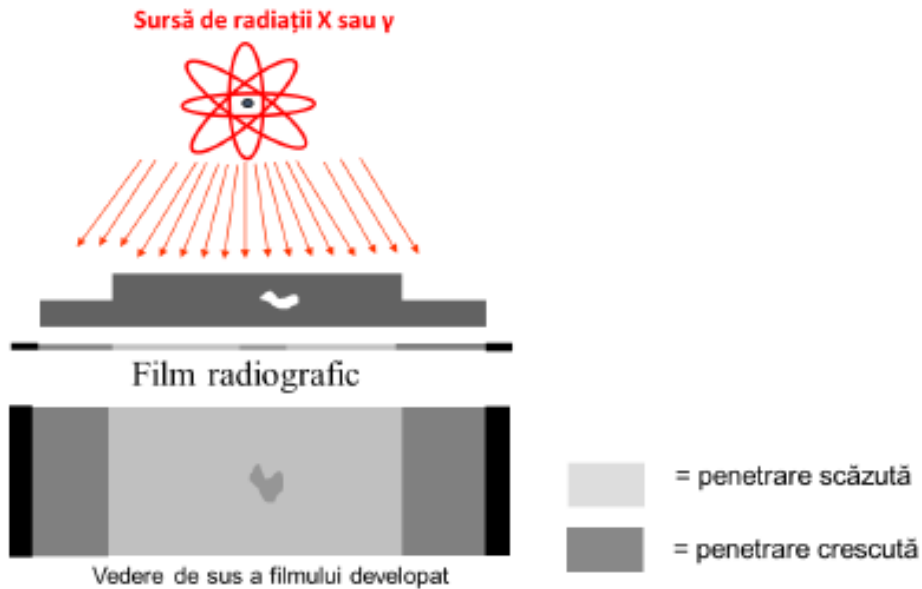


Fig. 5.15 Examinarea cu radiații penetrantem [62]

Între sursa de radiații de formă conică (raze X sau gama) și filmul radiografic se intercalează proba supusă examinării. O parte din radiația emisă de sursă va fi absorbită de probă, iar o alta parte va trece prin proba impresionând filmul radiografic.

Gradul de înnegrire a filmului radiografic variază în funcție de cantitatea de radiație care penetrează proba supusă examinării. Conform fig. 5.15, pe grosimea probei se observă că apar zone de culoare gri mai închis sau mai deschis. În zonele de material cu o grosime mai mare cantitatea de radiații care va penetra proba va fi mai redusă, impresionând mai puțin filmul radiografic. În același timp, în zonele de material cu o grosime mai redusă sau unde materialul prezintă goluri sau cavități, atenuarea fasciculului la trecerea prin acestea va fi mai mică rezultând o cantitate mai mare de radiații care ajung la filmul radiografic. Astfel, prezența unei cavități în proba supusă examinării este percepută de radiațiile penetrante ca o variație (scădere) a grosimii materialului. Dacă proba ar prezenta o zonă cu o neomogenitate chimică de dimensiuni macroscopice, caracterizată de o densitate mai mare decât densitatea materialului de bază atunci zona respectivă ar apare pe filmul radiografic de o nuanță mai deschisă la culoare decât materialul de bază.

Radiografiile ale unor îmbinări sudate care prezintă cele mai des întâlnite defecte sunt prezentate în fig. 5.16 [62].

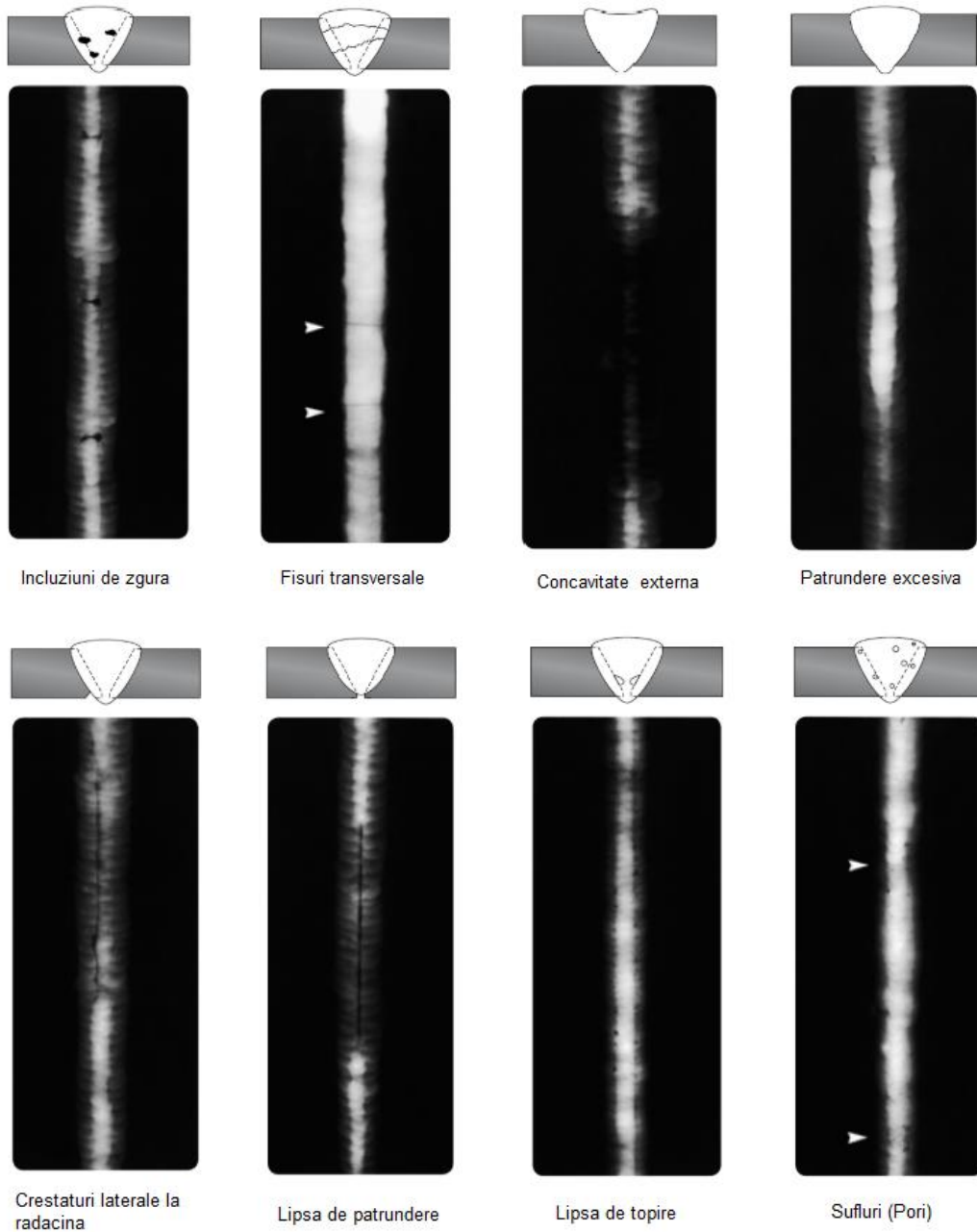


Fig. 5.16 Defecte ale îmbinărilor sudate prezentate pe filmul radiografic [62]

Radiațiile X și radiațiile gama sunt radiații de natură electromagnetică. Diferența semnificativă între ele este doar modul de producere al acestora, natura lor fiind identică. Razele X sunt produse cu ajutorul tuburilor de raze X, pe când razele gama sunt produse prin dezintegrarea nucleului izotopilor radioactivi.

Razele X și gama au următoarele caracteristici comune:

- sunt radiații care nu pot fi detectate de simțurile umane (văz, auz, miros, etc.);
- sunt invizibile, se propagă în linie dreaptă cu viteza luminii și sunt supuse divergenței;
- nu sunt deviate de câmpuri electrice sau magnetice;
- datorită lungimii de undă foarte mici și a energiilor ridicate, posedă o mare putere de pătrundere, de unde și denumirea de radiații penetrante;
- interacționează cu materia pe care o strabat, fiind atenuate ionizând gazele, producând fluorescență și impresionând emulsiile fotosensibile;
- capacitatea de penetrare a acestora depinde de energia lor și de caracteristicile materialului străbătut (densitate, grosime, etc.);
- în lipsa atenuării, intensitatea radiațiilor este invers proporțională cu pătratul distanței de la sursă;
- provoacă efecte biologice.

Pentru investigarea cu raze X a îmbinărilor sudate din oțelul considerat, sursa de radiații X a fost situată în interiorul conductelor, imaginea fiind panoramică. Producerea radiațiilor se realizează în tuburile de raze X prin bombardarea unui anod de către un fascicul de electroni.

Schema de principiu a unui tub de raze X este prezentată în fig. 5.17 [62].

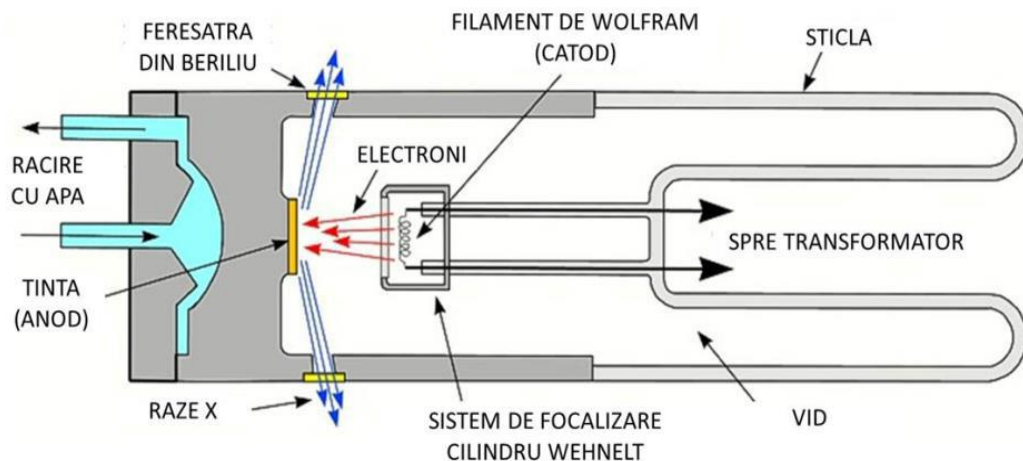


Fig. 5.17 Schema unui tub de raze X [62]

Principalele componente ale unui asemenea tub de raze X sunt:

- sursa de electroni care este în general un filament de wolfram (catodul);
- sistemul de focalizare a electronilor;
- anodul;
- circuitul de răcire;
- tubul roentgen care este vidat.

Filamentul de wolfram va emite electroni la trecerea curentului prin el prin efect termoelectric. Electronii emisi vor fi focalizați de către sistemul de focalizare și accelerați înspre anod la tensiuni de ordinul zecilor și chiar sutelor de KV. Fasciculul

de electroni accelerați va bombarda anodul, pierzându-și energia sub formă de căldură și raze X.

Duritatea razelor X este o noțiune care sugerează capacitatea de penetrare a acestora. Cu cât radiațiile sunt mai dure cu atât capacitatea lor de penetrare este mai ridicată. Radiațiile caracterizate de lungimi de undă mică se consideră a fi radiații dure și prin urmare au penetrabilitate ridicată, în timp ce radiațiile de lungime de undă mare sunt considerate radiații moi și au penetrabilitate redusă.

Echipamentul folosit la realizarea controlului cu raze X a fost generatorul de raze X portabil al firmei ICM, tipul Sitex C3003, 300KV, 3mA, specific destinat controlului radiografic panoramic cu raze X a interiorului conductelor, fig. 5.18.



Fig. 5.18 Generatorul de raze X portabil ICM, Sitex C3003

Generatorul portabil de raze X, C3003, este transportat și comandat în interiorul conductelor de către transportorul IRIS 10 X-Ray Crawler. Ansamblul transportator și generatorul de raze X este prezentat în fig. 5.19.

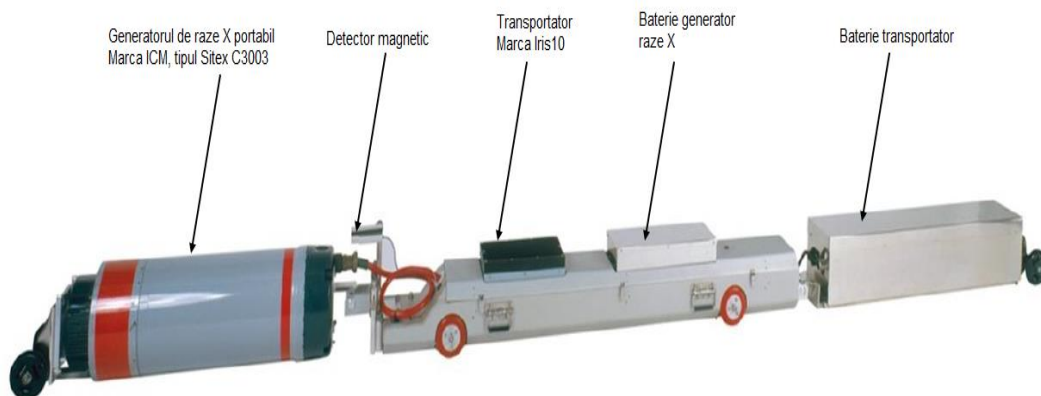


Fig. 5.19 Ansamblul transportator și generator de raze X tipul IRIS 10

Ansamblul transportator + generator de raze X se deplasează în interiorul conductelor, fiind comandat din exterior de către operator. Cu ajutorul detectorului magnetic ansamblul se oprește exact în locul îmbinării sudate după care are loc expunerea panoramică.

Tehnica radiografică folosită a fost conform ASME Sect.V 2017 singur perete singură imagine SWSI (single wall single image), expunerea fiind una panoramică. Schița radiografierii este prezentată în fig. 5.20.

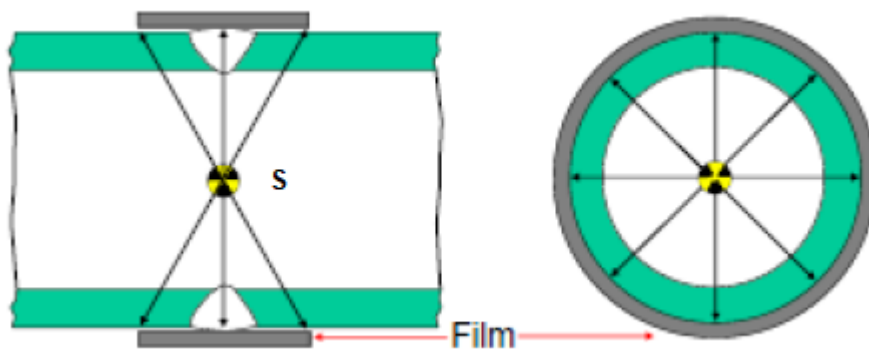


Fig. 5.20 Schița radiografierii din interior a conductelor [93]

Așa cum se observă în fig.20, sursa S este plasată în interiorul conductelor iar filmul la exterior, expunerea fiind una panoramică.

Filmului radiografic folosit a fost Kodak Industrex AA400, un film cu granulație fină, foarte rapid și contrast ridicat. Filmul este prevăzut cu ecrane intensificatoare din plumb pentru reducerea timpilor de expunere, îmbunătățirea calității radiografice și prevenirea radiațiilor împrăștiate.

Aprecierea calității radiografiilor se realizează cu ajutorul unor etaloane de referință numite indicatori de calitate a imaginii (ICI). Rolul acestor indicatori este de a permite verificarea executării corecte a radiografiei, fiind un martor al întregului proces de examinare cu radiații penetrante. Indicatorii de calitate a imaginii se radiografiază suprapus peste obiectul supus controlului astfel încât imaginea să apară în cadrul zonei controlate.

Indicatorul folosit la sudarea conductelor a fost ICI cu fire conform ISO 19232-1:2013, fig.5.21.

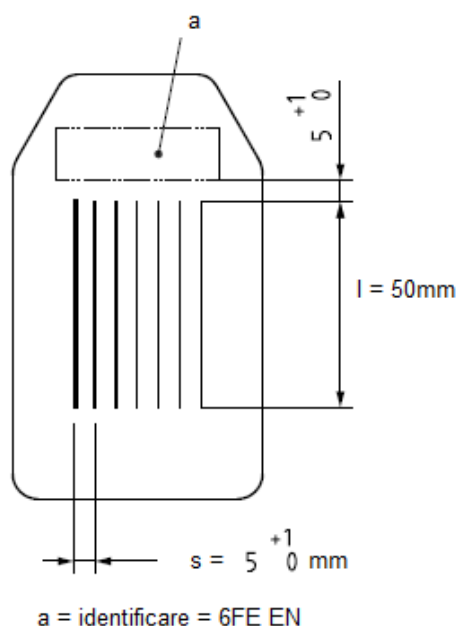


Fig. 5.21 ICI cu fire conform ISO 19232-1:2013

în care 6FE EN, semnifică:

6 – numărul sârmei celei mai groase din seria de 7 sârme consecutive: 6 – 12;

FE – materialul sârmei folosit = oțel;

EN – norma europeană.

Sensibilitatea ICI este definită ca fiind raportul dintre diametrul celei mai mici sârme vizibile din zona de interpretare (sudură) și grosimea probei, în %.

$S (\%) = 0.32\text{mm} / 32\text{mm} \times 100 = 1\%$;

Conform ASME Sect.V 2017 pentru grosimea considerată (32mm), sârma cea mai mică vizibilă trebuie să fie cea de 0.50 mm.

Procesarea filmelor radiografice s-a făcut în camera întunecată (dark room), iar în tabelul 5.1 se prezintă operațiile de prelucrare a filmelor, temperatura băii și timpii folosiți.

Tab. 5.1 Condițiile de prelucrare a filmelor

Operațiile de prelucrare a filmului	Temperatura băii (C°)	Timpii de procesare
Developarea	20	5 – 8 min
Stoparea	20	1 min
Fixarea	20	10 – 15 min
Spălarea	16 – 30	20 – 90 min
Umectarea	N/A	30 sec
Uscarea	20 – 60	Depinde de temperatură, circulația aerului

Densitatea filmelor radiografice realizată cu ajutorul densitometrului Digit – X, fig. 5.22 a fost de 2.2–2.6. Conform ASME Sect.V 2017 densitatea filmelor în zona de interes (sudura) este 1.8 – 4.



Fig. 5.22 Densitometrul Digit - X

Filmele radiografice se examinează cu ajutorul negatoscopului care asigură lumina necesară examinării și posibilitatea de reglare după necesități. Negatoscopul folosit este Luminux Model LH-30 și este prezentat în fig. 5.23.



Fig. 5.23 Negatoscopul Luminux LH-30

Interpretarea defectelor pe radiografii s-a făcut în conformitate cu norma API 1104:2013.

În tabelul 5.2 sunt prezentate datele tehnice ale radiografiei efectuate.

Tab. 5.2 Informații oferite de radiografie

Date tehnice	
Sursa	Raze X
Generatorul de raze X	ICM, tipul Sitex C3003
Pata focală	Ø5mm x 0.8mm
Materialul radiografiat	API 5L X65
Grosime	31.75mm
Diametru conductă	42" ((1066,8 mm))
Tehnica	SWSI
Distanța sursă –film	533mm
Timpul de expunere	3min.
Tensiunea de accelerare	300KV
Curentul catodic	3mA
Densitatea filmului	2.2 – 2.6
Tipul Filmului	Kodak AA400
Sensibilitatea	1%
ICI	6 ISO 12
Poziția ICI	Partea filmului
Neclaritatea geometrică	0.31mm
Expunerea	Panoramică
Norma de interpretare	API 1104:2013

În fig. 5.24 *a* și *b* sunt arătate 2 filme radiografice ale examinării cu raze X a conductei de 42"x 31.75 mm.

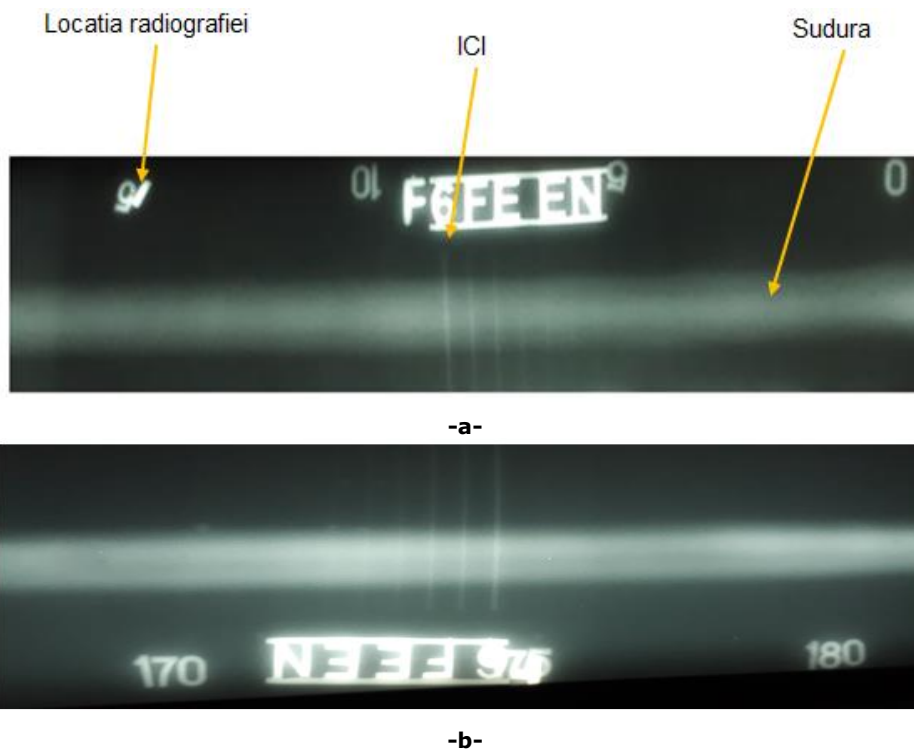


Fig. 5.24 a și b Radiografii ale examinării cu raze X a conductei 42"x 31.75 mm

5.5. Concluzii

Îmbinările sudate ale conductelor magistrale din oțel API 5L X65M tratat termomecanic prezintă un aspect exterior corespunzător. Supraînălțarea stratului exterior este uniformă de jur împrejurul îmbinării sudate, valoarea maximă măsurată a acesteia fiind de 1.5 mm. Conform API 1104:2013, supraînălțarea maximă nu trebuie să depășească 1.6 mm. De asemenea, rădăcina îmbinării sudate prezintă un aspect corespunzător, supraînălțarea fiind uniformă.

Îmbinarea sudată nu prezintă defecte de suprafață, fapt confirmat în urma controlului vizual cât și al celui cu particule magnetice. Indicații relevante la examinarea cu particule magnetice nu au fost observate; conform API 1104:2013, orice indicație cu o dimensiune maximă de 1.6 mm este considerată ca indicație nerelevantă în cazul examinării cu particule magnetice.

În urma examinării radiografice cu raze X, pe toată grosimea îmbinării sudate nu s-au observat defecte specificate în norma API 1104:2013. Îmbinarea sudată prezintă o pătrundere completă la rădăcină, lipsa de topire și porozitățile fiind absente.

6. CONCLUZII GENERALE ȘI CONTRIBUȚII ORIGINALE. NOI DIRECȚII DE CERCETARE

Lucrarea de doctorat "**Contribuții privind procesul de sudare MAG în rost îngust a oțelurilor destinate execuției conductelor magistrale de gaz**" își propune găsirea unei modalități de limitare a transformărilor microstructurale nedorite în zonele îmbinărilor sudate, concomitent cu mărirea productivității, prin implementarea unui proces special de sudare a unui oțel tratat termomecanic. Stratul de rădăcină & hot passul au fost executate în varianta MAG cu spray arc, iar straturile de umplere, în curent pulsant, realizându-se o creștere substanțială a productivității prin folosirea atât a sudării automate interne a rădăcinii cât și prin folosirea a două capete de sudare pentru umplerea rostului. Concomitent, se obține o reducere a consumului de materiale de adaos, datorită rostului îngust. Principalele concluzii și contribuții originale ale lucrării pot fi sintetizate astfel:

1. Varianta tehnologică de sudare MAG cu rost îngust folosind un echipament automat de sudare permite folosirea unei energii liniare reduse (2.97 – 5.67 kJ/cm) și viteze de sudare ce ating valori de 48 – 128 cm/min.

2. Execuția stratului de rădăcină și hot pass în spray arc este oportună întrucât datorită puterii mari de topire a arcului electric se evită defectele de tip lipsa de topire la rădăcină și între rădăcină și hot pass, defecte care ar putea apărea datorită configurației rostului de sudare (prezența unui umăr de 1.27 mm cu deschiderea rostului „0, mm”).

3. Folosirea curentului pulsant sinergic pentru straturile de umplere permite sudarea în poziții dificile (vertical coborâtoare, peste cap) ca efect al controlului băii metalice, prin reducerea volumului acesteia.

4. Materialul de bază selectat, API 5L X65, este un oțel tratat termomecanic de înaltă rezistență mecanică, cu un grad de aliere mai scăzut comparativ cu alte oțeluri aflate în stare normalizată, având aceleași caracteristici de rezistență mecanică. Acest fapt este extrem de benefic pentru comportarea metalurgică și tehnologică la sudare a acestui oțel.

5. Sârmele de sudare selectate au o bună compatibilitate cu materialul de bază considerat (API 5LX65) și pentru satisfacerea condiției de rezistență mecanică, ele au o concentrație mai mare în elemente cu efect de durificare (C, Mn).

6. Stabilirea prin experiment a parametrilor optimi ai procesului de sudare MAG cu rost îngust, a condus la obținerea unor îmbinări sudate fără defecte de continuitate metalică (de tipul fisurilor, retasurilor de contracție, incluziunilor de zgură și porozităților) și a unei zone influențate termic (ZIT) puțin extinse.

7. Microstructura cusăturii sudate are un aspect dendritic cu orientare columnară a grăunților cristalini, iar ZIT –ul este constituită dintr-o matrice feritică cu mici cantități de bainită și carbonitruri ale elementelor de aliere.

8. Gradientul de duritate pe secțiunea transversală a îmbinărilor sudate demonstrează că parametrii de regim termic stabiliți experimental preîntâmpină înmuierea zonei influențate termic (ZIT) și asigură bune proprietăți mecanice.

9. Rezultatele încercărilor dinamice de încovoiere prin șoc atestă că la cea mai coborâtă temperatură de încercare, (-50°C), energia de rupere KV a porțiunii superioare și inferioare a metalului depășește valoarea minimă, de 38 J, impusă de norma specifică acestui material de bază.

10. Suprafața de rupere a epruvetelor de măsurare a tenacității are un aspect mat-fibros, iar caracterul acesteia este ductil, caracterizându-se printr-o viteză mică de deplasare a fisurii, respectiv prin valori mari ale energiei absorbite pentru propagarea acesteia.

11. Pentru condițiile experimentale folosite, rezistența la rupere prin tracțiune statică a îmbinărilor sudate prezintă valori, $R_m = 576...598 \text{ N/mm}^2$, superioare celor impuse pentru materialul de bază, $R_m \geq 535 \text{ N/mm}^2$.

12. Îmbinările sudate MAG în curent pulsant cu rost îngust și straturi multiple, realizate din oțel tratat termomecanic, X65M, au o capacitate ridicată de deformare plastică, dovedită prin lipsa fisurilor în cusătură până la atingerea unghiului de îndoire de 180°.

13. Rezultatele încercărilor de mecanica ruperii au demonstrat că zonele testate ale îmbinării sudate (sudură și interfața dintre linia de fuziune și ZIT), prezintă o rezervă semnificativă de plasticitate, ruperea lor fiind ductilă, iar extinderea stabilă a fisurii are loc dincolo de încărcarea maximă (F_m). Nu s-a observat apariția unei rupei fragile sau a unor discontinuități abrupte, iar valorile deplasării la deschiderea vârfului fisurii sunt mult mai mari decât cele specificate în normele folosite la fabricația conductelor pentru petrol și gaze subterane și submarine.

14. Încercările de coroziune tenso-fisurantă în mediu de hidrogen sulfurat au pus în evidență o valoare a pH –ului de 3.62, o concentrație de H_2S egală cu 3202 ppm și inexistența fisurilor în cele trei zone ale îmbinărilor sudate.

15. Controlul vizual și cu particule magnetice, alături de examinările radiografice cu raze X, pe întreaga grosime a îmbinărilor sudate nu au identificat defecte specificate în normele impuse internațional acestor produse.

În încheiere, se poate arăta că abordarea și rezolvarea în limitele propuse a temei de cercetare ce face obiectul tezei de doctorat, prin urmărirea sistematică, punerea în evidență și fundamentarea științifică a transformărilor care intervin în îmbinările sudate MAG cu rost îngust, la care stratul de rădăcină & hot passul au fost executate în varianta MAG cu spray arc, iar straturile de umplere, în curent pulsant, reprezintă o contribuție originală.

Îmbinarea cercetării laturii aplicative a acestor investigații din punctul de vedere al nivelului proprietăților mecanice obținute cu latura fenomenologică, a determinării și

explicării științifice a particularităților care definesc comportarea metalurgică și tehnologică la sudare a oțelurilor tratate termomecanic și care justifică îmbunătățirea calității îmbinărilor sudate, face ca lucrarea să se înscrie în tendințele și metodologia modernă utilizată în cercetarea științifică.

Direcții viitoare de cercetare:

- oportunitatea sudării cu fascicul laser a oțelurilor tratate termomecanic;
- îmbinarea prin brazare cu laser, care va minimiza amestecul materialelor, procesul având la bază difuzia interfețelor dintre materialul de adaos topit și materialul de bază.

LISTA PUBLICAȚIILOR REZULTATE ÎN URMA CERCETĂRII DOCTORALE, PUBLICATE SAU ACCEPTATE SPRE PUBLICARE, SUB AFILIERE UPT

Ing. Dinu SIMIONESCU

1. Lucrări științifice publicate în reviste indexate Web of Science-WOS (ISI)

[1] Mitelea I., Simionescu D., Craciunescu C.M., Uțu I.D. : Fracture toughness of MAG welds in pulsed current of API 5L AX65M thermomechanical treated steel. MATERIALS TESTING, Volume 62, Issue 3, MAR 2020, pp. 304 - 310. DOI: 10.3139/120.111486

2. Lucrări științifice publicate în volumele unor manifestări științifice (Proceedings) indexate Web of Science-WOS (ISI) Proceedings

[1] Simionescu D., Mitelea I., Burcă M.: Opportunities of narrow gap MAG welding of API 5L X65M steel pipeline. METAL 2017: 26th INTERNATIONAL CONFERENCE ON METALLURGY AND MATERIALS, 2017, pp. 699 - 704, Proceeding Paper, WOS: 000434346900109

[2] Simionescu D., Mitelea I., Burcă M., Uțu I.D. : Cold bending characteristics of MAG pulse welding of API 5LX65 thermomechanical treated steel. 28th INTERNATIONAL CONFERENCE ON METALLURGY AND MATERIALS (METAL 2019), 2019, pp. 532 - 537, Proceeding Paper, WOS: 000539487400086

[3] Simionescu D., Mitelea I., Karancsi O., Uțu I. D.: Research on the nondestructive examination of narrow gap MAG welding of API 5LX65 thermomechanical treated steel. Materials today: PROCEEDINGS, Volume 45, Part 5, 2021, pp. 4105 - 4111, WOS: 000655645500004

3. Lucrări științifice publicate în reviste de specialitate indexate BDI-SCOPUS

[1] Mitelea I., Simionescu D., Bordeasu I. : Susceptibility to stress corrosion cracking in hydrogen sulfide environment of MAG welded joints of API 5L AX65M thermomechanical treated steel. Revista de Chimie, Volume 70, Issue 12, 2019, pp. 4405 - 4409. <https://doi.org/10.37358/RC.19.12.7766>

[2] Simionescu D., Mitelea I., Burcă M., Uțu I.D.: Mechanical behaviour of narrow gap MAG welding of API 5L X65M steel pipeline. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, Volume 416, Pages: 012008 (8 pp.), Published: 2018.

21.09.2021, 18:12

Simionescu D. (Author) – 4 – Web of Science Core Collection

Skip navigation menu

English

Products

Web of Science™

Search

Marked List 8

History

Alerts

Ion-Dragos Utu ▾

Search > Results > Results

4 results from Web of Science Core Collection for:

Analyze Results

Citation Report

Create Alert

Refined By: Clear all

Copy query link

Publications

You may also like...

New

Refine results

0/4

Add To Marked List

Export ▾

Relevance ▾

< 1 of 1 >

Quick Filters

None of the results contain data in this field.

Publication Years ▾

- 2021 1
- 2020 1
- 2019 1
- 2017 1

Document Types ▾

- Proceedings Papers 3
- Articles 1

Web of Science Categories ▾

- Materials Science Multidisciplinary 2
- Metallurgy Metallurgical Engineering 2

1 **Research on the nondestructive examination of narrow gap MAG welding of API 5L X65M thermomechanical treated steel** 7 References

[Simionescu, D; Mitelea, J; \(...\); Utu, ID](#)
8th International Conference on Advanced Materials and Structures (AMS)
2021 | MATERIALS TODAY-PROCEEDINGS 45, pp.4105-4111

The thermomechanical treated steel API 5L X65, is the candidate material for the exe ... [Show more](#)

[Full Text at Publisher](#)

[Related records](#)

2 **Fracture toughness of MAG welds in pulsed current of API 5L AX65M thermomechanical treated steel** 13 References

[Mitelea, J; Simionescu, D; \(...\); Utu, ID](#)



134 Lista publicațiilor

21.09.2021, 18:12

Simionescu D. (Author) – 4 – Web of Science Core Collection

Materials Science Characterization Testing 1

Authors

Mitelea I 4
 Simionescu D 4
 Burca M 2
 Utu ID 2
 Craciunescu CM 1

[See all](#)

Affiliations

POLYTECHNIC UNIVERSITY OF TIMISOARA 4

Publication Titles

28TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON M... 1
 MATERIALS TESTING 1
 MATERIALS TODAY PROCEEDINGS 1
 METAL 2017 26TH INTERNATIONAL CONFER... 1

Publishers ^{New}

Tanger Ltd 2
 Carl Hanser Verlag 1
 Elsevier 1

Funding Agencies

Open Access  ^

Editors

Group Authors ^

Mar 2020 | [MATERIALS TESTING](#) 62 (3)
 , pp.304-310

Prediction of unstable fractures or
 growth of existing cracks represents
 the fundar ... [Show more](#)

[Full Text at Publisher](#) ...

[Related records](#)

3 **COLD BENDING
 CHARACTERISTICS OF MAG
 PULSE WELDING OF API
 5LX65 THERMO
 MECHANICAL TREATED
 STEEL**

1
 Citation

4
 References

[Simionescu, D.; Mitelea, I.; \(...\); Utu, D.](#)
 28th International Conference on
 Metallurgy and Materials (METAL
 2019) | 28TH INTERNATIONAL
 CONFERENCE ON METALLURGY AND
 MATERIALS (METAL 2019), pp.532-537

Thermo mechanical treated steel API
 5LX65 has high mechanical
 characteri: ... [Show more](#)

...

[Related records](#)

4 **OPPORTUNITIES OF
 NARROW GAP MAG WELDING
 OF API 5L X65M STEEL
 PIPELINE**

3
 Citations

5
 References

[Simionescu, D.; Mitelea, I and Burca,
 M.](#)
 26th International Conference on
 Metallurgy and Materials (METAL)
 2017 | METAL 2017: 26TH
 INTERNATIONAL CONFERENCE ON
 METALLURGY AND MATERIALS ,
 pp.699-704

Since thermomechanical treatments
 favors increased mechanical
 resistance ... [Show more](#)

...

[Related records](#)

Page size 50

< 1 of 1



4 records matched your query of the 73,283,083 in the data limits you selected.

Scopus

Documents

Mitelea, I., Simionescu, D., Bordeasu, I.

Susceptibility to stress corrosion cracking in hydrogen sulfide environment of MAG welded joints of API 5L X 65M thermomechanical treated steel

(2019) *Revista de Chimie*, 70 (12), pp. 4405-4409. Cited 1 time.

2-s2.0-85079153446

Document Type: Article

Publication Stage: Final

Source: Scopus

ELSEVIER

Copyright © 2021 Elsevier B.V. All rights reserved. Scopus® is a registered trademark of Elsevier B.V.

RELX Group™

Scopus

Documents

Simionescu, D., Mitelea, I., Burcă, M., Uu, I.D.

Mechanical Behaviour of Narrow Gap MAG Welding of API 5L X65M Steel Pipeline

(2018) *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 416 (1), art. no. 012008, . Cited 2 times.

2-s2.0-85056642887

Document Type: Conference Paper

Publication Stage: Final

Source: Scopus

ELSEVIER

Copyright © 2021 Elsevier B.V. All rights reserved. Scopus® is a registered trademark of Elsevier B.V.

RELX Group™

BIBLIOGRAFIE

1. Adonyi Y. 2006, Heat affected zone characterization by physical simulations, *Welding Journal*, Vol.85, Issue 10, pp 27-42.
2. Anderson, T L: *Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications*. Second Edition, CRC Press, Boca Raton, Florida, USA, 1995, pp.1-680.
3. Arzola S., Mendoza-Flores J., Duran-Romero R., Genesca J. 2006, Electrochemical Behavior of APIX70 Steel in Hydrogen Sulfide-Containing Solutions. *Corrosion* 62 (2006) 433-443.
4. Babkin and Gladkov 2016 Identification of Welding Parameters for Quality Welds in GMAW, *Welding Journal* 95, 37-46.
5. Banerjee K. Improving weldability of an advanced high strength steel by design of base metal microstructure. *Journal of Materials Processing Technology* 229 (2016) 596–608.
6. Bang K.S., Kim W.Y., Estimation and prediction of HAZ soft-ening in thermomechanically controlled - rolled and accelerated - cooled steel. *Welding Journal* 81, 8, 2002, 174-179.
7. Bao Y.and Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and strain triaxiality space, *International Journal of Mechanical Science*, 46, 2004,81-98.
8. Barthel C., Klusemann B., Denzer R.,Svendesen B. . Modeling of a thermomechanical process chain for sheet steels. *International Journal of Mechanical Sciences* 74 (2013) 46–54.
9. Bordeasu I., Popoviciu M.O., Mitelea I., Balasoiu V., Ghiban B., Tucu D., Chemical and mechanical aspects of the cavitation phenomena, *Rev.Chim.* (Bucharest), 58, no.12, 2007, pp.1300-1304.
10. Burca M., Negoitescu S., *Sudarea MIG-MAG*, Editura Sudura Timisoara 2004, pp.1-224.
11. Burduhos-Nergis D.P, Carmen Nejneru C., Burduhos-Nergis D.D, Savin C., Sandu V.S., Toma S.L., Bejinariu C., The Galvanic Corrosion Behavior of Phosphated Carbon Steel Used at Carabiners Manufacturing, *Rev.Chim* (Bucharest),70,no.1, 2019,pp.215-219.
12. Burgold A., Henkel S., Roth S., and Kuna M., Bierman H.: Fracture mechanics testing and crack growth simulation of highly ductile austenitic steel, *Materials Testing* 60 (2018) No.4 pp.341-348.
13. Cendales E.D., Orjuela F.A. and Chamarravi O., Computational modeling of the mechanism of hydrogen embrittlement (HE) and stress corrosion cracking (SCC) in metals, *Journal of Physics*,2016, 687.
14. Coelho SR et al 2013 *Journal Materials Science & Engineering A* 578, 125.
15. Coelho R.S.,Corpas M. , Moreto J.A. ,Jahnc A. , Standfuß J. , Kaysser-Pyzalla, Pinto A.H. Induction-assisted laser beam welding of a thermomechanically rolled HSLA S500MC steel: A microstructure and

- residual stress assessment. *Materials Science & Engineering A* 578 (2013) 125–133.
16. Costa Mattos H., Bastos I. and Gomes C. 2014 *Corrosion Science* 80, 143.
 17. Dawes, M G.: *Elastic-Plastic Fracture Toughness based on COD and J-contour Integral Concepts in Elastic-Plastic Fracture*. ASTM STP 668, American Society for Testing and Materials, 1979. pp 307-333.
 18. Deheleanu D., *Sudarea prin topire*, Editura Sudura Timisoara 1997, pp.198.
 19. Ding W.H., *Research and Development into Low Temp Toughness of Heavy Wall X80 at Shougang*. 9th International Conference on Pipeline. Calgary 2012, 117-121.
 20. Dobrota D., *Corrosion of Welded Metal Structures of Mining Equipment*, Rev.Chim (Bucharest), 69, no.9, 2018, pp.2563-2566.
 21. Domizzi G., Anteri G. and Ovejero Garcia J., *Corrosion Science* 43, 2001, 325-339.
 22. Dong Su Bae, Sang Pill Lee, Joon Hyun Lee : *Evaluation on defect in the weld of stainless steel materials using nondestructive technique*. *Fusion Engineering and Design*, Vol. 89, Issue 7 – 8, October 2014, pp. 1739 – 1745.
 23. Faiz F., Mustafa I. Rao, *Automatic Welding Machine for Pipeline Using MIG Welding Process*, *International Research Journal of Engineering and Technology*, Vol.3, Dec.2016.
 24. Garcia K.E., Morales A.L., Barrero C.A., Greneche J.M.: *New contributions to the understanding of rust layer formation in steels exposed to a total immersion test*. *Corrosion Science* Vol.48, 2006, pp. 2813 – 2830.
 25. Gholamreza K., Hesam P. , Mohammad R. J., Abbas G. ,*Microalloyed steel welds by HF-ERW technique: Novel PWHT cycles, microstructure evolution and mechanical properties enhancement International. Journal of Pressure Vessels and Piping* 152 (2017) 15-26.
 26. Ghosha S. , Singha A.K. , Mulaa S., Chandab P. , Mahashabdeb V.V. , Royb T.K. *Mechanical properties, formability and corrosion resistance of thermomechanically controlled processed Ti-Nb stabilized IF steel*. *Materials Science & Engineering A* 684 (2017) 22–36.
 27. Gong P., Palmiere E.J, Rainforth W.M. *Dissolution and precipitation behavior in steels micro alloyed with niobium during thermo mechanical processing*. *Acta Materialia* 97 (2015) 392–403.
 28. Guo H. and He X., *Electrochemical Study on Corrosion Behavior of X70 Steel in Weakly Acidic Solutions Containing H₂S*, 2006, *Journal Corrosion & Protection*, (05):232:236.
 29. Hedia H.S., Shabara M.A., Fattah A.A and Helal M.M. 2005, *Effect of Crack Configuration and Pre-Crack Length on Stress Intensity Factors*, *Journal of material prufung* 47 10 2-7.
 30. Hildebrand J., Werner F., *Change of structural condition of welded joints between high-strength fine-grained and structural steels*, *Journal of civil engineering and management*, 2, 2004,87-95.
 31. Irwin G.:*Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate*. *Journal of Applied Mechanics* 24 (1957), pp.361–364.

32. Jafari, S., Harandi S.E., Singh Raman R.K.: A Review of stress-corrosion cracking and corrosion fatigue of magnesium alloys for biodegradable implant applications. *J. Mater.* Vol. 67, 2015, pp. 1143–1153.
33. Jeong S., Park G., Kim B., Moon J., Park J. and Lee C. Precipitation behavior and its effect on mechanical properties in weld heat – affected zone in age hardened FeMnAlC lightweight steels. *Journal Materials Science and Engineering A*. 2019 Vol. 742, pp. 621 – 68.
34. Kannan M.B., Dietzel W.: Pitting-induced hydrogen embrittlement of magnesium-aluminum alloy. *Mater. Des.* 2012, Vol. 42, pp. 321–326.
35. Kang Zhou, Ping Yao: Overview of recent advances of process analysis and quality control in resistance spot welding. *Mechanical Systems and Signal Processing*, Vol. 1241, June 2019, pp. 170-198.
36. Karadeniz E., Ozsarac U. and Yildiz C., The effect of process parameters on penetration in gas metal arc welding processes, *Journal of materials and design* 28, 2005.
37. Kim H., Ki H., Moon, In J., Kim W. Ki, Park G. B. and Lee S. K. Influence of carbon equivalent value on the weld bead bending properties of high – strength low – alloy steel plates. *Journal of Materials Science & Technology*. 2017. Vol. 33, Issue 4, pp. 321 – 329.
38. Kim W.K., Koh S.U., Yang B.Y. and Kim K.Y., *Corrosion Science and Technology* Vol.6, No.3, 2007, 96-102.
39. Kisaka Y. and Gerlich A. 2016 Review and critical assessment of hardness criterion to avoid sulfide stress cracking in pipeline welds, *ASME Pressure Vessels and Piping Conference 6B*, Vancouver, Canada.
40. Krampit A.G., Krampit N.U., Krampit M.A. Mechanical properties of welded joint in welding with pulsed arcs, *Applied Mechanics and Materials*, Vol.379 (2013) 195-198.
41. Laitinen R., Porter D.A., Karjalainen L.P., Leiviska P. and Komi J., 2013 Physical Simulation for Evaluating Heat Affected Zone Toughness of High and Ultra High Strength Steels, *Materials Science Forum* Vol.762, 711-716.
42. Liangyun L., Konga X., Hua Z., Qiub C., Zhao D., Dub L.. Hydrogen permeation behavior in relation to microstructural evolution of low carbon bainitic steel weldments. *Corrosion Science* 112 (2016) 180–193.
43. Lupescu S., Corneliu Munteanu C., Istrate Earar K., The Influence of Zr on Microstructure, Mechanical Properties and Corrosion Resistance in Mg-Y-Zr Biodegradable Alloys, *Rev.Chim (Bucharest)*, 69, no.12, 2018, pp.3382-3385.
44. Ma H., Cheng X., Li G., Chen S., Quan Z., Zhao S., Niu L. 2000 The Influence of Hydrogen Sulfide on Corrosion of Iron Under Different Conditions. Pergamon. *Corrosion Science* 42, 1669-1683.
45. Melchers E.R., Paik K.J.: Effect of tensile strain on the rate of marine corrosion of steel plates. *Corrosion Science*, Vol. 52, Issue 10, 2009, pp. 2298 – 2303.
46. Mitelea I., Bordeasu I., Popoviciu M.O., Hadar A., Corrosion of stainless steels with “soft” martensitic structure, *Rev.Chim (Bucharest)*, 58, no.2, 2007, pp.254-57.

47. Mitelea I., Simionescu D., Craciunescu M.C. and Utu I.D. : Fracture toughness of MAG welds in pulsed current of API5L X65M thermomechanical treated steel *Material Testing* 62 (2020) 3, pp.304-310.
48. Mitelea I., Simionescu D., Bordeasu I., Susceptibility to Stress Corrosion Cracking in Hydrogen Sulfide Environment of MAG Welded Joints of API 5L X65M Thermomechanical Treated Steel, *Rev.Chim (Bucharest)*, 70 no.12, 2019, pp.4405-4410.
49. Moore P., Pisarski H.: Validation of methods to determine CTOD from SENT specimens, *Proceedings ISOPE-2012, of the 22nd International Offshore (Ocean) and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece,(2012)*, pp.1-8.
50. Nazarova M.N., Akhmetov R.R., Krainov S.A. Temperature factors effect on occurrence of stress corrosion cracking of main gas pipeline. *Earth and Environmental Science* 87, 2017.
51. Nie Y., Shang C., Song X, etal. Properties and homogeneity of 550MPa grade TMCP steel for ship hull (J).*Metallurgy and Materials*, 2010, 17(2): 179-184.
52. Nishioka K. Market requirements of thermomechanically processed steel for the 21st century, *Steel World 2000*, vol.5, no.1, pp. 61-67.
53. Nishioka K.and Ichikawa K. Progress in thermomechanical control of steel plates and their commercialization. *Science and Technology of Advanced Materials*, 13, 2012.
54. Oh C.K, Kim Y.J., Park J.M., Baek J.H. and Kim W.S.2007, Development of stress modified fracture strain for ductile failure of API X65 steel, *International Journal Fracture*, 143, 119-33.
55. Opiela M., Elaboration of thermomechanical treatment conditions of Ti-V and Ti-Nb-V microalloyed forging steels, *Archives of Metallurgy and Materials* 2014, vol.59, issue 3, pp. 1181-1188.
56. Paul A.and Mark C., *CRC Evans Automatic Welding USA, World of pipelines*, Vol. 14, 2014.
57. Perez N. *Fracture Mechanics 1st Ed. (Boston: Kluwer Academic Publishers)*, 2004,47-96.
58. Poznyakov V., Jdanov S., & Maksimenko A. (2012). Structure and properties of welds made from S355J2 steel. *Automat Weld*, 8, 7-11.
59. Raju D.T. and Shanthi K., Analysis on x-ray parameters of exposure by measuring x0-ray tube voltage and time of exposure ,*The International Journal of Engineering and Science*, Volume 3, Issue 6, 2014, pp 69-73.
60. Ralston K.D., Williams G., Birbilis N.: Effect of pH on the grain size dependence of magnesium corrosion. *Corrosion*, Vol. 68, 2012 pp. 507-517.
61. Robert Andrews, Harry Kamping, Henk de Haan, Otto Jan Huising and Neil Milwood. Guidance for mechanized GMAW of onshore pipelines. *The Journal of Pipeline Engineering*, Vol. I 2, No.4, 2013
62. Safta V. *Defectoscopie Nedistructiva Industriala*. Editura Sudura, 2001.
63. Safta V.I and Safta V.I, *Incarcarile tehnologice si de rezistenta ale imbinarilor sudate sau lipite*. Editura Sudura Timisoara, 2006, pp.1-339.
64. Scotti A., Ponomarev V., Lucas W. 2012, A scientific application oriented classification for metal transfer modes in GMA welding, *Journal of Materials Processing Technology* 212(6), 1406.

65. Shen G. and Tyson W. R. Evaluation of CTOD from J-integral for SE(T) specimens, Proceedings of the Pipeline Technology Conference, Ostend, Belgium (2009), pp.1-6.
66. Shin S.Y., Hwang B., Lee S., Kim N. J., Ahn S.S. 2007 Correlation of microstructure and Charpy impact properties in APIX70 and X80 line pipe steels. Materials Science and Engineering: A458 281-9.
67. Siciliano F., Modern High Strength Steels for Oil and Gas Transmission Pipelines. 7th International Conference on Pipeline, Calgary 2008, 29-35.
68. Simionescu D., Mitelea I., Burcă M.: Opportunities of narrow gap MAG welding of API 5L X65M steel pipeline, Proceedings of the 26th International Conference on Metallurgy and materials, METAL 2017, Brno, Czech Republic, pp.699-704.
DOI:10.1088/1757-899X/416/1/012008.
69. Simionescu, D., Mitelea I., Burca M., Utu I.D. Mechanical behavior of narrow gap MAG welding of API 5L X65M steel pipeline. IOP Conference Series: Materials Science Engineering 416 (2018) pp.1-8.
DOI: 10.1088/1757-899X/416/1/012008.
70. Simionescu D., Mitelea I. and Burca M., Utu I.D.: Cold bending characteristics of MAG pulse welding of API 5LX65 thermomechanical treated steel. Metal 2019, International Conference on Metallurgy and Materials, published 2019, pp.532-539
71. Srinivasa R., Gupta O.P., Murty S.S. and Rao A. 2009, Effect of process parameters and mathematical model for the prediction of bead geometry in pulsed GMA welding, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology , 45 (5-6), 496-505.
72. Strobl Sau: Stress Corrosion Cracking. Pract. Metallogr. Vol.54, Issue.3, 2017, pp. 153 – 162.
73. Viggo T. and Needleman A., Analysis of the Charpy V-notch test for welds. Engineering Fracture Mechanics 65, no.6, 2000, 627-643.
74. Wang W., Shan Y.Y., Yang K. Study of High Strength Pipeline Steels with Different Microstructures. Materials Science and Engineering A, 2009, 502:38-44.
75. Wells, A. A.: Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. Proceedings of the crack propagation symposium, Vol.2, Cranfield, UK (1961) pp.210-230.
76. Winzer N., Atrens A., Song G., Ghali E., Dietzel W., Kainer K.U., Hort N., Blawert C. : A critical review of the stress corrosion cracking (SCC) of magnesium alloys. Adv. Eng. Mater. 2005, Iss.7, pp. 659–693.
77. Xin Q. 2007, The Study of Microstructure and Mechanical Properties for Pipeline-Steel X65 (Liaoning: University of Science and Technology).
78. Xu W.H., Lin S., Fan C.L., Ynag C.L. Prediction and optimization of weld bead geometry in oscillating arc narrow gap all-position GMAW welding. International Journal Advance Manufacturing Technology, 2014, 72, 1705-1716.
79. Yajima , 'Extensive Application of TMCP-manufactured High Tensile Steel Plates to Ship Hulls and Offshore Structures' Mitsubishi Heavy Industries Technical Review vol. 24, no. 1, February 1987.

80. Yapp D. and Blackman S.A., Recent Developments in High productivity Pipeline Welding, 2004, Vol.XXVI, No.1/89.
81. Yiming Huang, Dejin Zhao, Huabin Chen, Lijun Yang, Shanben Chen : Porosity detection in pulsed GTA welding of 5A06 Al alloy through spectral analys. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 259, September 2018, pp. 332-340.
82. Zhang M.C., Yang K., Shan Y.Y. The Effect of Thermo-mechanical Control process in Microstructures and Mechanical Properties of a Commercial Pipeline Steel. Materials Science and Engineering A., 2002, 225:14-20.
83. Zhang T. et al 2017 International Journal of Hydrogen Energy 42(39) 25102.
84. Du L, Liu X 2011 Journal of Iron and Steel Research, International 18(3) 59.
85. Zhu X. and Joyce J.A. Engineering Fracture Mechanics 2012, 85:1-46.
86. Ziad M., Frédéric R., Ngoc T. T. Theoretical and numerical modeling of the thermomechanical and metallurgical behavior of steel. International Journal of Plasticity 27 (2011) 414-439.
87. XXX ANSI/NACE MR0175/ISO 15156:2015, Petroleum, petrochemical and natural gas industries – Materials for use in H₂S containing environments in oil and gas productions.
88. XXX ANSI/NACE TM-0177: 2016. Laboratory Testing of Metals for Resistance to Sulfide Stress Cracking and Stress Corrosion Cracking in H₂S Environments.
89. XXX API 1104, Welding of Pipelines and Related Facilities, Twenty-First Edition, 2013.
90. XXX API Specification 5L, Specification for Line-Pipe, Forty-Sixth Edition, 2018.
91. XXX ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sect.V. Nondestructive Examination, 2017.
92. XXX ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sect.II Part C. Specifications for Welding Rods, Electrodes and Filler Metals, 2017.
93. XXX ASM Metals Handbook Vol.17 1989. Nondestructive Evaluation and Quality Control
94. XXX ASTM A370-13, Standard Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products.
95. XXX ASTM E8-16, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials.
96. XXX ASTM E23-12, Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials.
97. XXX ASTM E190-14, Standard Test Method for Guided Bend Test for Ductility of Welds.
98. XXX ASTM E384-11, Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials.
99. XXX ASTM E1290-08: Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement (Withdrawn 2013). American Society for Testing and Materials, 2008.
100. XXX ASTM E1820 - 11: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. American Society for Testing and Materials, 2011.

101. XXX ASTM G30-97(2016), Standard Practice for Making and Using U-Bend Stress- Corrosion Test Specimen.
102. XXX ASTM G39:2011. Standard Practice for Preparation and Use of Bent-Beam Stress-Corrosion Test Specimens.
103. XXX American Welding Society, Welding Handbook, Volume 2, Welding processes, Part 1,Ninth Edidition,p.159.
104. XXX American Welding Society, Welding Handbook, Volume 4, Materials and Applications, Part 1, Ninth Edition, p.41.
105. XXX BS 5762:1979: Methods for crack opening displacement (COD) testing. British Standards Institution, 1979.
106. XXX BS 7448-1:1991: Fracture mechanics toughness tests: Part 1: Method for determination of K_{Ic} , critical CTOD and critical J values of metallic materials. British Standards Institution, 1991.
107. XXX BS 7910:2005: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. British Standards Institution, 2005, pp.1-306.
108. XXX BS EN ISO 15653-2010: Metallic materials - Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness of welds. British Standards Institution, 2010.
109. XXX DNVGL-ST-F101:2017. Submarine Pipeline Systems. Det Norske Veritas Germanisher Lloyd, pp.1-521.
110. XXX EN10208:2009: Steel pipes for pipelines for combustible fluids. Technical delivery conditions.
111. XXX Instron da/dN Crack Propagation Software for Instron 8800 Systems (version 32).
112. XXX Instron K1C Fracture Toughness Software for Instron 8800 Systems (version 32).
113. XXX ISO 12135:2002: Metallic materials - Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness. International Standards Organization, Geneva, Switzerland (2008), pp.1-7.
114. XXX TWI – Are TMCP steels readily weldable?, Material preluat de pe internet de la adresa www.twi-global.com.