

**SVEUČILIŠTE U SPLITU
FAKULTET ELEKTROTEHNIKE, STROJARSTVA I
BRODOGRADNJE**

**POSLIJEDIPLOMSKI DOKTORSKI STUDIJ
STROJARSTVA**

KVALIFIKACIJSKI ISPIT

**Zavarljivost i zavarivanje austenitnih
nehrđajućih čelika TIG procesom**

Domagoj Kojundžić

Split, rujan 2021.

SADRŽAJ

1. UVOD.....	2
2. TIG PROCES ZAVARIVANJA.....	4
2.1. Procesna oprema	4
2.2. Električni luk kod TIG zavarivanja	5
2.3. Fizika TIG zavarivanja.....	9
2.4. Modeliranje TIG zavarivanja	14
2.4.1. Modeliranje električnog luka	15
2.4.2. Modeliranje radnog komada	20
2.4.3. Združeni modeli električnog luka, radnog komada i elektrode.....	29
2.5. Inačice TIG procesa.....	32
2.6. Zavarivački parametri.....	33
3. AUSTENITNI NEHRĐAJUĆI ČELICI	38
3.1. Vrste nehrđajućih čelika	38
3.2. Svojstva austenitnih nehrđajućih čelika	40
3.3. Zavarljivost austenitnih nehrđajućih čelika	43
4. TIG ZAVARIVANJE AUSTENITNIH NEHRĐAJUĆIH ČELIKA	52
4.1. Planiranje, dizajn, provođenje i analiza eksperimenata	52
4.2. Zona taljenja	57
4.2.1. Utjecaj kemijskog sastava osnovnog metala na zonu taljenja	58
4.2.2. Utjecaj jakosti struje na zonu taljenja	60
4.2.3. Utjecaj brzine zavarivanja na zonu taljenja	65
4.2.4. Utjecaj duljine električnog luka na zonu taljenja.....	67
4.2.5. Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode na zonu taljenja.....	71
4.2.6. Utjecaj zaštitnog plina na zonu taljenja	74
4.2.7. Impulsno TIG zavarivanje	79
4.3. Mikrostrukturne promjene i deformacije.....	82
5. ZAKLJUČCI.....	85
6. LITERATURA	86
POPIS OZNAKA I KRATICA	95
SAŽETAK.....	97

1. UVOD

Potreba za spajanjem materijala javlja se od samih početaka proizvodnje. Iako su se s vremenom razvile različite tehnologije spajanja, zavarivanje se danas smatra najvažnijom tehnologijom. Osim brojnih prednosti u odnosu na druge metode spajanja, zavarivanje je omogućilo proizvodnju konstrukcija koje zbog svoje složenosti ili dimenzija prethodno nije bilo moguće izraditi. Kvalitetan zavareni spoj proizvodu osigurava ispunjavanje svih tehničkih zahtjeva u pogledu mehaničkih svojstava, zadane geometrije i funkcije koju mora ispunjavati. Međutim, ostvariti takav spoj često nije jednostavan zadatak jer uspješno zavarivanje podrazumjeva odgovarajući odabir materijala i oblika spoja, definiranje postupka zavarivanja i završnu kontrolu kvalitete. Jedan od uvjeta za postizanje kvalitetnog zavarenog spoja je i odgovarajuća geometrija zone taljenja koja ovisi o zavarivačkim parametrima i kemijskom sastavu osnovnog metala [1], [2].

Najveći udio u procesima zavarivanja taljenjem zauzimaju elektrolučni procesi koji kao izvor topline za zavarivanje koriste električni luk. Električni luk, formiran između elektrode i osnovnog metala, rezultira intenzivnim unosom topline u radni komad što dovodi do lokalnog taljenja metala i formiranja zavarenog spoja nakon hlađenja. Uz plazma zavarivanje, najveću kvalitetu zavarenog spoja među elektrolučnim procesima postiže elektrolučno zavarivanje netaljivom volframovom elektrodom u zaštitnoj atmosferi inertnog plina (TIG proces). Ovaj proces razvijen je početkom Drugog svjetskog rata kad se u zrakoplovnoj industriji pojavila potreba za zavarivanjem aluminijskih i magnezijevih legura [3]. Glavni nedostatak TIG procesa njegova je relativno niska produktivnost. Međutim, danas su razvijene brojne inačice TIG zavarivanja koje imaju povećanu produktivnost i druge prednosti u odnosu na konvencionalno TIG zavarivanje. Unatoč napretku na području tehnologije zavarivanja, još uvijek postoji potreba za boljim razumijevanjem TIG procesa i njegove interakcije s osnovnim metalom. Složenost procesa proizlazi iz velikog broja procesnih parametara čiji je utjecaj na zavarivanje teško izravno ili promatrati zbog uvjeta koji vladaju u električnom luku [4].

TIG proces često se koristi za zavarivanje nehrđajućih čelika. Ova skupina legura na bazi željeza pronašla je primjenu u korozivnim atmosferama na visokim ili niskim temperaturama. Nehrđajući čelici obično se dijele na austenitne, feritne, martenzitne i dupleks čelike a peta kategorija uključuje nehrđajuće čelike koji su precipitacijski očvrstivi. Zahvaljujući svojim svojstvima, austenitni nehrđajući čelici najčešće se upotrebljavaju. Iako im je zavarljivost relativno dobra, zavarivanje austenitnih nehrđajućih čelika može uzrokovati niz poteškoća kao što su nastanak pukotina i smanjena otpornost na koroziju u području zavarenog spoja [5]. Odnos između geometrije zone taljenja i zavarivačkih parametara TIG procesa prilično je kompleksan a za njegovo razumijevanje potrebno je dobro poznavanje osnovnih fizikalnih zbiljava koja utječu na generiranje i prijenos topline u sustavu volframova elektroda-električni luk-radni komad [6], [7]. Poznato je kako i relativno malo odstupanje u količini površinskih aktivnih elemenata poput sumpora i kisika u kemijskom sastavu osnovnog metala može rezultirati značajno drugačijim zonama taljenja pri jednakim zavarivačkim parametrima [1], [2]. Kako bi se istražio učinak TIG procesa zavarivanja na osnovni metal uobičajeno se provode eksperimentalna istraživanja u kojima se odabrani zavarivački parametri kontrolirano mijenjaju a zatim se nakon zavarivanja provodi odgovarajuća analiza. Predmet analize često je geometrija zone taljenja, mikrostruktura zavarenog spoja ili primjerice deformacije radnog komada. Na osnovi ovako dobivenih rezultata moguće je razviti matematički opis analiziranog odnosa te ga iskoristiti za predviđanje ili optimizaciju procesa.

Teško izvediva eksperimentalna mjerenja u električnom luku i njegovoj nepostrednoj blizini bila su jedan od glavnih poticaja za matematičko modeliranje procesa zavarivanja, pristupa koji je znatno potpomogao uobičajene eksperimentalne metode i tako otvorio put

prema novim spoznajama. Popraćeno razvojem računala i numeričkih metoda, modeliranje je postalo snažan popratni alat za analizu kompleksnih pojava uzrokovanih elektrolučnim zavarivanjem [8]. Numerički modeli evoluirali su u više smjerova, ovisno o problemima zbog kojih su razvijeni. Jednostavniji modeli temelje se isključivo na konduktivnom prijenosu topline kroz radni komad, ne zahtjevaju velike računalne resurse, a obično se koriste za izračun zaostalih naprezanja i deformacija. Smanjili su broj eksperimenata potrebnih za definiranje postupka zavarivanja, što je povoljno djelovalo na troškove i pouzdanost zavarene konstrukcije [9]. S druge strane, složeniji modeli uključuju i konvektivni prijenos topline koji je pod utjecajem nekoliko pokretačkih sila i njihovog združenog djelovanja tijekom elektrolučnog zavarivanja [6], [10]. Ovakvi modeli znatno su kompleksniji i zahtjevaju više računalnih resursa, međutim, oni istovremeno pružaju bolji uvid u fizikalne mehanizme prijenosa topline tijekom zavarivanja zalazeći dublje u fundamentalna procesna zbivanja [7], [11].

Ovaj kvalifikacijski rad kroz pregled i sistematizaciju dostupne znanstvene literature obrađuje problematiku TIG zavarivanja austenitnih nehrđajućih čelika. U poglavlju 2 detaljno je opisana procesna oprema za TIG zavarivanje, električni luk i fizika na kojoj se proces temelji. Zatim je obrađena problematika modeliranja TIG zavarivanja i pojašnjeni su osnovni zavarivački parametri. Poglavlje 3 posvećeno je austenitnim nehrđajućim čelicima i njihovim svojstvima a poseban naglasak stavljen je na njihovu zavarljivost. Izložena je i tipična podjela nehrđajućih čelika i opisana njihova glavna svojstva. Kroz poglavlje 4 analiziran je utjecaj TIG procesa zavarivanja na austenitne čelike razmatrajući utjecaj zavarivačkih parametara na geometriju zone taljenja, mikrostrukturne promjene i deformacije. U završnom poglavlju 5 izneseni su zaključci.

2. TIG PROCES ZAVARIVANJA

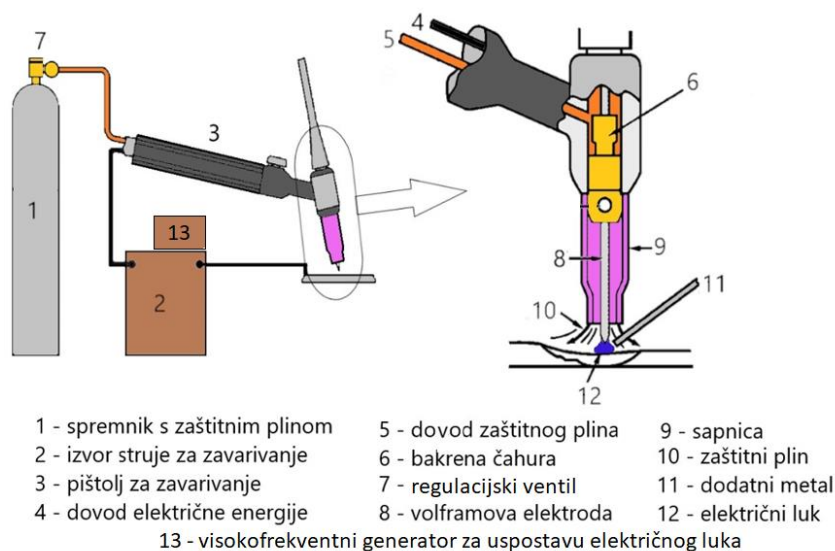
Proces elektrolučnog zavarivanja netaljivom volframovom elektrodom u zaštitnoj atmosferi inertnog plina razvio se početkom Drugog svjetskog rata u Sjedinjenim Američkim Državama za potrebe zavarivanje aluminija i magnezija u zrakoplovnoj industriji. Ovaj proces poznatiji je pod skraćenicama TIG (eng. *Tungsten Inert Gas*), GTAW (eng. *Gas Tungsten Arc Welding*), i na njemačkom govornom području WIG (njem. *Wolfram Inertgas*). Izvorno je nazvan '*Heliarc*' jer se u ulozu zaštitnog plina prvotno koristio helij (He), u to vrijeme relativno jeftin i dostupan u Americi. Kasnije, na području Europe, helij je zamjenjen jeftinijim argonom (Ar), a stari naziv procesa postupno je odbačen. TIG proces zahtjeva korištenje inertnog zaštitnog plina (najčešće argon, helij i njihove mješavine) zbog kemijske reaktivnosti volframove elektrode na visokim temperaturama. TIG procesom mogu se zavariti gotovo svi metali, a čest je odabir za spajanje nehrđajućih čelika, te legura aluminija, titana, nikla i magnezija. Relativno jednostavno se automatizira, pri čemu je kontrola nad procesom odvojena od kontrole nad dobavom dodatnog metala, što povećava fleksibilnost prilikom odabira zavarivačkih parametara. TIG zavarivanjem moguće je postići iznimno visoku kvalitetu zavarenog spoja, a kao glavni nedostatak ističe se relativno niska produktivnost procesa [3], [12].

Taljenje metala tijekom TIG zavarivanja ostvaruje se pomoću električnog luka koji predstavlja intezivan izvor topline. Luk nastaje uslijed električnog pražnjenja odnosno prolaska električne energije kroz ionizirani zaštitni plin između volframove elektrode i radnog komada. Elektroda i radni komad mogu biti pozitivno ili negativno nabijeni, tj. imati ulogu anode ili katode. Katoda emitira negativno nabijene elektrone, nositelje naboja koji se pod djelovanjem električnog polja gibaju prema pozitivno nabijenoj anodi.

Kako su inertni plinovi na niskim i povišenim temperaturama električni izolatori i ne sadrže slobodne nositelje naboja potrebno ih je ionizirati, odnosno dovesti u električki-vodljivo plazma stanje. Plazma je četvrto agregatno stanje tvari, a defnira se kao ionizirani plin koji sadrži dovoljnu količinu nositelja naboja (slobodni elektroni i ioni) zbog čega ima dobru električnu vodljivost. Ionizacija zaštitnog inertnog plina kod TIG zavarivanja može se provesti na dva temeljna načina: emisijom polja ili termoemisijom. Emisija polja ne zahtjeva dodir volframove elektrode i radnog komada, a ionizaciju omogućuje struja visoke frekvencije i napona, generirana za potrebe uspostave električnog luka. Termoemisija, s druge strane, zahtjeva kratki spoj ili dodir elektrode i radnog komada. Kratki spoj uzrokuje lokalno zagrijavanje u točki dodira što dovodi do ionizacije zaštitnog plina prilikom odvajanja elektrode od radnog komada. Nakon formiranja električnog luka, u njemu se neprestalno oslobađa toplina koja omogućava održavanje zaštitnog plina u ioniziranom stanju, bez vanjske pobude. Glavnim ili većinskim nositeljima naboja u električnom luku smatraju se primarno elektroni, budući da su zbog manje mase značajno mobilniji od iona.

2.1. Procesna oprema

Oprema za TIG zavarivanje relativno je jeftina, pouzdana i lako prenosiva a njezini osnovni sastavni dijelovi prikazani su na slici 2.1. Uređaji koji mogu isporučiti veliku jakost struje imaju i sustav vodenog hlađenja koji sprječava pregrijavanje kritičnih dijelova. U slučaju korištenja dodatnog metala, njegova dobava može biti ručna ili mehanizirana.



Slika 2.1. Osnovna procesna oprema za TIG zavarivanje

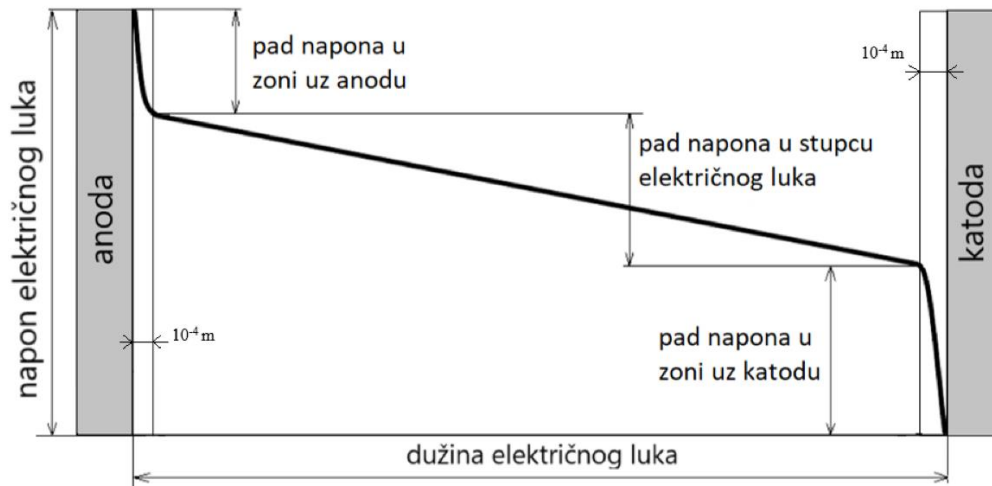
Izvori struje za TIG zavarivanje u pravilu imaju strmo padajuću statičku karakteristiku koja osigurava približno konstantu jakost struje [3]. Industrija uređaja za zavarivanje neprestalno je pratila napredak elektronike pa se razvojem poluvodičke tehnologije dogodila prava revolucija izvora struje za zavarivanje. Suvremeni, elektronički kontrolirani uređaji za zavarivanje iskazuju brojne prednosti u odnosu na uređaje starijih generacija: znatno su laganiji i kompaktniji, imaju puno brži dinamički odziv a tipičan inverter uređaj može isporučiti istosmjernu (DC) ili izmjeničnu struju [13], [14]. Uz izvor struje za zavarivanje vezuje se nekoliko zavarivačkih parametara poput jakosti i vrste (istosmjerna ili izmjenična) struje te valnog oblika isporučene električne energije. U slučaju korištenja impulsne struje za zavarivanje, na izvoru struje odabire se vrijeme trajanja i intenzitet bazne i vršne jakosti struje.

2.2. Električni luk kod TIG zavarivanja

Električni luk, izvor topline kod TIG zavarivanja, nastaje kao posljedica električnog pražnjenja između anode i katode. Pražnjenje se odvija u plazmi nastaloj ionizacijom zaštitnog plina a popraćeno je visokim temperaturama i intenzivnim zračenjem. Dobru električnu vodljivost plazme, medija u plinovitom agregatnom stanju, osigurava velika količina slobodnih nositelja naboja (elektroni i pozitivno nabijeni ioni zaštitnog plina) koji se u njoj nalaze. Iako je broj slobodnih elektrona i pozitivno nabijenih iona u plazmi približno jednak, elektroni se smatraju glavnim nositeljima električne energije budući da je njihova pokretljivost značajno veća [6]. Električni luk kod TIG zavarivanja poprima zvonolik oblik jer je uz ravnu plohu radnog komada luk relativno širok a prostorno se sužava uz volframovu elektrodu relativno malog promjera. Kod većine zavarivačkih procesa, pa tako i kod TIG zavarivanja, duljina električnog luka odnosno udaljenost između anode i katode se obično mjeri u milimetrima tj. reda je veličine 10^{-3} m.

Prolaskom električne energije kroz električni luk, između anode i katode javlja se značajan pad napona. Ovaj pad napona u električnom luku rezultira oslobađanjem Joulove topline, nužne za održavanje zaštitnog plina na visokoj temperaturi, u ioniziranom (plazma) stanju. Temperature koje se pojavljuju u električnom luku TIG procesa mogu prelaziti 20 000 K [15]. Električni luk ima tri karakteristične zone koje bitno različitih karakteristika: granični sloj uz anodu, granični sloj uz katodu i stupac električnog luka [16]. Zbroj pripadnih padova

napona koji se vezuje uz svaku od zona odgovara ukupnom padu napona u električnom luku, slika 2.2. Treba napomenuti da se zone neposredno uz katodu i anodu mogu dodatno podijeliti na nekoliko podzona [17] ali takva analiza ulazi dublje u fiziku plazme, izvan okvira ovog poglavlja.



Slika 2.2. Pad napona u električnom luku

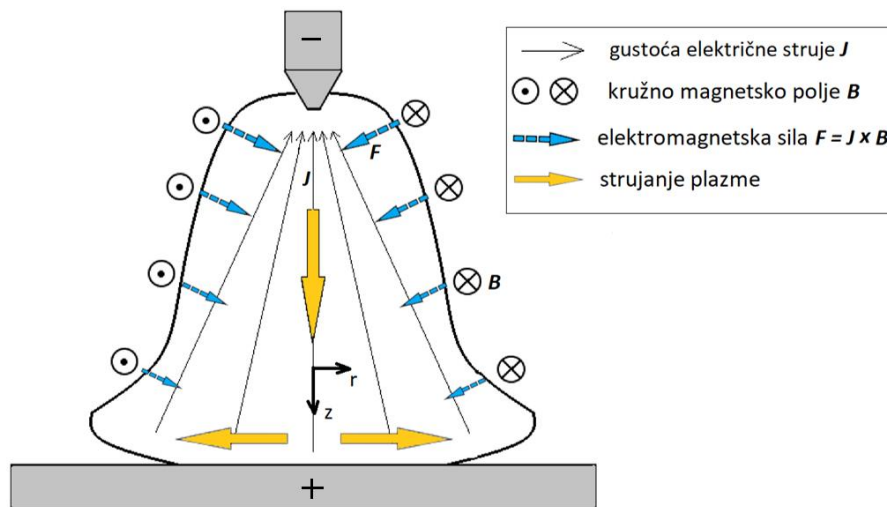
Stupac električnog luka zauzima gotovo cijelu dužinu električnog luka. Ovu zonu obilježava relativno malen pad napona po jedinici duljine a rezultirajuće električno polje (gradijent napona) ima konstantan intezitet i znatno je slabije u usporedbi sa zonama neposredno uz katodu i anodu. Ukupan pad napona u stupcu električnog luka ovisi o kemijskom sastavu zaštitnog plina, duljini luka, jakosti struje zavarivanja te geometriji anode i katode. Stupac električnog luka ima neutralan prostorni naboj jer sadržava približno jednak broj negativnih (elektroni) i pozitivnih (ioni) nositelja naboja. Ovdje prisutni elektroni, pozitivni ioni i neutralni atomi imaju približno jednaku temperaturu zbog učestalih međusobnih sudara prilikom kojih intezivno izmjenjuju energiju — za opisano stanje u stupcu električnog luka kaže se da iskazuje lokalnu termodinamičku ravnotežu (LTE) [6], [10], [11].

U katodnom graničnom sloju, odnosno zoni električnog luka neposredno uz katodu, odvija se emisija elektrona i ionizacija zaštitnog plina. Atomi zaštitnog plina ioniziraju se izbijanjem elektrona iz njihovog elektronskog omotača a ovo izbijanje uzrokuju elektroni emitirani iz katode koji uslijed ubrzanja u električnom polju velikom brzinom udaraju u atome zaštitnog plina. Mehanizam emisije elektrona iz katode temelji se na emisiji-polja i termoemisiji, a koji od njih prevladava ovisi o temperaturi katode — na nižim temperaturama aktivna je emisija polja a zagrijavanjem katode na visoke temperature dominaciju preuzima termoemisija. Većina tehničkih metala ne može termoemisijom isporučiti dovoljan broj elektrona za postizanje tipične jakosti struje pri zavarivanju jer je temperatura na kojoj bi to bilo moguće znatno viša od njihovog tališta. Zbog navedenog se većina tehničkih metala svrstava u tzv. hladne katode kod kojih pri emitiranju elektrona prevladava mehanizam emisije-polja. Jedna od iznimki je volfram koji zbog visokog tališta ima odličnu sposobnost termoemisije i spada u tzv. vruće katode. Energiju potrebnu za emitiranje elektrona s katodne površine u slučaju emisije polja osigurava snažno električno polje u katodnom graničnom sloju a u slučaju termoemisije energija proizlazi iz visoke temperature na koju je katoda zagrijana. Intezitet električnog polja u katodnom graničnom sloju, bez obzira na mehanizam termoemisije, svakako je mnogo veći u usporedbi s intezitetom električnog polja u stupcu električnog luka. Snažno polje posljedica je neto-pozitivnog prostornog naboja koje prevladava

u zoni uz katodnu površinu. Broj pozitivno nabijenih iona značajno nadmašuje broj prisutnih elektrona zato jer ih privlači negativni naboj katode. U katodnom graničnom sloju temperatura elektrona znatno je veća od temperature iona i neutralnih atoma koji se tu nalaze, tj. ne postoji lokalna termodinamička ravnoteža. Debljina katodnog graničnog sloja reda je veličine 10^{-4} m, a tipični padovi napona koji se javljaju u ovoj zoni iznose od 10 V do 20 V [6], [18].

Elektroni u zadnjoj fazi gibanja kroz električni luk prolaze kroz anodni granični sloj. Općenito, pad napona u ovom području manji je u odnosu na katodni granični sloj, a iznosi od 1 V do 10 V, ovisno o jakosti struje i metalu anode. Debljina anodnog graničnog sloja reda je veličine 10^{-4} m, što u kombinaciji s navedenim padom napona rezultira snažnim električnim poljem. Pozitivno nabijena anoda privlači elektrone stoga anodni granični sloj iskazuje neto-negativan prostorni naboj uslijed većeg broja elektrona u odnosu na pozitivno nabijene ione zaštitnog plina u ovom području. Temperatura prisutnih elektrona veća je od temperature iona tj. postoji odstupanje od lokalne termodinamičke ravnoteže, slično kao i u katodnom graničnom sloju [6], [10].

Prolaskom električne energije kroz električni luk oko njega se generira kružno magnetsko polje. Pritom na nosioce naboja koji se gibaju kroz električni luk djeluje Lorentzova sila. Statička komponenta Lorentzove sile, uzrokovana električnim poljem, u procesima zavarivanja obično je zanemariva u odnosu na elektromagnetsku komponentu [6]. Elektromagnetska sila vektorski je umnožak gustoće magnetskog polja B i gustoće električne struje J , a djeluje u smjeru okomitom na ravninu koja sadržava vektore B i J , slika 2.3.



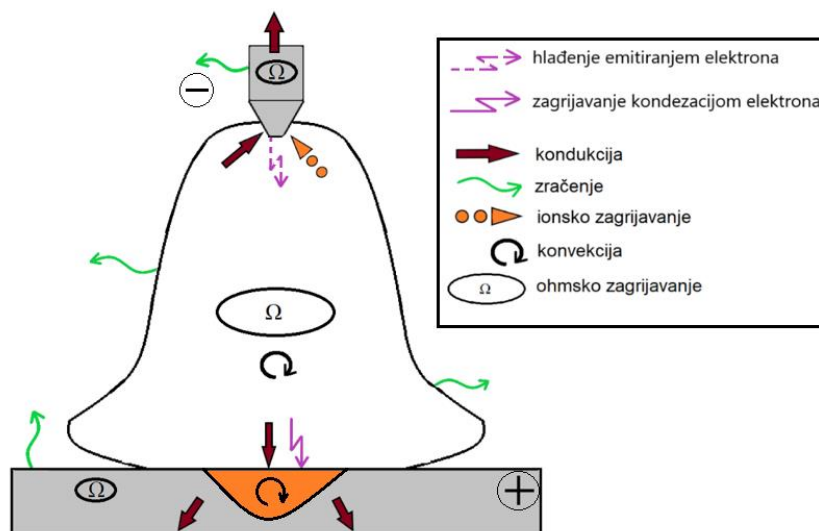
Slika 2.3. Elektro-magnetsko polje i smjer strujanja plazme u električnom luku

Elektromagnetska sila ima snažan utjecaj na električni luk a kod nekih zavarivačkih procesa i važnu ulogu u prijenosu dodatnog metala. Radijalna komponenta elektromagnetske sile, obično značajno veća od aksijalne, djeluje na električni luk nastojeći ga sažeti prema uzdužnoj osi elektrode. Zbog različite gustoće električne struje intezitet elektromagnetske sile nije jednak kroz cijeli električni luk — elektromagnetska sila smanjuje se udaljavanjem od volframove elektrode — što rezultira razlikom tlakova u električnom luku. Ova razlika u tlaku pokretač je intezivnog aksijalnog strujanja plazme iz područja većeg tlaka uz volframovu elektrodu prema području manjeg tlaka uz radni komad. Približavajući se radnom komadu smjer strujanja plazme mijenja se iz aksijalnog u radijalni, djelujući pritom tlakom na površinu radnog komada. Tlak uslijed strujanja plazme ima približno Gaussovu razdiobu na radnom

komadu a naziva se i tlakom električnog luka. Brzina strujanja plazme i tlak električnog luka ovise o duljini električnog luka, obliku vrha volframove elektrode i jakosti struje zavarivanja [6], [7], [19]. Aksijalna brzina strujanja plazme može postići veoma visoke vrijednosti: za vršni kut volframove elektrode od 60° i struju jakosti 200 A izmjerena brzina strujanja plazme u električnom luku iznosi približno 300 m/s [20]. Uz jednak vršni kut volframove elektrode tlak kojim električni luk jakosti 300 A i duljine 8 mm djeluje na radni komad nešto je manji od 2000 Pa [21]. Opisano strujanje plazme u električnom luku djeluje na tekući metal na dva načina:

- aksijalno strujanje plazme proizvodi tlak koji uzrokuje deformaciju (depresiju) slobodne površine tekućeg metala,
- radialno strujanje plazme rezultira silom otpora na površini tekućeg metala koja djeluje od centra prema rubu taljevine.

Poznavanje osnovnih fizikalnih zbivanja u električnom luku i njegovim zonama preduvjet su za fundamentalno razumijevanje toplinske interakcije između luka, osnovnog metala i volframove elektrode. Pojednostavljeni prikaz generirane topline i njezinog prijenosa u sustavu volframova elektroda-električni luk-osnovni metal za DCEN TIG konfiguraciju prikazan je na slici 2.4.



Slika 2.4. Generiranje i izmjena topline između volframove elektrode, električnog luka i osnovnog metala kod TIG zavarivanja

Toplina generirana u električnom luku nastaje kao posljedica intenzivnog ohmskog zagrijavanja. Naime, električni luk pruža otpor prolasku električne energije kroz njega uslijed čega se generira Ohmova toplina. Temperaturno polje koje se razvija u električnom luku pod snažnim je utjecajem konvektivnog prijenosa topline (strujanje plazme) a pripadnu ulogu ima i Thomsonov efekt koji obuhvaća komponentu prijenosa topline uzrokovanu gibanjem elektrona kroz vodič u kojem postoji temperaturni gradijent (električni luk). Dio topline generirane u električnom luku gubi se zračenjem i konvekcijom prema okolini, a dio konduktivnim prijenosom prelazi na stijenke relativno hladne anode i katode [6]. Ukupni gubitci topline iz električnog luka određuju njegovu iskoristivost koja se definira kao omjer topline koja je prenesena u radni komad u odnosu na ukupno generiranu toplinu u električnom luku [16], [22]. U literaturi je moguće pronaći širok raspon vrijednosti za iskoristivost

električnog luka: vrijednosti od 0,36 do 0,9 za DCEN TIG konfiguraciju te od 0,21 do 0,83 za AC TIG konfiguraciju [22], [23].

2.3. Fizika TIG zavarivanja

U ovom podglavljju pojašnjene su osnove fizike TIG zavarivanja. Poznavanje fundamentalnih zbivanja u pozadini TIG procesa važan je temelj za razumijevanje utjecaja zavarivačkih parametara na osnovni metal.

Toplinsko opterećenje volframove elektrode

Toplinske promjene u volframovoj elektrodi i radnom komadu kod TIG zavarivanja zavise o tome je li elektroda negativnog polariteta (DCEN) ili je elektroda pozitivnog polariteta (DCEP). Iako se zbog velikog toplinskog opterećenja volframove elektrode kontinuirana prisutnost pozitivnog polariteta (DCEP) na elektrodi izbjegava, upotrebom izmjenične struje ova faza prisutna je u jednom dijelu valnog perioda.

Toplinsko opterećenje elektrode u DCEN konfiguraciji

Kod zavarivačke konfiguracije DCEN, uobičajene za TIG zavarivanje, volframova elektroda emitira elektrone termoemisijom. Maksimalne temperature izmjerene na vrhu volframove elektrode, neposredno uz električni luk, dosežu gotovo 4500 °C za elektrodu od tehnički čistog volframa. Legiranjem volframa malim količinama različitih oksida vršna temperatura snižava se na vrijednosti oko 3500 °C [24]. Na ovako visokim temperaturama, sukladno Richardson-Dushmanovom zakonu, volfram može termoemisijom emitirati dovoljno elektrona za postizanje električnog toka tipičnog za elektrolučno zavarivanje [6].

Na slici 2.4 shematski su prikazana su tri temeljna mehanizma zagrijavanja volframove elektrode u DCEN konfiguraciji:

- konduktivni prijenos topline iz električnog luka,
- ionsko zagrijavanje i
- ohmsko zagrijavanje.

Konduktivni prijenos topline uzrokuje razlika u temperaturi između električnog luka neposredno uz elektrodu i površine elektrode s kojom je luk u dodiru. Ionsko zagrijavanje posljedica je oslobađanja energije uslijed neutralizacije pozitivnih iona zaštitnog plina na negativno nabijenoj katodnoj površini. Elektroda se također zagrijava elektrootporno, toplinom koja se razvija kao posljedica prolaska električne energije kroz elektrodu relativno malog promjera [25].

Toplina koja tijekom zavarivanja u DCEN konfiguraciji prelazi na volframovu elektrodu s nje se odvodi na tri načina:

- kondukcijom prema hladnijem dijelu elektrode,
- zračenjem prema okolini i
- emitiranjem elektrona s katodne površine.

Kondukcija je posljedica temperaturnog gradijenta unutar same elektrode a prijenos topline zračenjem rezultat je razlike u temperaturi elektrode i njene okoline. Emitiranje elektrona s katodne površine dominantan je mehanizam njezinog hlađenja. Naime, svaki elektron emitiran s vruće katode termoemisijom na sebe preuzima količinu energije (topline) koja odgovara njegovom izlaznom radu. Izlazni rad definiran je kao minimalna količina energije koju je potrebno uložiti kako bi elektron napustio površinu materijala u čvrstom agregatnom stanju. Izražava se u elektronvoltima (eV) a za većinu tehničkih čistih metala iznosi 4–5 eV [6].

Dodavanjem male količine različitih oksida u tehnički čisti volfram izlazni rad elektrona snizuje se sa 4 eV na 2,5 eV što rezultira poboljšavanjem termoemisivskih svojstava elektrode [8], [26].

Toplinsko opterećenje elektrode u DCEP konfiguraciji

Za slučaj DCEP TIG konfiguracije, volframova elektroda ima ulogu anode i izrazito je toplinski opterećena. Za toplinsko opterećenje volframove elektrode u DCEP konfiguraciji zaslužne su sljedeće komponente:

- kondenzacija elektrona,
- konduktivni prijenos topline iz električnog luka i
- ohmsko zagrijavanje.

Naime, osim ohmskog zagrijavanja i konduktivnog prijenosa topline iz električnog luka volframovu elektrodu u DCEP konfiguraciji intenzivno zagrijavaju i elektroni koji na nju pristižu iz električnog luka. Pristizanje elektrona na anodnu površinu i otpuštanje viška energije koji elektroni sadrže naziva se kondenzacija elektrona a ovaj mehanizam predstavlja najznačajniju komponentu toplinskog opterećenja anode. Toplina koju elektroni prilikom kondenzacije na anodi oslobađaju odgovara njihovom izlaznom radu — analogno toplini koju su preuzimali na sebe hladeći pritom volframovu elektrodu u DCEN konfiguraciji [6], [27].

Za odvođenje topline s volframove elektrode tijekom DCEP konfiguracije zaslužna su dva osnovna mehanizma:

- kondukcija topline prema hladnijem dijelu elektrode i
- zračenje prema okolini.

U odnosu na DCEN konfiguraciju, snažna komponenta hlađenja elektrode emitiranjem elektrona više nije prisutna, što rezultira slabijim hlađenjem toplinski snažno opterećene elektrode [27].

Toplinsko opterećenje radnog komada

Poznavanje inteziteta i distribucije toplinskog opterećenja kojim električni luk djeluje na površinu metala od primarne je važnosti za analizu i razumijevanje toplinskog polja koje se razvija u radnom komadu. Kao i kod volframove elektrode, toplinsko opterećenje radnog komada tijekom TIG zavarivanja ovisi o odabranoj konfiguraciji odnosno polaritetu. Standardna DCEN konfiguracija najčešće se koristi, a kontinuirano korištenje DCEP konfiguracije nije uobičajeno zbog velikog toplinskog opterećenja volframove elektrode. Međutim, DCEP konfiguracija izmjenjuje se s DCEN konfiguracijom pri korištenju izmjenične struje za zavarivanje.

Toplinsko opterećenje radnog komada u DCEN konfiguraciji

DCEN kao najčešće korištena TIG konfiguracija rezultira stabilnijim električnim lukom i manjim toplinskim opterećenjem volframove elektrode. Međutim, kod ove konfiguracije izostaje efekt katodnog čišćenja na radnom komadu što onemogućava zavarivanje metala poput aluminijskog i magnezijevog koji formiraju stabilan i temperaturno otporan oksidni sloj na svojoj površini.

Toplinsko opterećenje kojim DCEN-TIG zavarivanje djeluje na radni komad ima približno Gaussovu raspodjelu i može se podijeliti na tri različita mehanizma koji mu doprinose:

- kondenzacija elektrona,
- kondukcija topline iz električnog luka i

-
- zračenje topline iz električnog luka [25], [28].

Kondezacija elektrona najznačajnija je komponenta toplinskog opterećenja radnog komada u DCEN-TIG konfiguraciji [29]. Konduktivni prijenos topline iz električnog luka ima značajan udio u toplinskom opterećenju, dok na prijenos topline zračenjem otpada 1–10 % ukupnog toplinskog opterećenja [28], [30].

Toplinsko opterećenje radnog komada u DCEP konfiguraciji

Većina tehničkih metala svrstava se u kategoriju hladnih katoda. Napon u električnom luku tijekom TIG zavarivanja značajno je veći u slučaju emitiranja elektrona emisijom polja (DCEP) u odnosu na emitiranje elektrona termoemisijom s volframove elektrode (DCEN). Ovo povećanje napona uzrokovano je formiranjem snažnog električnog polja nužnog za uspostavljanje emisije polja. Katodno područje, tj. područje na radnom komadu iz kojeg se emisijom polja elektroni emitiraju u električni luk nije homogeno raspoređeno. Naime, u pravilu se emisija elektrona s hladne katode događa na više lokaliziranih i pokretnih područja koja se nazivaju katodnim točkama. Formiranje i gibanje katodnih točaka unutar katodnog područja ima stohastičan karakter a upravo se one smatraju zaslužnim za efekt katodnog čišćenja tj. odstajivanja oksidnog sloja s osnovnog metala tijekom DCEP faze. Učestala pojava katodnih točaka na oksidnoj površini uzrokovana je manjim izlaznim radom elektrona na sloju oksida u odnosu na osnovni metal. Iako su brojni autori istraživali mehanizam katodnog čišćenja i njegov učinak na proces zavarivanja, još uvijek ne postoji općeprihvaćeno fizikalno objašnjenje ove pojave [31], [32], [33].

Sukladno navedenom, toplinsko opterećenje radnog komada u DCEP konfiguraciji još uvijek nije jednoznačno definirano. Konvencionalna teorija tvrdi da je toplinsko opterećenje radnog komada tijekom DCEN polariteta veće u odnosu na DCEP polaritet [3]. Ovo se objašnjava izostankom komponente toplinskog opterećenja kondezacijom elektrona koja je u DCEP konfiguraciji prisutna na volframovoj elektodi. Međutim, postoje istraživanja provedena na izmjeničnoj struji koja osporavaju ove tvrdnje [34–37] i otvaraju mogućnost da je toplinsko opterećenje radnog komada tijekom DCEP faze veće u odnosu na DCEN fazu. Važno je napomenuti da različita istraživanja u pravilu koriste različite zavarivačke parametre tako da nisu u potpunosti usporediva. U svakom slučaju, prijenos topline na radnom komadu tijekom DCEP faze može se podijeliti na tri osnovne komponente:

- komponenta uzrokovana protokom električne energije u koju spadaju hlađenje emitiranjem elektrona i zagrijavanje neutralizacijom pozitivno nabijenih iona,
- komponentu konduktivnog prijenosa topline iz električnog luka i
- komponentu zračenja iz električnog luka [27].

Smatra se kako pojava katodnih točaka ima značajan udio u ukupnom toplinskom opterećenju radnog komada tijekom DCEP konfiguracije. Upravo na ovim mjestima generira se velika količina energije koja se utroši na zagrijavanje radnog komada ali i na katodno čišćenje oksida na površini i moguće lokano isparavanje metala [6]. Za preostale dvije komponente toplinskog opterećenja radnog komada tijekom DCEP faze — konduktivni prijenos i zračenje iz električnog luka — vrijedi pojašnjenje kao i kod DCEN faze.

Tok topline u radnom komadu

Toplina koju električni luk isporuči u radni komad širi se kroz njega konduktivnim i konvektivnim prijenosom topline. Konduktivni prijenos topline djeluje kao jedini mehanizam prijenosa topline sve do trenutka u kojem se pojavi lokalizirano taljenje radnog komada. Iako je količina rastaljenog metala u pravilu malena, konvektivni prijenos topline unutar taljevine može imati značajan utjecaj na dimenzije i geometriju zone taljenja ali i druga svojstva

zavarenog spoja [7], [38], [39], [40]. Odnos količine topline koja se u talini prenosi konvekcijom u odnosu na kondukciju definiran je bezdimenzionalnim Pecletovim brojem:

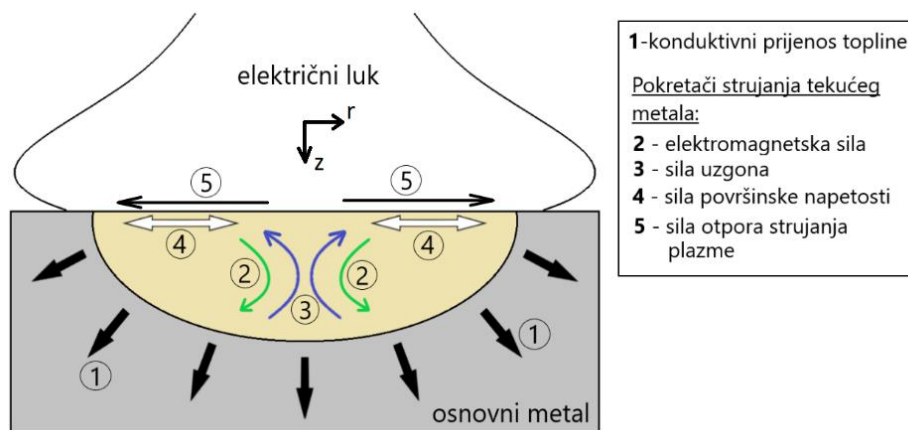
$$Pe = \frac{u\rho C_p L}{k} \quad 2.1$$

gdje je u brzina strujanja taline, ρ gustoća, C_p specifični toplinski kapacitet taline, L karakteristična duljina (radijus taline) i k koeficijent toplinske vodljivosti taline. Vrijedi pravilo da u tekućem metalu za velike vrijednosti Peclet broja ($\gg 1$) prevladava konvektivni prijenos topline, dok za mali Peclet broj ($\ll 1$) prevladava konduktivni prijenos topline [16]. Pecletov broj može se izraziti i preko umnoška Reynoldsovog i Prandtlovog broja:

$$Pe = Re \cdot Pr = \frac{u\rho L}{\mu} \cdot \frac{C_p \mu}{k} \quad 2.2$$

gdje je μ dinamički viskozitet taline.

Smjer konduktivnog prijenosa topline kroz osnovni metal u čvrstom agregatnom stanju te smjerovi konvektivnog strujanja s pripadnim pokretačkim silama tijekom TIG zavarivanja prikazani su na slici 2.5. Električni luk je stacionaran pa se prikazana konfiguracija može smatrati osnosimetričnom. Površina tekućeg metala je ravna tj. tlak kojim električni luk djeluje na nju je zanemaren, što je prihvatljiva pretpostavka za niže jakosti struje. Naglasak ove skice je stavljen na sile koje uzrokuju konvektivno strujanje tekućeg metala.



Slika 2.5. Mehanizmi prijenosa topline u osnovnom metalu i smjerovi djelovanja sila koje pokreću konvektivni prijenos topline

Toplina se konduktivnim prijenosom odvodi u smjeru suprotnom od temperaturnog gradijenta, prema hladnijim djelovima radnog komada. Intenzitet konduktivnog prijenosa topline ovisi o temperaturnom gradijentu i toplinskoj vodljivosti metala. Iako je količina taljevine kod TIG zavarivanja relativno malena konvektivni prijenos topline svakako može biti značajan faktor koji utječe na razvoj zone taljenja, posebno kod metala s manjom toplinskom vodljivošću. Konvektivni prijenos topline unutar tekućeg metala ponekad je vrlo intenzivan jer

brzine strujanja mogu dosegnuti i 1 m/s [7]. Sile koje ga utječu na konvekciju su: elektromagnetska (Lorentzova) sila, sila uzgona, sila površinske napetosti (Marangonijeva konvekcija) i sila otpora strujanju plazme. Rezultirajuće gibanje tekućeg metala ovisi o smjeru i intezitetu navedenih sila, odnosno njihovoj rezultanti.

Budući da električni tok u pravilu divergira nakon ulaska u metal, intezitet elektromagnetske sile smanjuje se udaljavanjem od površine tekućeg metala zbog smanjenja gustoće električne struje. Ukoliko bi u tekućem metalu djelovala samo elektromagnetska sila ona bi uzrokovala kružno strujanje koje bi pregrijanu talinu prenosilo prema dnu tekućeg metala povećavajući tako dubinu penetracije [11]. Brzine strujanja uzrokovane elektromagnetskom silom, ovisno o jakost struje iznose od 2 do 20 cm/s [7], [11].

Sila uzgona (prirodna konvekcija) nastaje zbog temperaturne razlike unutar tekućeg metala. Metal na višoj temperaturi ima manju gustoću zbog povećanja volumena uzrokovanog toplinskim širenjem. Sila uzgona djeluje suprotno od sile gravitacije te u položenoj poziciji zavarivanja na slici 2.5. nastoji uspostaviti kružno gibanje koje djeluje tako da povećava širinu zone taljenja. Brzine strujanja uzrokovane silom uzgona relativno se malene, od 1 do 3 cm/s [7], [11].

Gradijent površinske napetosti tekućeg metala smatra se dominantnim pokretačem konvektivnog strujanja u taljevini. Gradijent površinske napetosti nastaje kao posljedica temperaturnog gradijenta na površini tekućeg metala — temperatura na samom rubu taljevine odgovara likvidus temperaturi osnovnog metala dok je temperatura u centru taljevine značajno viša. Kako je vrijednost površinske napetosti ovisna o temperaturi, navedeni temperaturni gradijent rezultira i gradijentom površinske napetosti. Općenito, ukoliko na površini tekućine postoji razlika u površinskoj napetosti, tekućina se giba iz područja manje površinske napetosti prema području veće površinske napetosti. Ta pojava je poznata pod nazivom Marangonijeva konvekcija ili Marangonijev efekt. Iako se površinska napetost tekućeg metala obično smanjuje s povećanjem temperature, dokazano je kako relativno mali udio površinskih aktivnih elemenata kao što su sumpor i kisik može rezultirati suprotnim ponašanjem [11], [41], [42]. Obzirom na navedeno, može se očekivati da Marangonijeva konvekcija nastoji uspostaviti površinsko strujanje tekućeg metala prema centru ili prema rubu taljevine, ovisno o ponašanju površinske napetosti s promjenom temperature. Strujanje prema centru formiralo bi kružno gibanje koje promiče dublju penetraciju, dok bi strujanje prema rubu taljevine povećavalo širinu zone taljenja, slika 2.5. Brzine strujanja uzrokovane Marangonijevom konvekcijom kreću se između 20 do 100 cm/s [7], [11].

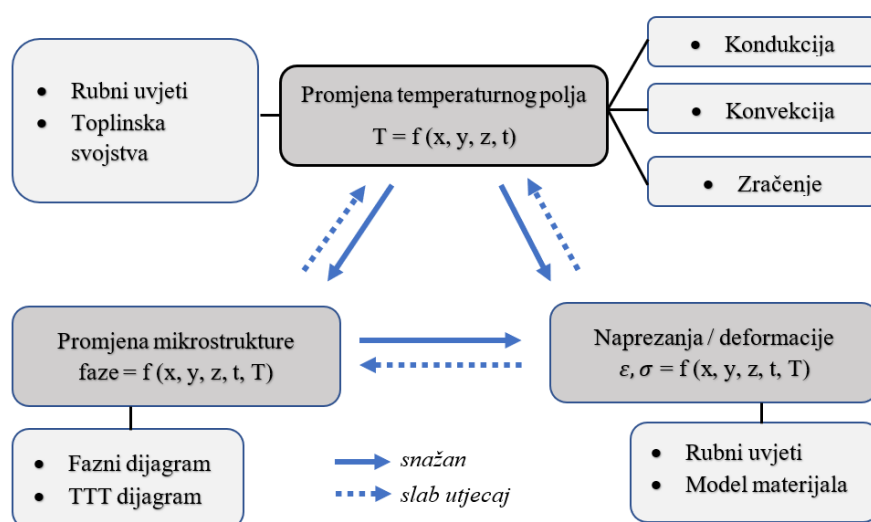
Sljedeća sila koja utječe na gibanje tekućeg metala posljedica je strujanja plazme uz njegovu površinu. U jednostavnoj osnosimetričnoj konfiguraciji prema slici 2.5, plazma struji u radijalnom smjeru neposredno nad tekućim metalom, od centra taljevine prema njezinom rubu. Zbog razlike u brzini gibanja površine tekućeg metala i plazme nad njim stvara se odgovarajuća sila otpora koja nastoji pokrenuti radijalno strujanje na površini tekućeg metala. Ona u pravilu djeluje od centra taljevine prema njezinom rubu jer plazma ima veću brzinu od tekućeg metala. Dakle, sila otpora strujanju plazme nastoji formirati kružno gibanje koje bi pregrijani tekući metal prenosilo prema rubu taljevine, što bi širilo zonu taljenja. Brzine strujanja uzrokovane silom otpora strujanja plazme iznose do 50 cm/s [7], [11].

Osim opisanih mehanizama prijenosa topline koji djeluju unutar radnog komada, toplina se također prenosi s radnog komada na njegovu okolinu. U pravilu se radi o hlađenju prirodnom konvekcijom i zračenjem, a do izmjene topline može doći i na mjestima gdje radni komad ostvaruje toplinski kontakt s okolnim materijalima (radni stol, naprave za učvršćavanje i sl.).

2.4. Modeliranje TIG zavarivanja

Jedna od uloga matematičkog modeliranja zavarivačkog procesa je olakšati i ubrzati razvoj tehnologije zavarivanja te smanjiti troškove povezane s njom. Korištenje matematičkog modela neće u potpunosti eliminirati potrebu za eksperimentima, ali može značajno smanjiti njihov broj usmjeravajući odluke o postupku zavarivanja izravnije prema rješenju koje rezultira zadovoljavajućim zavarenim spojem. Navedeno osobito vrijedi za proizvode velike dodane vrijednosti kod kojih su probna proizvodna testiranja i pogreške veoma skupe. Nadalje, modeliranje zavarivačkog procesa neizravno može poboljšati pouzdanost i trajnost zavarene konstrukcije. Primjerice, združivanjem modela koji se koristi za proračun temperaturnog polja s modelom koji izračunava naprezanja uzrokovana zavarivanjem moguće je optimirati postupak zavarivanja tako da se minimaliziraju deformacije radnog komada [43]. Analogno, združivanjem toplinskog modela zavarivačkog procesa s modelom mikrostrukturnih promjena zavarivanog metala moguće je proširiti saznanja o njihovom međudjelovanju i tako usmjeriti definiranje postupka zavarivanja prema smanjenju neželjenih mikrostrukturnih promjena u zoni utjecaja topline [44]. Osim što se matematičko modeliranje koristi za analizu posljedica zavarivačkog procesa — naprezanja, deformacije, mikrostrukturne promjene u radnom komadu — modeliranje popraćeno prikladno dizajniranim eksperimentima i validacijom modela pridonosi boljem fundamentalnom razumijevanju kompleksnih zbivanja koje se kriju iza procesa.

Središnji problem matematičkog modeliranja zavarivanja taljenjem obuhvaća izračun temperaturnog polja koje nastaje kao rezultat interakcije izvora topline i radnog komada. Poznavanje vremenski promjenjivog temperaturnog polja u radnom komadu omogućuje određivanje zone taljenja ali i daljnju analizu promjena uzrokovanih zavarivanjem poput mikrostrukturnih promjena te naprezanja i deformacija uzrokovanih zavarivanjem, slika 2.6. Naime, toplinski ciklus kojem je metal prilikom zavarivanju izložen, svojom dinamikom definira promjene u mikrostrukтури, što u konačnici utječe na mehanička i druga svojstva u zoni utjecaja topline. Kada je riječ o naprezanju i deformaciji radnog komada, oni su izravna posljedica nehomogenog temperaturnog polja induciranog toplinskim izvorom tijekom zavarivanja. Nehomogeno temperaturno polje uzrokuje neravnomjerno toplinsko širenje radnog komada (područje radnog komada bliže toplinskom izvoru zagrijava se na veće temperature) uslijed čega nastaju unutarnja naprezanja i deformacije.



Slika 2.6. Promjene uzrokovane zavarivanjem, njihov međusobni utjecaj i ulazni podaci

Matematičko modeliranje procesa zavarivanja započelo je 1930-ih kad su Rosenthal i Rykalin razvili jednostavne analitičke modele pomoću kojih se moglo približno točno izračunati zavarivanjem uzrokovane temperaturne promjene u radnom komadu [44]. Neka od pojednostavljena uključenih u ove modele su: temperaturno-nezavisna svojstva materijala, jednostavni točkasti ili linijski izvor topline, zanemareni toplinski gubitci s radnog komada itd. Iako se zbog njihove praktičnosti slični analitički modeli još uvijek povremeno koriste, razvoj računala i numeričkih metoda poput metode konačnih elemenata ili metode kontrolnih volumena omogućio je definiranje znatno složenijih ali točnijih modela procesa zavarivanja [45], [46]. Numerički modeli na današnjem stupnju razvoja, uz odgovarajuću eksperimentalnu validaciju, doprinose rješavanju praktičnih zavarivačkih problema i poboljšavaju fundamentalno razumijevanje procesa zavarivanja [8], [11]. Unatoč navedenom, modeliranje procesa zavarivanja još uvijek nije postalo standardni dio proizvodnog procesa jer je implementacija zahtjevna, i ne postoji pouzdana baza podataka koja bi sadržavala visokotemperaturna svojstva materijala koji se zavaruju [47].

U većini slučajeva problem izračuna temperaturnog polja uzrokovanog zavarivanjem može se analizirati nezavisno o mikrostrukturnim promjenama, naprezanju i deformaciji. Razlog tome je što fazne promjene u mikrostrukтури mogu rezultirati manjim promjenama toplinskih svojstava metala a plastične deformacije tijekom zavarivanja oslobađaju relativno malu količina topline koja nije dovoljna za značajniju promjenu temperature radnog komada [44]. Proračunu temperaturnog polja uzrokovanog zavarivanjem moguće je pristupiti na različite načine, ovisno o problemu za koji je model razvijen, usvojenim pretpostavkama i dostupnim računalnim resursima. Prijenos topline tijekom elektrolučnog zavarivanja uključuje kondukciju, konvekciju i zračenje a utjecaj na prijenos topline imaju i elektroni koji prenose toplinu između anode i katode [6], [10]. Odluku o tome koje od navedenih mehanizama modeliranjem obuhvatiti treba detaljno razmotriti prije razvoja modela.

U ovom poglavlju izložen je pregled literature u kojoj su autori modelirali TIG proces zavarivanja. Razmotreni su različiti pristupi modeliranju što primarno ovisi o problemu za koji je model razvijen. Tako su pojedini autori modelirali samo područje električnog luka dok se veliki dio autora usredotočio na modeliranje radnog komada gdje je električni luk uključen kao rubni uvjet. Nadalje, prilikom modeliranja radnog komada moguće je razmatrati samo konduktivni prijenos topline zanemarujući konvekciju unutar tekućeg metala. Ukoliko pak modeliranje radnog komada uključuje i konvektivni prijenos topline u tekućem metalu, potrebno je modelom obuhvatiti više složenih fizikalnih pojava koje uzrokuju njegovo strujanje. U literaturi se mogu pronaći i modeli koji združuju sve tri domene: radni komad, električni luk i voframovu elektrodu — modeli ovoga tipa su najsloženiji i zahtjevaju značajne računalne resurse.

2.4.1. Modeliranje električnog luka

Modeliranje električnog luka postalo je moguće zahvaljujući razvoju numeričkih metoda i povećanju dostupne računalne snage. Razumljivo je da modeliranjem nije moguće u potpunosti zamijeniti eksperimentalna mjerenja — modelom nije moguće obuhvatiti svu kompleksnost električnog luka a eksperimenti su neophodni za validiranje modela. Međutim, modeliranjem je stvoren alat koji značajno proširuje mogućnosti izravnog opažanja i mjerenja. Gotovo svi modeli električnog luka kod TIG zavarivanja razvijeni su za DCEN konfiguraciju. U ovoj konfiguraciji elektroni se emitiraju s volframove elektrode dobro poznatim mehanizmom termoemisije što olakšava matematičku reprezentaciju problema. U nastavku ovog podpoglavlja izložene su osnovne konstitutivne jednadžbe i rubni uvjeti koji se koriste za

modeliranje električnog luka kao i primjeri iz literature u kojima je vidljiva tipična primjena ovakvih modela.

Konstitutivne jednadžbe u domeni električnog luka

Osnovna fizikalna zbivanja u električnom luku matematički su obuhvaćena kroz konstitutivne jednadžbe. Pod konstitutivne diferencijalne jednadžbe koje opisuju zbivanja u domeni električnog luka ubrajaju se:

- jednadžba kontinuiteta,
- zakon o očuvanju količine gibanja,
- zakon o očuvanju energije i
- zakon o očuvanju naboja.

Zajednički, generalizirani oblik navedenih konstitutivnih jednadžbi za vremenski stacionaran slučaj prema [28] i [48] glasi:

$$\vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{v} \Phi) = \vec{\nabla} \cdot (\Gamma_{\Phi} \vec{\nabla} \Phi) + S_{\Phi} \quad 2.3$$

gdje je ρ gustoća, \vec{v} vektor brzine, Γ_{Φ} koeficijent difuzije, S_{Φ} izvor ili ponor a Φ skalarna varijabla čije rješenje se traži. Modeliranje električnog luka, zbog svojih posebnosti, zahtjeva uključivanje dodatnih članova (izvora ili ponora) u pojedine konstitutivne jednadžbe. Tako se u zakon o očuvanju količine gibanja uključuju članovi koje predstavljaju djelovanje elektromagnetske sile na električni luk. Nadalje, u zakon o očuvanju energije potrebno je uključiti tri dodatna člana — ohmsko zagrijavanje u električnom luku, toplinske gubitke uslijed zračenja i prijenos topline uzrokovan Thompsonovim efektom. Kako bi se smanjili računalni zahtjevi prilikom modeliranja električnog luka često se iskorištava osnosimetrična konfiguracija nepokretnog (stacionarnog) električnog luka, što problem analize prebacuje iz trodimenzionalnog u dvodimenzionalni prostor. U tablici 2.1., sukladno jednadžbi 2.3, pojedinačno je detaljnije prikazana svaka od navedenih konstitutivnih jednadžbi s pripadnim izvorima/ponorima za osnosimetričnu konfiguraciju električnog luka.

Tablica 2.1. Konstitutivne jednadžbe u domeni električnog luka, prilagođeno prema [28], [48]

Jednadžba kontinuiteta	2.4
Φ 1	
Γ_{Φ} 0	
S_{Φ} 0	
Zakon o očuvanju količine gibanja (aksijalni smjer)	2.5
Φ u – brzina u aksijalnom smjeru	
Γ_{Φ} μ – dinamički viskozitet	
S_{Φ} $-\frac{\partial P}{\partial z} + 2\frac{\partial}{\partial z}\left(\mu\frac{\partial u}{\partial z}\right) + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\mu r\left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial z}\right)\right] - \frac{2}{3}\frac{\partial}{\partial z}\left[\mu\left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(rv)\right)\right] + j_r \cdot B_{\theta}$	
Zakon o očuvanju količine gibanja (radijalni smjer)	2.6
Φ v – brzina u radijalnom smjeru	

Γ_Φ μ – dinamički viskozitet

$$S_\Phi = -\frac{\partial P}{\partial r} + \frac{2}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\mu r \frac{\partial v}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial r} \right) \right] - \frac{21}{3r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\mu r \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (rv) \right) \right] - \mu \frac{2v}{r^2} - j_z \cdot B_\theta$$

Zakon o očuvanju energije

2.7

Φ T - temperatura

Γ_Φ κ - toplinska difuzivnost

$$S_\Phi = \frac{j_r^2 + j_z^2}{\sigma} - U + \frac{5 k_B}{2 e} \left(j_z \frac{\partial T}{\partial z} + j_r \frac{\partial T}{\partial r} \right)$$

Zakon o očuvanju naboja

2.8

Φ U - električni potencijal

Γ_Φ σ - električna vodljivost

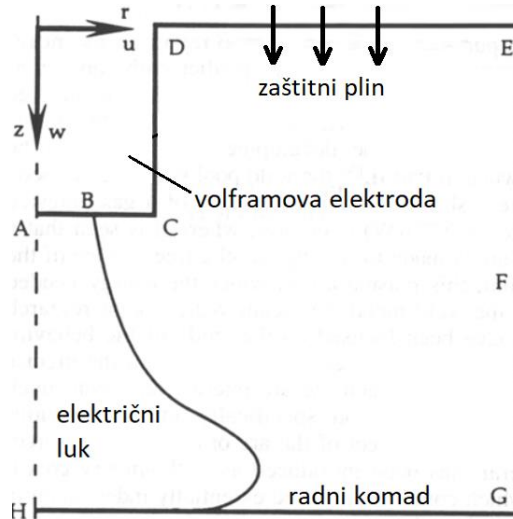
S_Φ 0

U zakonu o očuvanju količine gibanja u aksijalnom smjeru (jednadžba 2.5) član $\frac{\partial P}{\partial z}$ predstavlja gradijent tlaka u aksijalnom smjeru a član $j_r \cdot B_\theta$ je komponenta elektromagnetske sile u aksijalnom smjeru gdje je j_r gustoća električnog toka u radijalnom smjeru a B_θ gustoća kružnog magnetskog polja formiranog oko električnog luka. Analogija vrijedi u zakonu o očuvanju količine gibanja u radijalnom smjeru (jednadžba 2.6) gdje $\frac{\partial P}{\partial r}$ predstavlja gradijent tlaka u radijalnom smjeru a $j_z \cdot B_\theta$ radijalnu komponentu elektromagnetske sile gdje su j_z i B_θ gustoća električnog polja u aksijalnom smjeru odnosno gustoća kružnog magnetskog polja.

U zakonu o očuvanju energije (jednadžba 2.7) član $\frac{j_r^2 + j_z^2}{\sigma}$ obuhvaća ohmsko zagrijavanje, σ je električna vodljivost zaštitnog plina; član U obuhvaća toplinske gubitke zračenjem iz električnog luka; član $\frac{5 k_B}{2 e} \left(j_z \frac{\partial T}{\partial z} + j_r \frac{\partial T}{\partial r} \right)$ obuhvaća prijenos topline uzrokovan Thompsonovim efektom, k_B je Boltzmanova konstanta ($1,380 \times 10^{-23} J \cdot K^{-1}$), e je naboj elektrona ($1,602 \times 10^{-19} C$) [28].

Rubni uvjeti za domenu električnog luka

Za rješavanje konstitutivnih jednadžbi koje definiraju matematički model električnog luka nužno je odrediti odgovarajuće rubne uvjete na granicama domene. Pregledom literature utvrđeno je da ne postoji konsenzus oko odabira rubnih uvjeta pri modeliranju električnog luka. Ovo je posebno izraženo na rubu volframove katode (DCEN konfiguracija) gdje se kao kritični rubni uvjet nameće odabrana gustoća električnog toka koja ima značajan utjecaj na rezultate proračuna. Na slici 2.7. prikazana je tipična osnosimetrična geometrija koja se koristi za modeliranje električnog luka a rubni uvjeti korišteni u literaturi [28] i [49] nalaze se u tablici 2.2.



Slika 2.7. Osnosimetrična DCEN-TIG konfiguracija, [49]

U tablici 2.2 gustoća električnog toka na volframovoj katodi označena je s j_c a izračunava se dijeljenjem jakosti struje zavarivanja I s površinom kroz koju se električni tok ostvaruje ($R_c^2\pi$) gdje je R_c radijus katodne točke. Radijus R_c podešava se tako da rezultirajući električni tok ima intezitet $6,5 \times 10^7 \text{ Am}^{-2}$, uz zadanu struju zavarivanja I . Ovaj pristup autori opravdavaju mjerenjima koja su utvrdila približno konstantnu gustoću električnog toka ($6,5 \times 10^7 \text{ Am}^{-2}$) na volframovoj elektrodi za širi raspon jakosti struje [6], [49]. Brzine strujanja plazme u radijalnom smjeru r i aksijalnom smjeru z označene su slovima u i v , T je temperatura, V je napon, A_z i A_r su magnetski vektorski potencijali u radijalnom i aksijalnom smjeru.

Tablica 2.2. Rubni uvjeti za model električnog luka, prilagođeno prema [49] i [50]

Veličina	Područje							
	AB	BC	CD	DE	EF	FG	GH	HA
u / ms^{-1}	0	0	0	0	$\frac{\partial u}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial u}{\partial r} = 0$	0	0
v / ms^{-1}	0	0	0	ovisno o protoku zaštitnog plina	$\frac{\partial v}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial v}{\partial r} = 0$	0	$\frac{\partial v}{\partial r} = 0$
T / K	3000	3000	3000	1000	1000	1000	1000	$\frac{\partial T}{\partial r} = 0$
V / V	$j_c = \frac{I}{R_c^2\pi}$	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$	0	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$
A_z / Wm^{-1}	$\frac{\partial A_z}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial r} = 0$
A_r / Wm^{-1}	$\frac{\partial A_r}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial r} = 0$

Odabrana temperatura ruba uz anodu u modelima električnog luka obično iznosi 1000 K. Ova temperatura približno odgovara temperaturi vodom hlađene bakrene anode koja se koristi kako bi se izbjeglo taljenje anodne površine prilikom mjerenja temperature električnog luka ili mjerenja inteziteta i distribucije topline u luku. Na rubovima domene kroz koje struji zaštitni plin također je ustaljeno pravilo odabrati temperaturu od 1000 K ili temperaturu okoliša ako su ovi rubovi znatno udaljeni od električnog luka. Odabrana temperatura vrha volframove elektrode u modelima električnog luka obično se nalazi u rasponu 3000-3500 K što približno odgovara eksperimentalnim mjerenjima [24].

Nakon definiranja rubnih uvjeta, slijedi rješavanje konstitutivnih diferencijalnih jednadžbi. Problem se u pravilu može riješiti isključivo numeričkim pristupom, a njegovim rješavanjem određuju se tražene nepoznanice u domeni tj. električnom luku i to polje tlaka, radialna i aksijalna komponenta brzine, temperaturno polje, polje električnog napona i magnetsko polje.

Primjene modela električnog luka

U tablici 2.3 zbirno su prikazana istraživanja u kojima su autori modelirali električni kod TIG zavarivanja, istaknuta je odabrana jakost struje, duljina električnog luka i način validacija modela. Kroz pregled znanstvene literature usmjerene na modeliranje električnog luka TIG procesa zavarivanja ustanovljene su pretpostavke na kojima se ovakvi modeli temelje, konstitutivne jednadžbe koje opisuju fiziku električnog luka i tipični rubni uvjeti koji se u modelima koriste. U pravilu se modelira DCEN TIG konfiguracija jer fizikalna zbivanja tijekom DCEP konfiguracije još uvijek sadrže niz nepoznanica koje otežavaju modeliranje. Iako su neki od modela električnog luka trodimenzionalni, zbog manjih zahtjeva za računalnim resursima veliki broj autora odlučuje se za osnosimetričnu dvodimenzionalnu konfiguraciju.

Tablica 2.3. Istraživanja u kojima je modeliran električni luk kod TIG zavarivanja

Literatura	Jakost struje / A Duljina luka / mm	Validacija modela	Napomene i rezultati
[15]	- 100 / 200 / 300 - 10 / 20	Temperature u električnom luku	Gustoća električne struje iznimno važan rubni uvjet na katodi
[28]	- 100 / 200 - 3	Temperature u luku iz [15] i toplinsko opterećenje iz [19]	Prisutnost metalnih para može promijeniti distribuciju električnog i toplinskog toka na anodi
[49]	- 100 / 200 / 300 - 1,5 / 2 / 6,3 / 10	Temperature u luku iz [15] i toplinsko opterećenje iz [19]	Model uspješno validiran, koristi će se kao rubni uvjet za domenu radnog komada
[51], [52]	- 100 / 200 / 300 - 10	Temperature u luku iz [15] i toplinsko opterećenje iz [19]	Razvijeni 3D model luka koristit će se za analizu konfiguracija koje nisu osnosimetrične, npr. za utjecaj vanjskog magnetskog polja na na geometriju i položaj električnog luka.
[53]	- 200 - 2 / 5 / 10	Temperature u luku iz [15] i [54]	Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode na toplinsko opterećenje — maksimum na 30° do 60° kod kraćeg el. luka
[55]	- 150 / 200 - 5	Toplinsko opterećenje iz [19] i [56]	Prikladan odabir diskretizacijih elemenata uz katodu i anodu pojednostavljuje model i ubrzava izračun rješenja

[57]	- 130 - 2 / 5	Usporedba izračunate i stvarne zone taljenja	Elektroda pod kutem od 70°, 3D model. Vršni kut elektrode nema značajan utjecaj na distribuciju el. toka na radnom komadu ali utječe na brzinu strujanja plazme.
------	------------------	--	--

Eksperimentalna mjerenja koja služe za validiranje modela električnog luka obično se, zbog komplicirane provedbe, preuzimaju iz drugih istraživanja koja se smatraju pouzdanima. Autori su validirane modele koristili za određivanje inteziteta i distribucije toplinskog i električnog opterećenja na radnom komadu — ovako dobiveni rezultati mogu se koristiti kao rubni uvjet u modelima koji razmatraju isključivo domenu radnog komada. Također, vidljivo je kako se modeli električnog luka mogu iskoristiti za analizu utjecaja nekih od zavarivačkih parametara (jakost struje, duljina električnog luka, vršni kut volframove elektrode) na toplinsko opterećenje radnog komada.

2.4.2. Modeliranje radnog komada

Značajan broj razvijenih numeričkih modela usmjerava se isključivo na domenu radnog komada, omogućavajući tako dublju analizu zavarivanjem uzrokovanih promjena u njemu. Ovakvi modeli ne obuhvaćaju zbivanja u električnom luku izravno, ali je djelovanje električnog luka na radni komad u model uključeno kao rubni uvjet. U ovom podpoglavlju predstavljene su konstitutivne jednadžbe koje obuhvaćaju osnovna fizikalna zbivanja u radnom komadu tijekom TIG zavarivanja. Pojašnjeni su i pripadni rubni uvjeti s naglaskom na one koji opisuju djelovanje električnog luka na radni komad. Modeli koji se temelje na konduktivnom prijenosu topline analizirani su odvojeno od modela koji obuhvaćaju i konvektivni prijenos topline u tekućem metalu.

Konstitutivne jednadžbe u domeni radnog komada

Sažet prikaz konstitutivnih jednadžbi za vremenski nestacionaran slučaj koje vrijede u domeni radnog komada sadržan je u jednadžbi 2.9:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\Phi) + \vec{v} \cdot (\rho\vec{v}\Phi) = \vec{v} \cdot (\Gamma_{\Phi}\vec{\nabla}\Phi) + S_{\Phi} \quad 2.9$$

gdje je ρ gustoća, Φ skalarna varijabla čije rješenje se traži, \vec{v} vektor brzine, Γ_{Φ} koeficijent difuzije a S_{Φ} izvor ili ponor unutar domene. Iz ove jednadžbe izvodi se:

- jednadžba kontinuiteta,
- zakon o očuvanju količine gibanja,
- zakon o očuvanju energije,
- zakon o očuvanju naboja i
- jednadžba za magnetski vektorski potencijal, tablica 2.4.

Ovisno o usvojenim pojednostavljenima, modeliranje ne mora nužno uzeti u obzir sve navedene konstitutivne jednadžbe. Primjerice, u nekim modelima radnog komada zanemaren je konvektivni prijenos topline u tekućem metalu i razmatra se samo konduktivni prijenos topline. Ova pretpostavka može biti opravdana, što ovisi o konkretnom problemu. Potrebno je napomenuti da za izračun gustoće magnetskog polja B u radnom komadu, nije nužno koristiti konstitutivne jednadžbe za vektorski potencijal A . Naime, kao i kod električnog luka, za izračun je moguće iskoristiti Amperov zakon. Također, pristup nekih autora ne uključuje izračun magnetskog polja nego se koriste analitički izrazi koji izravno definiraju intezitet

elektromagnetske sile u radnom komadu, ovisno o udaljenosti od mjesta gdje električni luk djeluje ([58], [59] i [60]).

Tablica 2.4. Konstitutivne jednadžbe za domenu radnog komada, prilagođeno prema [28], [48]

Jednadžba kontinuiteta		2.10
Φ	1	
Γ_Φ	0	
S_Φ	0	
Zakon o očuvanju količine gibanja (aksijalni smjer)		2.11
Φ	u - brzina u aksijalnom smjeru	
Γ_Φ	μ - viskozitet	
S_Φ	$-\frac{\partial P}{\partial z} + 2\frac{\partial}{\partial z}\left(\mu\frac{\partial u}{\partial z}\right) + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\mu r\left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial z}\right)\right] - \frac{2}{3}\frac{\partial}{\partial z}\left[\mu\left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(rv)\right)\right] + j_r \cdot B_\theta - Mu - \rho g\beta(T - T_l)$	
Zakon o očuvanju količine gibanja (radijalni smjer)		2.12
Φ	v - brzina u radijalnom smjeru	
Γ_Φ	μ - viskozitet	
S_Φ	$-\frac{\partial P}{\partial r} + \frac{2}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(\mu r\frac{\partial v}{\partial r}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left[\mu\left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial r}\right)\right] - \frac{2}{3}\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\mu r\left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(rv)\right)\right] - \mu\frac{2v}{r^2} - j_z \cdot B_\theta - Mv$	
Zakon o očuvanju energije		2.13
Φ	T - temperatura	
Γ_Φ	κ^{eq} - ekvivalentna toplinska difuzivnost	
S_Φ	$\frac{j_r^2 + j_z^2}{\sigma}$	
Zakon o očuvanju naboja		2.14
Φ	U - električni potencijal	
Γ_Φ	σ - električna vodljivost	
S_Φ	0	
Aksijalni magnetski vektorski potencijal		2.15
Φ	A_z	
Γ_Φ	1	
S_Φ	$\mu_0 j_z$	
Radijalni magnetski vektorski potencijal		2.16
Φ	A_r	
Γ_Φ	1	
S_Φ	$\mu_0 j_r - \frac{A_r}{r^2}$	

U zakonu o očuvanju količine gibanja u aksijalnom smjeru (jednadžba 2.11) dodani su članovi Mu i $\rho g\beta(T - T_l)$. Član M odnosi se na Carman-Kozeny jednadžbu kojom se opisuje tok fluida (tekućeg metala) kroz plupropusno područje u radnom komadu. Polupropusno područje

okružuje metal u tekućem stanju a nalazi se između solidus i likvidus temperature. Jednadžba za član M glasi:

$$M = -C \left(\frac{(1 - f_l)^2}{f_l^3 + B} \right) \quad 2.17$$

gdje je C konstanta ovisna o morfologiji polupropusnog područja (red veličine 10^6 za metale), B je mala pozitivna vrijednost (tipično 10^{-6}) koja spriječava djeljenje s nulom a f_l udio tekuće faze u diskretizacijskom elementu koji se definira na sljedeći način:

$$f_l = \begin{cases} 0, & T < T_s \\ \frac{T - T_s}{T_l - T_s}, & T_s < T < T_l \\ 1, & T > T_l \end{cases} \quad 2.18$$

U jednadžbi 2.18 T_s i T_l su solidus odnosno likvidus temperatura osnovnog metala. Član $\rho g \beta (T - T_l)$ u zakonu o očuvanju količine gibanja u aksijalnom smjeru obuhvaća silu uzgona prema Boussinesq-ovoj aproksimaciji. Gustoća je označena simbolom ρ , g je sila gravitacije a β je koeficijent toplinske ekspanzije. U zakon o očuvanju količine gibanja u radijalnom smjeru (jednadžba 2.12) dodan je samo član koji obuhvaća Carman-Kozeny relaciju, analogno kao za aksijalni smjer.

U zakon o očuvanju energije u radnom komadu (jednadžba 2.13) dodan je član $\frac{j_r^2 + j_z^2}{\sigma}$ koji se odnosi na ohmsko zagrijavanje, njegov doprinos je relativno malen zbog velike električne vodljivosti (σ) metala. Nadalje, kroz zakon o očuvanju energije u obzir je uzet i doprinos latentne topline koja se pojavljuje kod taljenja i skrućivanja metala u području koje se nalazi između likvidus i solidus temperature. Utjecaj latentne topline na temperaturno polje može se obuhvatiti modificirajući specifični toplinski kapacitet metala tako da se dobije ekvivalentna toplinska difuzivnost prema sljedećim izrazima:

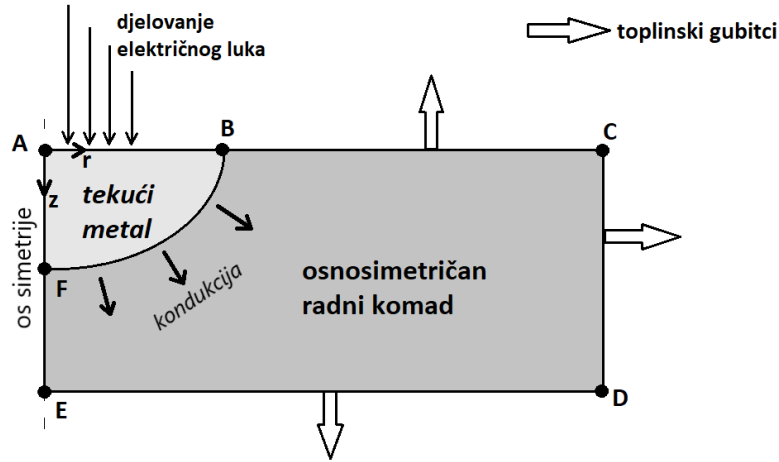
$$C_p^{eq} = C_p + L_f \frac{df_l}{dT} \quad 2.19$$

$$\kappa^{eq} = \frac{\alpha}{\rho C_p^{eq}} \quad 2.20$$

U jednadžbi 2.19 C_p^{eq} je ekvivalentni specifični toplinski kapacitet a C_p je standardni specifični toplinski kapacitet, L_f je latentna toplina taljenja a f_l već definirani udio tekuće faze u diskretizacijskom elementu (izraz 2.21). U jednadžbi 2.20 κ^{eq} predstavlja ekvivalentnu toplinsku difuzivnost, a α je koeficijent toplinske vodljivosti.

Rubni uvjeti za domenu radnog komada

Kako bi matematička formulacija zavarivanjem uzrokovanih zbivanja u radnom komadu bila cjelovita, uz odabrane konstitutivne jednadžbe potrebno je definirati odgovarajuće rubne uvjete. Tipična osnosimetrična konfiguracija, često korištena za modeliranje utjecaja TIG procesa zavarivanja na radni komad, prikazana je na slici 2.8. Model obuhvaća isključivo domenu radnog komada — područje označeno od A do F.



Slika 2.8. Osnosimetrična konfiguracija DCEN-TIG

Glavni rubni uvjet koji treba definirati u ovakvim modelima odnosi se na djelovanje električnog luka na radni komad. Jedan od mogućih pristupa je rješavanje nepoznanica u električnom luku kao zasebnog problema, a potom prijenos odgovarajućih rezultata poput gustoće električnog toka, toplinskog opterećenja i drugih na površinu radnog komada u obliku rubnih uvjeta [61], [62]. Ipak, autori se češće odlučuju za korištenje odgovarajućih matematičkih izraza koji opisuju djelovanje električnog luka na radni komad. Ovi izrazi definiraju distribuciju i intezitet toplinskog opterećenja, električnog toka i tlaka električnog luka na radnom komadu. U literaturi se, ovisno o modelu, može pronaći nekoliko izraza kojima se navedeno obuhvaća. Za slučaj osnosimetrične konfiguracije izrazi poprimaju sljedeći oblik [63]:

$$q_{arc}(r) = \frac{dVI\eta}{\pi R_q^2} e^{-\left(\frac{r}{R_q}\right)^2} \quad 2.22$$

$$j_{arc}(r) = \frac{dI}{\pi R_j^2} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{r}{R_j}\right)^2} \quad 2.23$$

$$p_{arc}(r) = \frac{\mu_0 I}{4\pi} j_{arc}(r) \quad 2.24$$

Sve tri jednadžbe imaju oblik Gaussove distribucije i djeluju na površini radnog komada, što je često usvajana pretpostavka kod analize stacionarnog električnog luka. Razvijeni modeli ne uključuju nužno utjecaj električnog toka i tlaka električnog luka na radni komad. Naime, elektromagnetska sila može se približno točno izračunati koristeći analitičke izraze a utjecaj tlaka električnog luka za manje jakosti struje često je zanemaren. Jednadžba 2.22 opisuje toplinsko opterećenje (q_{arc}) kojim električni luk djeluje na radni komad, V je napon u luku, I je struja zavarivanja, η je iskoristivost električnog luka, d je distribucijski faktor (obično između 0,5 i 3), r je udaljenost od osi simetrije a R_q efektivni radijus unutar kojeg električni luk djeluje na radni komad. Jednadžba 2.23 definira distribuciju i intezitet gustoće električnog toka (j_{arc}) iz električnog luka u radni komad a R_j je efektivni radijus koji ograničava područje na kojem djeluje električni luk. Jednadžba 2.24 opisuje djelovanje tlaka električnog luka (p_{arc}) na površinu radnog komada, μ_0 je magnetska permeabilnost a R_p efektivni radijus unutar kojeg tlak električni luka djeluje na radni komad.

Ukoliko se modelom TIG zavarivanja obuhvaća i konvektivni prijenos topline u tekućem metalu, potrebno je kroz rubne uvjete u model uključiti djelovanje Marangonijevog efekta i utjecaj strujanja plazme električnog luka nad površinom tekućeg metala. Obje pojave na površini tekućeg metala uzrokuju tangencijalno naprezanje koje je za osnosimetričnu geometriju definirano sljedećim jednadžbama:

$$\mu \frac{\partial u}{\partial z} = \tau_m + \tau_d \quad 2.25$$

$$\tau_m = f_L \frac{\partial \gamma}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial r} \quad 2.26$$

$$\tau_d = P_M \sqrt{\frac{r}{R_d}} e^{-\left(\frac{r}{R_d}\right)^2} \quad 2.27$$

Na lijevoj strani jednadžbe 2.25 dinamički viskozitet označen je s μ , radijalna komponenta brzine s u , a aksijalni smjer sa z . U jednadžbi 2.26 τ_m je tangencijalno naprezanje na površini tekućeg metala uzrokovano Marangonijevim efektom, f_L je udio tekuće faze u diskretizacijskom elementu, γ je površinska napetost a T je temperatura. Jednadžba 2.27 definira distribuciju i intezitet tangencijalnog naprezanja na površini tekućeg metala uzrokovanog silom otpora strujanju plazme (τ_d), P_M je maksimalni tlak električnog luka (u sredini tekućeg metala), a R_d distribucijski parametar.

Rubnim uvjetima potrebno je obuhvatiti i toplinske gubitke iz domene radnog komada, oni obično uključuju prirodnu konvekciju i zračenje prema okolini. Jednadžba koja definira intezitet prirodne konvekcije (q_c) glasi:

$$q_c = h(T - T_0) \quad (2.28)$$

gdje je h koeficijent konvektivnog prijenosa topline, T temperatura površine s koje se konvekcija odvija, a T_0 temperatura okoline. Zračenje s površine radnog komada (q_r) prema okolini definirano je sljedećom jednadžbom:

$$q_r = \sigma_B \varepsilon (T^4 - T_0^4) \quad (2.29)$$

gdje je σ_B Stefan-Boltzmannova konstanta ($5,67 \times 10^{-8} \text{ Wm}^2\text{K}^{-4}$), T temperatura površine koja zrači prema okolini, a ε koeficijent emisivnosti površine.

U tablici 2.5 prikazani su rubni uvjeti koji se koriste za modeliranje radnog komada pod utjecajem TIG zavarivanja. Model ne mora uključivati sve navedene rubne uvjete, što ovisi o opsegu fizikalnih pojava koje se modeliranjem zahvaća. Područja domene radnog komada na koja se rubni uvjeti primjenjuju označena su na slici 2.8.

Tablica 2.5. TIG zavarivanje, rubni uvjeti za radni komad, prilagođeno prema [28] i [64]

Veličina	Područje					
	AB	BC	CD	DE	EF	FA
u / ms^{-1}	jednadžba 2.25	0	0	0	0	0

v / ms^{-1}	0	0	0	0	0	$\frac{\partial v}{\partial r} = 0$
p / Pa	p_{arc} jednadžba 2.24	-	-	-	-	-
T / K	$q_{arc} - q_c - q_r$	$q_{arc} - q_c - q_r$	$-q_c - q_r$	$-q_c - q_r$	$\frac{\partial T}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial T}{\partial r} = 0$
V / V	j_{arc} jednadžba 2.23	j_{arc} jednadžba 2.23	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$	0	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial V}{\partial r} = 0$
A_z / Wm^{-1}	$\frac{\partial A_z}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_z}{\partial r} = 0$
A_r / Wm^{-1}	$\frac{\partial A_r}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial A_r}{\partial r} = 0$

Glavna poteškoća pri definiranju rubnih uvjeta u tablici 2.5 je određivanje nepoznatih parametara (distribucijski parametar d i efektivni radijusi) sadržanih u jednadžbama koje definiraju utjecaj električnog luka na domenu radnog komada (jednadžbe 2.22 do 2.24 i 2.27). Njihove vrijednosti moguće je preuzeti iz literature samo u slučaju jednakih zavarivačkih parametara, inače ih treba kalibrirati na temelju vlastitih eksperimenata.

Nakon što su za domenu radnog komada postavljeni odgovarajući rubni uvjeti, problem je matematički definiran a konstitutivne diferencijalne jednadžbe koje ga opisuju mogu se riješiti isključivo numeričkim pristupom. Rješavanje ovoga problema prije svega pruža uvid u zavarivanjem uzrokovane promjene temperaturnog polja u radnom komadu. Ukoliko model obuhvaća i konvektivni prijenos topline, rješenje obuhvaća i izračun polja tlaka i brzine u tekućem metalu. Dio modela za potrebe izračuna elektromagnetske sile određuje i polje električnog napona i magnetskog polja unutar domene.

Primjene konduktivnih modela

Pod konduktivne modele procesa zavarivanja ubrajaju se modeli koji zanemaruju konvektivni prijenos topline u radnom komadu odnosno u području tekućeg metala zavara. Ovakvi modeli impliciraju dominaciju konduktivnog prijenosa topline kroz radni komad tijekom zavarivanja, pojednostavljujući tako izračun rezultirajućeg temperaturnog polja. Konduktivni modeli zahtjevaju značajno manje računalnih resursa u usporedbi s modelima koji obuhvaćaju konvekciju u tekućem metalu, što proširuje njihovu primjenu i na zavarene konstrukcije većih dimenzija. Temperaturne promjene u radnom komadu izračunate na temelju konduktivnih modela najčešće se koriste za određivanje zavarivanjem uzrokovanih deformacija i zaostalih naprezanja te mikrostrukturnih promjena. Prilikom razvoja konduktivnog modela, najviše pažnje i vremena usmjereno je na definiranje odgovarajućeg toplinskog izvora koji predstavlja djelovanje električnog luka na radni komad. Tablica 2.6 prikazuje primjere konduktivnih modela razvijenih za potrebe matematičkog modeliranja procesa zavarivanja, njihove tipične primjene i različite modele toplinskog izvora koji se u konduktivnim modelima koriste.

Tablica 2.6. Istraživanja u kojima je korišten konduktivni numerički model procesa zavarivanja

Literatura	Model toplinskog izvora	Validacija modela	Napomene i rezultati	Osnovni metal
[65]	Goldakov dvostruki elipsoid	Usporedba eksperimentalnih mjerenja toplinskog ciklusa i zaostalih naprezanja iz istraživanja [66]	Pomoću konduktivnog modela. određene mikrostrukturne promjene, zaostala naprezanja te deformacije uzrokovane zavarivanjem	čelik HT-36
[67]	Točkasti izvor topline	Usporedba izmjerenih i izračunatih toplinskih ciklusa	Model je iskorišten za indirektan izračun iskoristivosti električnog luka	304
[68]	geometrijski oblik jaja	Usporedba izračunate i izmjerene zone taljenja	Razvijen novi model toplinskog izvora, zahtjeva relativno mali broj ulaznih parametara i vrlo je fleksibilan	AZ91 Al 5083
[69]	površinski izvor topline oblika elipse s Gaussovom distribucijom	Usporedba izmjerenih i izračunatih toplinskih ciklusa	Analiza prijenosa topline i mikrostrukturnih promjena, zavarivanje nehrđajućeg čelika. Prostor za poboljšanje modela u zoni utjecaja topline	304L
[70]	Goldakov dvostruki elipsoid	Usporedba izmjerenih i izračunatih toplinskih ciklusa	Model pouzdano predviđa mikrostrukturne promjene uzrokovane zavarivanjem	St37 i S304
[71]	Goldakov dvostruki elipsoid	Usporedba izračunatih i izmjerenih vrijednosti deformacije i toplinskih ciklusa	Model iskorišten za odabir optimalnog redosljeda zavarivanja kako bi se smanjile deformacije i zaostala naprezanja	SM400A
[72]	Goldakov dvostruki elipsoid	bez validacije	Istraživanje simulacijom — utjecaja brzine zavarivanja i toplinskog unosa na rezultirajuće temperaturno polje u radnom komadu.	niskouglični čelik
[73]	Goldakov dvostruki elipsoid	Usporedba izračunate i izmjerene deformacije, naprezanja i toplinskih ciklusa	Utvrđen utjecaj geometrijskih parametara modela toplinskog izvora i iskoristivosti električnog luka na dimezije zone taljenja	S460
[74]	Goldakov dvostruki elipsoid	Usporedba izračunate i izmjerene zone taljenja	Analiza odnosa između zavarivačkih parametara i parametara modela toplinskog izvora	304
[75]	Kružni površinski toplinski izvor	Usporedba izmjerenih i izračunatih toplinskih ciklusa	Razvijen novi model toplinskog izvora, zahtjeva samo dva parametra	superlegura HA188
[76]	Vremenski promjenjiv toplinski izvor	Usporedba izmjerenih i izračunatih toplinskih ciklusa	Toplinski izvor pogodan za modeliranje impulsnog TIG zavarivanja	Al 7075

Primjene konvektivnih modela

Pod konvektivne modele procesa zavarivanja o kojim je riječ u ovom podpoglavlju ubrajaju se modeli koji obuhvaćaju isključivo domenu radnog komada, te uz konduktivni prijenos topline obuhvaćaju i konvektivnu komponentu prijenosa topline koja je rezultat strujanja tekućeg metala. Kako bi se odredilo traženo temperaturno polje te polja brzine i tlaka, model mora obuhvaćati i proračun sila koje pokreću strujanje tekućeg metala (elektromagnetska sila, sila uzgona, Marangonijev efekt i sile otpora strujanju plazme). Izračun elektromagnetske sile (ukoliko se ne koriste jednostavni analitički izrazi) zahtjeva određivanje gustoće električnog i magnetskog toka u domeni. Sve navedeno sa sobom donosi niz novih informacija o zbivanjima u radnom komadu tijekom zavarivanja [39]. S druge strane, konvektivni modeli složeni su za implementaciju te zahtjevaju značajno više računalnih resursa u odnosu na konduktivne modele, zbog čega su u pravilu ne koriste za proračune duljih zavarenih spojeva. U tablici 2.7 zbirno su prikazana istraživanja u kojima su korišteni konduktivni numerički modeli TIG zavarivanja s naglaskom na rubne uvjete koji obuhvaćaju utjecaj električnog luka, postupak validacije modela te glavne napomene i rezultate vezane istraživanja.

Tablica 2.7. Istraživanja u kojima je korišten konvektivni numerički model procesa zavarivanja

Literatura	Rubni uvjet - utjecaj električnog luka	Validacija modela	Napomene i rezultati	Osnovni metal
[57]	Opterećenje preneseno iz modela električnog luka	Usporedba izračunate i stvarne zone taljenja	Elektroda pod kutem od 70°, 3D model. Povećanje vršnog kuta elektrode rezultira užom i dubljom zonom taljenja. Kraći luk rezultirao dubljom penetracijom.	304
[58], [59]	Gaussova distribucija toplinskog opterećenja i analitički izrazi za elektromagnetsku silu	Usporedba izračunate i stvarne zone taljenja	AC-TIG, iskoristivost električnog luka za DCEN fazu veća u odnosu na DCEP fazu.	Al 6061
[60]	Združena dva modela toplinskog izvora koja opisuju luk K-TIG procesa	Usporedba izračunate i stvarne zone taljenja	Provedeni izračuni ukazuju na mogućnost da sila otpora strujanju plazmi ima dominantnu ulogu u formiranju temperaturnog polja i polja brzine u tekućem metalu kod K-TIG procesa.	304
[61]	Opterećenje preneseno iz modela električnog luka	Eksperimentalni podaci (dimenzije zone taljenja) iz drugih istraživanja (nisu dostupni)	Isparavanje ima značajno slabiji utjecaj na ograničavanje maksimalne temperature na površini tekućeg metala u odnosu na Marangonijev efekt.	304
[62]	Opterećenje preneseno iz modela električnog luka	Usporedba s eksperimentalnim podacima (dimenzije zone taljenja) iz [56]	Marangonijev efekt i sila otpora strujanju plazme dominantni su pokretači strujanja tekućeg metala. Manji vršni kut volframove elektrode rezultira većom silom otpora strujanju plazmi na površini tekućeg metala, što rezultira širom zonom taljenja.	304

[64]	Gaussova distribucija toplinskog opterećenja i gustoće električne struje	Usporedba izračunatih i izmjerenih toplinskih ciklusa i zone taljenja	Model upotrijebljen za neizravni izračun iskoristivosti električnog luka.	304
[77]	Opterećenje preneseno iz modela električnog luka	Usporedba izračunate i stvarne zone taljenja	Usporedba konvencionalnog TIG procesa s impulsnim TIG procesom. Model demonstrira i snažan utjecaj količine sumpora u kemijskom sastavu nehrđajućeg čelika na zonu taljenja.	304
[78]	Gaussova distribucija tlaka, toplinskog opterećenja i elektromagnetske sile	Usporedba s eksperimentalnim podacima (dimenzije zone taljenja) iz [4]	Model omogućilo analizu oscilacija koje se javljaju na površini taljevine u procesu zavarivanja — deformacija slobodne površine.	304
[79], [80]	Gaussova distribucija toplinskog opterećenja i gustoće električne struje	Usporedba izračunatih i izmjerenih toplinskih ciklusa i zone taljenja	Marangonijeva konvekcija i elektromagnetska sila značajnije utječu na strujanje tekućeg metala od sile uzgona. Određen temperaturni gradijent i brzina skrućivanja — definiraju mikrostrukturne promjene i morfologiju zone taljenja.	CP AI
[81]	Gaussova distribucija toplinskog opterećenja i tlaka, analitički izrazi za elektromagnetsku silu	Usporedba izračunatih i izmjerenih zona taljenja	AC-TIG proces, deformacija slobodne površine. Analiza nepravilnosti oblika (zajed, neravnomjerno nadvišenje).	AI 2219
[82]	Gaussova distribucija toplinskog opterećenja i analitički izrazi za elektromagnetsku silu	Usporedba izračunatih i izmjerenih zona taljenja	AC-TIG proces. Marangonijeva konvekcija u slučaju potpune penetracije povećava širinu zone taljenja s donje strane uzorka. Manji toplinski unos za DCEP fazu.	AI 1060

Pregled literature koja sadrži numeričke modele TIG procesa zavarivanja ograničene na domenu radnog komada uključujući izračun konvektivnog prijenosa topline u tekućem metalu (konvektivni modeli) rezultirao je sljedećim zapažanjima. Konvektivni modeli koji koriste rubne uvjete prethodno izračunate pomoću modela električnog luka mogu se iskoristiti kao pokazatelj kako promjene u električnom luku utječu na toplinska zbivanja u radnom komadu. Primjerice, ovakav pristup može na temelju dva numerička modela (model električnog luka i model radnog komada) pojasniti utjecaj vršnog kuta volframove elektrode na geometriju i dimenzije rezultirajuće zone taljenja. Ipak, kod većine konvektivnih modela autori su se odlučili na rubne uvjete u obliku odgovarajućih matematičkih izraza koji predstavljaju utjecaj električnog luka na radni komad. U ove izraze ubrajaju se prije svega toplinsko opterećenje koje je uvijek uključeno u numerički model TIG procesa. Od ostalih izraza, koji se ne moraju nužno koristiti, ovisno o usvojenim pojednostavljenima, tu je gustoća električnog toka te izrazi koji opisuju utjecaj strujanja plazme na radni komad (tlak električnog luka i tangencijalno naprezanje uzrokovano silom otpora strujanju plazme). Navedeni izrazi obično imaju Gaussovu distribuciju i zahtjevaju nekoliko ulaznih parametara koje je potrebno odrediti mjerenjima ili kalibrirati uz pomoć prikladno osmišljenih eksperimenata. U pregledanoj literaturi, modeli TIG zavarivanja u kojima je utjecaj električnog luka uključen kao rubni uvjet, korišteni su za analizu interakcije toplinskog izvora i radnog komada (K-TIG,

impulsno TIG zavarivanje) ali i za indirektan izračun iskoristivosti električnog luka. Modeli koji uključuju deformaciju slobodne površine mogu se iskoristiti za izračun oscilacija koje se javljaju na površini tekućeg metala i analizu nepravilnosti oblika zavarenih spojeva. U literaturi se gotovo svi numerički modeli odnose na DCEN TIG konfiguraciju što se objašnjava činjenicom da modeliranje AC-TIG procesa sa sobom nosi posebne izazove zbog nedovoljno poznate toplinske i električne distribucije tijekom trajanja DCEP faze. Predstavljeni numerički modeli u pravilu se validiraju na eksperimentalnim podacima (ponekad preuzetim iz drugih istraživanja) uspoređujući izmjerene i izračunate vrijednosti — uglavnom dimenzije i oblik zone taljenja.

2.4.3. Združeni modeli električnog luka, radnog komada i elektrode

Pojedini autori odlučili su se na modeliranje TIG procesa pristupom koji u jednom združenom modelu objedinjuje domenu volframove elektrode, električnog luka i radnog komada. Popraćeni odgovarajućim eksperimentima, ovakvi modeli mogu pružiti niz vrijednih informacija o zbivanjima unutar promatrane domene. S druge strane, združeni modeli najslabiji su za implementaciju i zahtjevaju iznimno velike računalne resurse, zbog čega se često pribjegava osnosimetričnoj konfiguraciji i kratkim vremenima simulacije zavarivanja. Kod združenih modela primjenjuju se, u odgovarajućem dijelu domene, iste konstitutivne jednadžbe i rubni uvjeti kao kod modela koji analiziraju isključivo električni luk ili isključivo radni komad u procesu zavarivanja. Zbog toga su u nastavku ovoga podpoglavlja pojašnjene samo specifičnosti koje se odnose na združene modele. Kroz pregled dostupne znanstvene literature utvrđene su pretpostavke i pojednostavljenja koja se prilikom kreiranja združenog modela obično usvajaju, analizirane su tipične primjene združenih modela i nove spoznaje do kojih su ovakvi modeli doveli.

Konstitutivne jednadžbe za združene modele

Konstitutivne jednadžbe izložene u podpoglavljima posvećenima modeliranju električnog luka i radnog komada također se, u pripadajućem dijelu domene, koriste za modeliranje združenog modela. Navedene jednadžbe uključuju jednadžbu kontinuiteta, zakone o očuvanju količine gibanja, zakon o očuvanju energije, zakon o očuvanju naboja te jednadžbe magnetskog vektorskog potencijala. Za modeliranje se usvajaju standardne pretpostavke: električni luk nalazi se u stanju lokalne termodinamičke ravnoteže, što znači da je temperatura elektrona, iona i neutralnih atoma u plazmi podjednaka; plazma je optički prozirna, što omogućava izračun gubitaka zračenjem preko pripadnih emisijskih koeficijenata; svojstva zaštitnog plina i osnovnog metala su isključivo u funkciji temperature. Združeni modeli uključuju i domenu volframove elektrode. Iako tijekom TIG zavarivanja može doći do lokalnog taljenja na vrhu volframove elektrode, ovo se u modelima zanemaruje usvajajući pretpostavku da je cijela elektroda u čvrstom agregatnom stanju a toplina se kroz nju prenosi kondukcijom. Zbog navedenog se u domeni volframove elektrode mora zadovoljiti samo zakon o očuvanju naboja te zakon o očuvanju energije u koji se kao toplinski izvor nadodaje samo član koji se odnosi na ohmsko zagrijavanje.

Rubni uvjeti za združene modele

Tipični rubni uvjeti korišteni u modelima TIG procesa zavarivanja koji obuhvaćaju isključivo domenu električnog luka ili radnog komada objedinjuju se i postavljaju na pripadnim rubovima domene združenih modela. Međutim, u združeni model potrebno je nadodati i rubne uvjete koji se odnose na fizikalna zbivanja na površinama katode odnosno anode. Uključivanje ovih dodatnih rubnih uvjeta u model povezuje domenu električnog luka s anodom i katodom

omogućavajući izračun toplinskog i električnog toka kroz sve tri domene. Konsenzus oko dodatni rubnih uvjeta za združene modela u znanstvenoj zajednici još uvijek nije postignut [8] a primjeri se mogu pronaći u literaturi iz tablice 2.7.

Nakon što su uz diferencijalne konstitutivne jednadžbe definirani i pripadni rubni uvjeti, problem je moguće riješiti koristeći numerički pristup. Rješenje se sastoji od izračunatog temperaturnog polja, polja brzine i tlaka te polja gustoće električnog i magnetskog toka u domenama radnog komada, električnog luka i volframove elektrode. Zbog velikog broja nepoznanica koje se izračunavaju u svakom diskretizacijskom elementu proračuni zahtjevaju značajne računalne resurse.

Primjene združenih modela

U tablici 2.8 zbirno su prikazana istraživanja u kojima su korišteni združeni numerički modeli TIG procesa. Navedena je modelirana konfiguracija, jakost struje, duljina luka, način na koji je model validiran te glavne napomene i rezultati istraživanja.

Tablica 2.8. Istraživanja u kojima je korišten združeni numerički model TIG procesa zavarivanja

Literatura	Jakost struje / A Duljina luka / mm	Validacija modela	Napomene i rezultati	Osnovni metal
[11]	- 150/200 - 5	Usporedba izračunatih i izmjerenih zona taljenja. Usporedba s eksperimentima drugih autora	Upotreba helija i ugljikovog dioksida kao zaštitnih plinova sužava električni luk i povećava dubinu penetracije	304
[83]	- 150 - 5	Usporedba izračunatih i izmjerenih zona taljenja	Kod korištenja argona kao zaštitnog plina, toplinsko opterećenje na anodi (radnom komadu) može se povećati dodavanjem helija, vodika ili dušika u argon Utvrđena da su najznačajnij pokretači strujanja tekućeg metala sila otpora strujanju plazme i Marangonijev efekt.	304
[25]	- 150 - 5	Usporedba izračunatih i izmjerenih zona taljenja. Usporedba s eksperimentima drugih autora	Provedena toplinska analiza ukazuje da se većina energije generirane omskim zagrijavanjem u električnom luku prenosi se u katodu i anodu, a preostali dio gubi se zračenjem u okolinu.	304
[27]*	- 250 - 5	Usporedba izračunatih i mjerenih veličina: napon u električnom luku, zona čišćenja aluminijevog oksida i zona taljenja	Analizu prijenosa topline i razvoja zone taljenja tijekom zavarivanja izmjeničnom strujom. elektroni koji se tijekom DCEP faze emitiraju iz radnog komada smanjuju njegovo toplinsko opterećenje (hlađenje emitiranjem elektrona) ali ga istodobno povećavaju na volframovoj elektrodi (zagrijavanje kondenzacijom elektrona).	Al 1050
[29]	- 150/200 - 5	Rezultati modela uspoređeni s eksperimentima drugih autora	Odgovarajuća veličina kritičnih diskretizacijskih elemenata koji pripadaju domeni električnog luka a nalaze se uz katodu i anodu može	304

			pojednostaviti model i skratiti vrijeme izračuna uz zadovoljavajuću točnost.	
[30]	- 100/150/200 - 10/20	Kalorimetrijska mjerenja distribucije topline prema okolini. Spektroskopska mjerenja temperature u električnom luku.	Utvrđena je iskoristivost električnog luka od 0,75 te linearna zavisnost topline isporučne na anodu u odnosu na jakost struje zavarivanja	bakar
[84]	- 100/160/200 - 3/6,3/10	Temperature u luku iz [15] i toplinsko opterećenje iz [19]	Utvrđeno je da sadržaj kisika u nehrđajućem čeliku utječe na smjer Marangonijeve konvekcije — 50 ppm kisika u nehrđajućem čeliku rezultira Marangonijevom konvekcijom od središta prema rubu tekućeg metala, dok 150 ppm kisika mijenja smjer strujanja od ruba prema središtu tekućeg metala	304
[85]	- 100/130 - 2/4	Rezultati modela uspoređeni s eksperimentima i simulacijama drugih autora	Istražen utjecaj materijala anode na njezinu interakciju s električnim lukom — može utjecati na strujanja tekućeg metala te distribuciju toplinskog i električnog toka. Dulji luk smanjuje dubinu penetracije.	CP Al
[86]**	- 200 - 15	Temperature u luku iz [15]. Usporedba izračunatih i izmjerenih zona taljenja.	Impulsno zavarivanje uzrokuje manji toplinski unos u odnosu na ekvivalentno zavarivanje s konstantnom jakosti struje. vremenski pad iskoristivosti električnog luka. Pokazana je važnost Marangonijevog efekta.	304
[87]	- 344 - 7	Usporedba izračunatih i izmjerenih zona taljenja.	Visoka jakost struje, značajna deformacija slobodne površine. Toplinsko opterećenje radnog komada ne iskazuje uobičajenu Gaussovu distribuciju. Sila otpora strujanju plazme ima dominantan utjecaj na strujanje tekućeg metala	niskouglični čelik
[88]**	- 80–400 - 3/10	Usporedba s fotografijama luka i zonom taljenja iz drugih istraživanja. Temperature u luku iz [15].	Među silama koje pokreću strujanje tekućeg metala potvrđena je dominacija Marangonijeve konvekcije, na većoj jakosti struje značajan utjecaj ima i elektromagnetska sila.	304
[89]*	- 150/250 - 5	Usporedba izračunatih i izmjerenih zona taljenja.	Proračuni za nižu jakost struje ukazuju na snažan utjecaj Marangonijevog efekta na konvekciju u tekućem metalu, a povećanjem jakosti struje raste utjecaj elektromagnetske sile. Izračunata iskoristivost električnog luka za DCEP odnosno DCEN fazu iznosi 27,5% i 85,9%	Al 5083

* modeliran AC-TIG proces ** modeliran P-TIG proces

Autori su združene modele razvijali s jasnom vizijom njihove uloge u istraživanju, a često su u sklopu istraživanja provedeni i odgovarajući eksperimenti u svrhu validacije modela ili prikupljanja podataka potrebnih za modeliranje. Pregled dostupne literature ukazuje na nekoliko tipičnih primjena združenih modela: analiza prijenosa topline između električnog luka, volframove elektrode i radnog komada za konvencionalno i impulsno TIG zavarivanje; analiza utjecaja kemijskog sastava zaštitnog plina i osnovnog metala na oblik i dimenzije zone taljenja; analiza inteziteta strujanja tekućeg metala pod utjecajem različitih pokretačkih sila. U gotovo svim znanstvenim radovima modelirana je DCEN-TIG konfiguracija, a razlog je relativno dobro poznata fizikalna pozadina emisije elektrona s vruće volframove katode. Ipak, nekoliko autora posvetilo se modeliranju AC-TIG procesa unatoč nepoznanicama koje se javljaju prilikom emisije elektrona s hladne katode (DCEP faza).

2.5. Inačice TIG procesa

Najveći nedostatak konvencionalnog TIG zavarivanja je njegova niska produktivnost, ovo također vrijedi i za gore opisanu impulsnu inačicu TIG zavarivanja (P-TIG) koja ima bitne prednosti ali nije riješila navedeni problem. Iz ovog razloga razvijene su još neke inačice TIG procesa kojima se pokušalo povećati produktivnost procesa. Tipični primjeri uključuju TIG zavarivanje vrućom žicom (HW-TIG), TIG zavarivanje ključanicom (K-TIG), TIP-TIG proces, TIG zavarivanje podpomognuto aktivnim premazima (A-TIG) ili ultrazvukom (U-TIG).

HW-TIG proces kao dodatni metal koristi grijanu žicu koja se uvodi u talinu pod električnim lukom i tako značajno povećava produktivnost procesa odnosno količinu dodatnog metala koji se može deponirati u zavareni spoj u jedinici vremena. Žica se u pravilu grije indukcijski ili elektrootporno (Joulovom toplinom) puštajući istosmjernu ili izmjeničnu električnu energiju kroz nju [90], [91].

K-TIG proces karakterizira formiranje ključanice u tekućem metalu, fenomena koji se inače pojavljuje kod procesa koji imaju izrazito veliku specifičnu snagu poput laserskog zavarivanja, zavarivanja snopom elektrona ili plazma zavarivanja. Ključanica kod K-TIG procesa formira se na vrlo visokim jakostima struje zahvaljujući tlaku električnog luka koji djeluje na tekući metal. Ovaj proces omogućuje duboku penetraciju i zavarivanje u jednom prolazu što povećava produktivnost — primjerice, u jednom prolazu uspješno je zavaren austenitni nehrđajući čelik (legura 304) debljine 12 mm bez dodatnog metala [92], [93].

TIP-TIG je još jedna inačica TIG procesa patentirana 1999. g. Specifičnost ovoga procesa odnosi se na kontrolirane oscilacije u dobavi dodatnog metala (žice). Naime, na kontinuiranu brzinu dobave žice superponira se kontrolirana uzdužna oscilacija koja pomiče žicu naprijed-natrag. Navedeno rezultira povećanjem stabilnosti i produktivnosti procesa uz smanjenje unosa topline i deformacije radnog komada [94].

A-TIG proces koristi jednaku opremu kao konvencionalni TIG ali se na radni komad prije zavarivanja nanose aktivni premazi (na bazi različitih metalnih oksida) koji pospješuju taljenje osnovnog metala i značajno povećavaju dubinu penetracije. Iako postoji nekoliko objašnjenja za ovu pojavu, smatra se da je glavni uzrok promjena smjera i inteziteta konvektivnog prijenosa topline u tekućem metalu [95], [96].

U-TIG proces je još je jedan primjer inačice TIG procesa koja iskazuje poboljšanje dubine penetracije a time i produktivnosti zavarivanja. Ovaj proces je razvijen dodavanjem izvora ultrazvučne energije na konvencionalni TIG proces. Ultrazvučna energija djeluje na električni luk u koaksijalnom smjeru, tako povećava silu kojom luk djeluje na tekući metal, što

se u konačnici reflektira na geometriju zone taljenja (smanjenje njezine širine i povećanje dubine) [97].

2.6. Zavarivački parametri

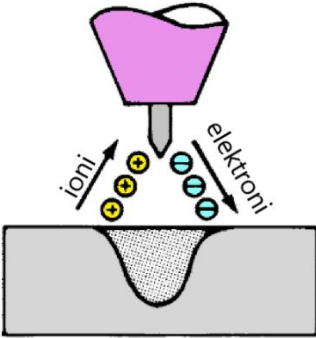
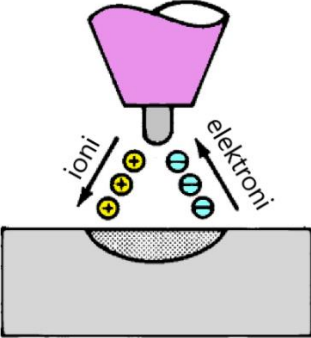
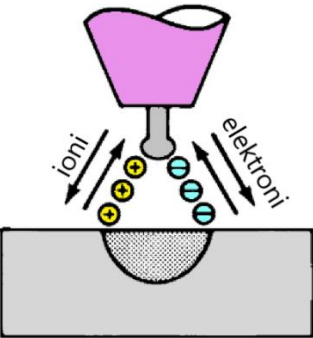
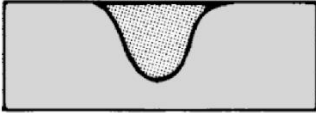


Kako bi se postigla kontrola nad TIG procesom nužno je poznavati pripadne zavarivačke parametre, njihovo međudjelovanje i njihov utjecaj na distribuciju i količinu topline razvijene u električnom luku [8]. Pravilan odabir zavarivačkih parametara ima presudan utjecaj na kvalitetu zavarenog spoja. U nastavku ovog podpoglavlja detaljnije su pojašnjeni glavni zavarivački parametri TIG procesa.

Strujni parametri

Pod strujne parametre TIG procesa ubrajaju se jakost struje, odabrani polaritet (konfiguracija) procesa te parametri vezani uz impulsnu struju za zavarivanje. Jakosti struje djeluje izravno na količinu razvijene topline u luku. Međutim, samo dio topline generirane u električnom luku prelazi u radni komad, što ovisi o njegovoj iskoristivosti. Jakost struje također izravno mijenja intezitet i distribuciju toplinskog opterećenja na radnom komadu što rezultira promjenama dimenzija i volumena zone taljenja.

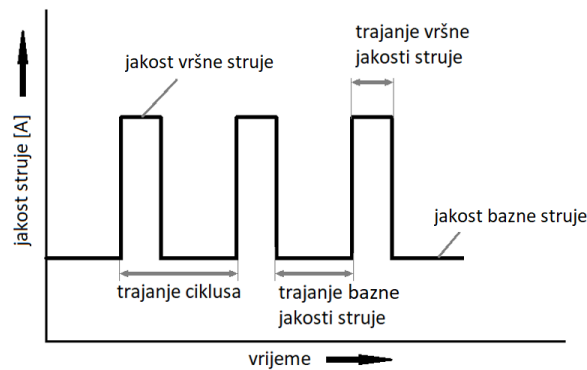
Kada je riječ o polaritetu, kod TIG zavarivanja moguće su tri konfiguracije: elektroda negativnog polariteta (DCEN), elektroda pozitivnog polariteta (DCEP) ili elektroda promjenjivog polariteta (AC-TIG). Osnovne karakteristike navedenih konfiguracija prikazane su u tablici 2.9.

Tablica 2.9. Karakteristike različite vrste struje kod TIG zavarivanja [3]

Vrsta struje	Istosmjerna - DCEN	Istosmjerna - DCEP	Izmjenična - AC uravnotežena
Polaritet elektrode	negativan	pozitivan	-
Smjer gibanja elektrona i pozitivno nabijenih iona			
Oblik zone taljenja			
Efekt katodnog čišćenja oksida	ne	da	da, tijekom DCEP poluperiode
Raspodjela generirane topline	70% radni komad 30% elektroda	30% radni komad 70% elektroda	50% radni komad 50% elektroda
Dimenzije zone taljenja	veća penetracija manja širina zavara	manja penetracija veća širina zavara	penetracija i širina zavara prosječne
Strujna opteretivost elektrode	visoka	niska	dobra

TIG proces obično koristi istosmjernu struju s negativnim polom na volframovoj elektrodi (DCEN). U ovoj konfiguraciji volframova elektroda emitira elektrone koji se, pod utjecajem električnog polja, gibaju kroz električni luk prema radnom komadu (anodi). Približno 70% razvijene topline prenosi se na anodu, a ostatak od 30% na katodu čime se postiže dobra penetracija uz spriječavanje toplinskog preopterećenja volframove elektrode [3], [16]. DCEN konfiguracija koristi se za zavarivanje konstrukcijskih i nehrđajućih čelika.

Osim korištenja konstantne jakosti struje, moderniji uređaji imaju mogućnost impulsnog zavarivanja. Ovakvo zavarivanje često se smatra posebnom inačicom TIG procesa a naziva se impulsno TIG zavarivanje (P-TIG). Pri impulsnom zavarivanju jakost struje periodički se izmjenjuje između dvije odabrane razine (bazne i vršne), što smanjuje unos topline u radni komad u odnosu na korištenje kontinuirane jakosti struje, povećava kontrolu nad tekućim metalom, smanjuje deformacije uzrokovane zavarivanjem i poboljšava mikrostrukturne karakteristike metala zavara [98], [99]. Impulsni radni režim upravljuje otvara mogućnost izbora dodatnih parametara: frekvencije impulsne struje, jakosti bazne struje, jakosti vršne struje, vremena njihova trajanja, slika 2.9.

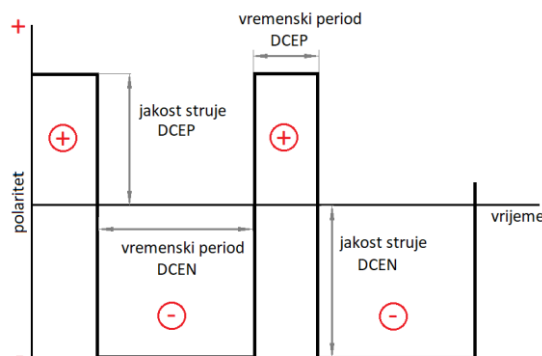


Slika 2.9. Valni oblik impulsnog TIG zavarivanja i pripadni parametri

DCEP konfiguracija kod TIG zavarivanja ne koristi se često zbog velikog toplinskog opterećenja volframove elektrode. Pri željenoj jakosti struje potrebno je koristiti elektrodu znatno većeg promjera u odnosu na DCEN konfiguraciju. Značajna prednost DCEP konfiguracije je intenzivno čišćenje površinskih oksida koji otežavaju zavarivanje metala kao što su aluminij i magnezij. Ova pojava, poznata kao efekt procesnog ili katodnog čišćenja, ima značajan utjecaj na proces zavarivanja, a točan fizikalni mehanizam njezinog odvijanja još uvijek nije u potpunosti razjašnjen [31], [32], [33].

Kako bi se objedinile prednosti DCEN polariteta s katodnim čišćenjem tijekom DCEP faze, logičnim se nametnulo korištenje izmjenične struje (AC-TIG). Na ovaj način postiže se zadovoljavajuće čišćenje stabilnog površinskog oksidnog sloja (tijekom DCEP faze), uz zadržavanje relativno dobre penetracije (tijekom DCEN faze). Izvor izmjenične struje za zavarivanje može omogućavati i podešavanje vremena trajanja i jakosti struje tijekom DCEN odnosno DCEP faze, slika 2.10. Ovi parametri neizravno određuju frekvenciju izmjenične struje i vremenski omjer DCEN i DCEP faze kojim se regulira intenzitet čišćenja površinskog oksida. Dulje vrijeme trajanja DCEP faze rezultira boljim katodnim čišćenjem ali povećava toplinsko opterećenje volframove elektrode i obratno. Osim navedenog, pojedini izvori struje za zavarivanje nude mogućnost izbora različitih valnih oblika struje, kao što su sinusoidni,

pravokutni, trapezoidni itd. Izmjenična struja se u pravilu koristi za TIG zavarivanje aluminija, magnezija i njihovih legura.



Slika 2.10. Shematski prikaz tipičnog ciklusa izmjenične struje kod TIG zavarivanja

Duljina električnog luka

Duljina električnog luka spada u važnije zavarivačke parametre TIG procesa a izravno djeluje na pad napona u električnom luku. Pad napona povećava se s porastom duljine električnog luka što povećava količinu topline oslobođene u luku. Pad napona u luku također ovisi o vrsti zaštitnog plina u kojem se luk ionizacijom formira, intezitetu električne energije koja kroz njega prolazi te o odabiru tipa, promjera i oblika vrha volframove elektrode [6], [26]. Duljina električnog luka utječe i na brzinu strujanja plazme u luku, veličinu površine na radnom komadu na kojoj luk djeluje te na iskoristivost električnog luka [41]. Sve navedeno rezultira složenim utjecajem duljine luka na TIG proces zavarivanja.

Zaštitni plin

Inertni zaštitni plin kod TIG zavarivanja spriječava nepoželjne kemijske reakcije između metala na povišenoj temperaturi (volframova elektroda, radni komad, dodatni metal) i okolne atmosfere. Osim toga, zaštitni plin, kao medij u kojem nastaje električni luk, ima snažan utjecaj na proces zavarivanja [8], [83]. Vrsta i protok zaštitnog plina predstavljaju značajne zavarivačke parametre. Načestće korišteni zaštitni plinovi kod TIG zavarivanja su argon, helij i njihove mješavine, a ponekad im se dodaju manje količine kisika, helija, dušika i drugih plinova, obično u svhu povećanja penetracije. Fizikalna i kemijska svojstva zaštitnog plina mijenjaju karakteristike električnog luka, što izravno utječe na intezitet razvijene topline i njezinu distribuciju prema radnom komadu [100], [101]. Najvažnija svojstva zaštitnog plina su njegova gustoća, specifični toplinski kapacitet, toplinska i električna vodljivost, te energija ionizacije. Energija ionizacija je mjera za količinu energije potrebne za izbijanje elektrona iz izoliranoga atoma ili molekule plina).

Helij je inertni, monoatomni plin gustoće $0,1786 \text{ kg/m}^3$ pri standardnim uvjetima. Najznačajnije karakteristike helija, kao zaštitnog plina pri TIG zavarivanju, njegova su visoka toplinska vodljivost i visoka energija ionizacije ($24,6 \text{ eV}$ za prvu energiju ionizacije). Zahvaljujući navedenom, električni luk nastao ionizacijom helija pri jednakim uvjetima prenosi više topline u radni komad i zahtjeva viši napon u odnosu na električni luk u atmosferi argona [16], [83].

Argon također spada u monoatomne inertne plinove, a pri standardnim uvjetima gustoća mu iznosi $1,664 \text{ kg/m}^3$. U odnosu na helij, argon je dostupniji i jeftiniji, a pri zavarivanju aluminija i magnezija njegovo korištenje rezultira intezivnijim čišćenjem

površinskih oksida. Također, električni luk u argonu je stabilniji i lakše ga je uspostaviti [3], [16], [102].

Volframova elektroda

Elektroda za TIG zavarivanje nalazi se u izravnom kontaktu s električnim lukom i provodi električnu energiju koja kroz njega prolazi. Zbog visokog toplinskog opterećenja izrađena je od tehnički čistog volframa (talište 3410 °C) ili njegovih legura [26], [24]. Elektroda kod TIG zavarivanja, ovisno o odabranom polaritetu, može biti katoda ili anoda. Kod izmjenične struje polaritet je vremenski promjenjiv, u skladu s odabranom frekvencijom. Elektroda za TIG zavarivanje predstavlja značajan zavarivački parametar ovisno o promjeru, vrsti i geometriji njezinog vrha [103].

U DCEN konfiguraciji volframova elektroda je vruća katoda i emitiranje elektrona provodi se mehanizmom termoemisije. Naime, volframova elektroda ugrijana na visoku temperaturu termoemisijom može emitirati dovoljno elektrona za postizanje tipičnih jakosti struje koje se koriste za zavarivanje. Emitirani elektroni također sprječavaju toplinsko preopterećenje elektrode, odvođajući s nje toplinu koja odgovara njihovom izlaznom radu [6].

Prilikom zavarivanja u DCEP konfiguraciji volframova elektroda je anoda. Privučeni pozitivnim nabojem, na anodu pristižu elektroni otpuštajući višak energije koji sadrže i uzrokuju intenzivno zagrijavanje volframove elektrode [6]. Jakost struje koja će toplinski preopteretiti elektrodu kada je proces zavarivanja u DCEP konfiguraciji nekoliko je puta manja u odnosu na DCEN konfiguraciju. To je jedan od razloga zašto se kontinuirano DCEP TIG zavarivanje ne koristi često.

Veća jakost struje oslobađa više topline u električnom luku što zahtjeva povećanje promjera volframove elektrode ukoliko dolazi do prekoračenja njezine strujne opteretivosti, tablica 2.10.

Tablica 2.10. Preporučene jakosti struje u zaštitnom plinu argonu ovisno o promjeru volframove elektrode, [3]

Promjer elektrode / mm	Preporučena jakost DCEN struje / A <i>*W+Th elektroda</i>	Preporučena jakost DCEP struje / A <i>*W+Th elektroda</i>	Preporučena jakost AC struje / A (uravnotežena) <i>* W elektroda</i>
0,25	do 15	-	do 15
0,5	5–20	-	10–20
1,0	15–80	-	20–30
1,6	70–150	10–20	30–80
2,4	150–250	15–30	60–130
3,2	250–400	25–40	100–180
4,0	400–500	40–55	160–240
4,8	500–750	55–80	190–300
6,4	750–1100	80–125	325–450

Kad je riječ o tipu elektrode, osim elektrode od tehnički čistog volframa, dodavanjem male količine torijevog, cerijevog, lantanovog ili cikonijevog oksida volframu razvijene su i druge legure pogodne za izradu elektroda kod TIG zavarivanja [26]. One su iskazale još bolje operativne karakteristike, kao što su povećana strujna opteretivost i snižena radna temperatura. Elektrode različitog tipa iskazuju i različite karakteristike obzirom na lakoću uspostave i stabilnost električnog luka. Osim promjera i tipa elektrode, geometrijski oblik vrha elektrode ima značajan utjecaj na karakteristike električnog luka. Općenito, elektroda s konusnim vrhom koristi se za istosmjernu struju (DCEN), a odabrani vršni kut smatra se jednim od zavarivačkih

parametara. Za razliku od DCEN konfiguracije, elektroda koja se koristi za AC-TIG zavarivanje zbog velikog toplinskog opterećenja tijekom DCEP poluperiode ne može zadržati konusnu geometriju. Zbog ovoga se za AC-TIG zavarivanje koriste elektrode sa zaobljenim vrhom [3].

Brzina zavarivanja

Brzina zavarivanja izravno je povezana s količinom topline unesene u radni komad po jedinici duljine (J/m). Povećanje brzine zavarivanja rezultira manjim unosom topline u radni komad. Povećanje brzine zavarivanja također smanjuje vršnu temperaturu tekućeg metala i temperaturni gradijenta na njegovoj površini [2]. Sve navedeno ima utjecaj na geometriju i volumen zone taljenja te na mikrostrukturne promjene koje se događaju u zoni zavarenog spoja.

Ostali zavarivački parametri

Od ostalih zavarivačkih parametara TIG procesa treba spomenuti nekoliko njih povezanih s dodatnim metalom. Budući da kod TIG zavarivanja dodatni metal nije dio zavarivačkog strujnog kruga njegova dobava nije izravno povezana uz odabrane strujne parametre, što procesu omogućava dodatnu fleksibilnost u odnosu na druge elektrolučne procese. Uz dodatni metal vezuje se nekoliko zavarivačkih parametara: kemijski sastav dodatnog metala, promjer žice i brzina dobave žice (ukoliko je dobava mehanizirana). Svi navedeni parametri imaju značajan utjecaj na geometriju i mikrostrukturu zone taljenja, te mehanička i kemijska svojstva zavarenog spoja. Općenito, kemijski sastav dodatnog metala približno odgovara osnovnom metalu, a promjer žice i brzina njezine dobave proporcionalni su jakosti struje zavarivanja [3].

3. AUSTENITNI NEHRĐAJUĆI ČELICI

Jedinstven spoj fizikalnih i mehaničkih svojstava, odlična otpornost na koroziju i mogućnost upotrebe u vrlo širokom temperaturnom rasponu osigurali su austenitnim nehrđajućim čelicima primjenu u brojnim područjima. Zahvaljujući svojim svojstvima, austenitni nehrđajući čelici danas su najzastupljenija vrsta nehrđajućih čelika.

U ovom poglavlju detaljno su obrađena osnovna svojstva austenitnih nehrđajućih čelika. Posebna pozornost posvećena je njihovoj zavarljivosti odnosno utjecaju procesa zavarivanja na metalurške promjene, pukotine i smanjenje otpornosti na koroziju. Navedena su i osnovna svojstva ostalih vrsta nehrđajućih čelika.

3.1. Vrste nehrđajućih čelika

Danas se nehrđajućim čelicima smatraju legure na bazi željeza koje u kemijskom sastavu imaju minimalno 11% težinskog udjela kroma [104]. Otporni su na oksidaciju i koroziju zahvaljujući formiranju pasivnog kromovog oksida na svojoj površini.

Danas se brojne legure nehrđajućeg čelika obično razvrstava u pet različitih kategorija. Četiri kategorije podijeljene su ovisno o kristalnoj strukturi koja prevladava u mikrostrukturi na sobnoj temperaturi — tako se razlikuju austenitni, feritni, martenzitni i dupleks nehrđajući čelici. Peta kategorija klasificira nehrđajuće čelike obzirom na način očvršćavanja a uključuje one koji su očvrstivi mehanizmom precipitacije. Obzirom na kristalnu strukturu, precipitacijski očvrstivi nehrđajući čelici načelno se mogu svrstati u kategoriju feritnih, austenitnih ili martenzitnih čelika [5], [104].

U nastavku ovoga podpoglavlja kratko su pojašnjene osnovne karakteristike feritnih, martenzitnih, dupleks i austenitnih nehrđajućih čelika. Budući da postoje značajne razlike u svojstvima između različitih nehrđajućih čelika za njihovu uspješnu primjenu iznimno je važno točno definirati radne zahtjeve, a potom na temelju njih i odabrati najpogodniju leguru [105].

Feritni nehrđajući čelici

Feritni nehrđajući čelici definiraju se kao legure na bazi željeza s dodatkom kroma i ugljika (željezo-krom-ugljik legure). U kemijskom sastavu sadrže od 11% do 30 % kroma, kao i druge alifagene elemente koji proširuju područje ferita: aluminij, titan, niobij i molibden. Udio ugljika u kemijskom sastavu kreće se od 0,025% do 0,2%. Feritni nehrđajući čelici kristaliziraju u prostorno centriranoj kubnoj rešetci, ne iskazuju alotropsku modifikaciju, magnetični su i nisu toplinski očvrstivi. Imaju relativno dobru duktilnost na sobnoj temperaturi ali im žilavost na niskim temperaturama značajno slabi. Čvrstoća na povišenim temperaturama je relativno niska u odnosu na austenitne nehrđajuće čelike. Koeficijent toplinskog širenja feritnih nehrđajućih čelika sličan je kao kod konstrukcijskih čelika ali je toplinska vodljivost približno dvostruko manja. Imaju dobru otpornost na koroziju potpomognutu naprezanjem, rupičastu koroziju, i koroziju u procjepu.

Općenito, feritni nehrđajući čelici koriste se kad zahtjevi za otpornost na koroziju imaju prioritet u odnosu na zahtjeve za mehaničkim svojstvima. Pronašli su svoju primjenu u autoindustriji (ispušni sustavi), prehrambenoj industriji (transportni sustavi) i kemijskoj industriji (cijevni sustavi za prijenos korozivnih tekućina i plinova). Kod feritnih nehrđajućih čelika povećanje udjela kroma poboljšava njihovu otpornost na koroziju. Radne temperature ograničene su im na približno 400 °C zbog mikrostrukturnih promjena koje značajno smanjuju duktilnost.

Glavna poteškoća vezana uz zavarljivost feritnih nehrđajućih čelika je zadržavanje odgovarajuće žilavosti, duktilnosti i otpornosti na koroziju zavarenog spoja. U pojedinim slučajevima mogu biti skloni i pojavi vodikovih pukotina, [104], [106].

Martenzitni nehrđajući čelici

Martenzitni nehrđajući čelici prvi su nehrđajući čelici proizvedeni. Spadaju u legure željezo-krom-ugljik s udjelom kroma u kemijskom sastavu od 11,5% do 18%. Udio ugljika u martenzitnim čelicima može biti maksimalnih 1,2%, dok kod supermartenzitnih može biti i manji od 0,01%. Moguće ih je očvrsnuti odgovarajućom toplinskom obradom ali i deformacijom u hladnom stanju. Kristalna struktura martenzitnih nehrđajućih čelika građena je od prostorno centrirane tetragonalne rešetke. Matrica u očvrsnutom stanju sadrži fino raspršene željezne i kromove karbide. Martenzitni čelici imaju dobru otpornost na koroziju i oksidaciju do maksimalne radne temperature od 590 °C gdje zadržavaju i relativno visoku čvrstoću. Glavna prednost im je upravo toplinska očvrstivost zahvaljujući kojoj se može na praktičan način postići širok raspon mehaničkih svojstava. Transformacijom iz austenita u martenzit postiže se vrlo čvrsta martenzitna struktura nakon čega se legura može podvrgnuti toplinskoj obradi popuštanja. Sporim hlađenjem iz austenita nastaje duktilna i mekana feritna struktura. Koeficijent toplinskog širenja i skupljanja sličan je kao kod konstrukcijskih čelika dok im je toplinska vodljivost više nego dvostruko manja.

Niskougljični martenzitni čelici koriste se, primjerice, u parnim i plinskim turbinama te mlaznim motorima gdje su uz korozivnu atmosferu prisutne povišene temperature i tlakovi. Martenzitni čelici s visokim udjelom ugljika koriste se za proizvodnju zupčanika, ventila, kugličnih ležajeva, osovina i drugih djelova slične namjene.

Iako je zavarivanje martenzitnih čelika moguće u svim stanjima, nastoji se da je legura u omekšanome stanju (feritna struktura). Povećanje tvrdoće u zoni utjecaja topline treba izbjegavati budući da se smanjuje žilavost i povećava vjerojatnost pojave hladnih vodikovih pukotina. Kkoristeći odgovarajuće predgrijavanje prije zavarivanja i naknadnu toplinsku obradu navedene poteškoće mogu se djelomično izbjeći. U usporedbi s dugim kategorijama nehrđajućih čelika, martenzitni čelici smatraju se nešto slabije zavarljivima [5], [104].

Dupleks nehrđajući čelici

Niskougljične legure Fe-Cr-Ni-N s približno podjednakim udjelom ferita i austenita u mikrostrukturi (na sobnoj temperaturi) spadaju u dupleks nehrđajuće čelike. Oni iskazuju bolju žilavost u odnosu na feritne čelike, a u usporedbi s austenitnim čelicima imaju veću čvrstoću te bolju otpornost na rupičastu koroziju i koroziju potpomognutu naprezanjem. Također, zbog povećanoga udjela ferita imaju veću toplinsku vodljivost i manji koeficijent toplinskog širenja u odnosu na austenitne nehrđajuće čelike. Zahvaljujući navedenom pronašli su svoju primjenu u radnim okolinama koje zahtjevaju i relativno visoku čvrstoću i odličnu otpornost na koroziju. Koriste se u temperaturnom rasponu od - 40 °C do 280 °C jer na nižim temperaturama dolazi do naglog gubitka duktilnosti a na višim do nepoželjne precipitacije krhkih faza koje uzrokuju pad duktilnosti, [5].

Dupleks čelici primjenu su našli u papirnoj industriji, petrokemijsko industijij te u naftnoj i plinskoj industriji.

Mnoge poteškoće vezane za zavarljivost dupleks nehrđajućih čelika danas su većinom prevladane. Načelno vrijedi da je zavarljivost dupleks čelika bolja od feritnih čelika ali lošija u odnosu na austenitne čelike [104]. Postupak zavarivanja trebao bi spriječiti nastanak pukotina

u metalu zavara i zoni utjecaja topline kojima su dupleks čelici skloni te očuvati antikorozivna i mehanička svojstva zavarenog spoja.

Austenitni nehrđajući čelici

Legure iz ove kategorije osim kroma sadrže značajnu količinu drugih legirnih elemenata poput nikla i drugih gamagenih elemenata (C, N, Mn) koji proširuju austenitno područje. Austenitni čelici imaju plošno centriranu kubnu rešetku, nemagnetični su i nisu podložni alotropskim modifikacijama s promjenom temperature. Zbog toga austenitne nehrđajuće čelike nije moguće toplinski očvrnuti. Austenitni nehrđajući čelici imaju odličnu otpornost na koroziju u različitim medijima, veoma su duktilni i žilavi, te imaju relativno visoku čvrstoću. Zahvaljujući svojoj kristalnoj građi zadržavaju dobru žilavost na niskim temperaturama, dok na visokim temperaturama (do 760 °C) imaju dobru čvrstoću i otpornost na oksidaciju, [5], [104].

Austenitni čelici dijele se u dvije različite grupacije. Prema američkim oznakama tako se razlikuje serija 2xx (Fe-Cr-Mn-N sustav) i serija 3xx (Fe-Cr-Ni sustav). Legure iz serije 3xx sadrže više nikla u kemijskom sastavu, a ponekad nakon brojčane oznake imaju i slovnu oznaku, primjerice slovo 'N' označava dodatak dušika (N), dok slova 'L' i 'H' označavaju nizak ili visok udio ugljika. Iako je kristalna građa ovih legura načelno austenitna, moguće je da sadrži i manji udio ferita pa i martenzita [104]. U okviru serije 3xxx razlikuju se stabilizirane i nestabilizirane legure. Stabilizirane legure imaju manji dodatak titana (Ti) i niobija (Nb) u kemijskom sastavu. Ovi elementi imaju veliki afinitet prema ugljiku s kojim se vežu tvoreći karbide. Formiranje titanovih i niobijevih karbida sprječava vezivanje kroma s ugljikom, i nastanak kromovih karbida koji mogu rezultirati intergranularnom korozijom. Serija 3xx austenitnih čelika, značajno je zastupljenija u odnosu na seriju 2xx.

Austenitni nehrđajući čelici imaju bolju zavarljivost u usporedbi s feritnim i martenzitnim čelicima, međutim, zbog većeg koeficijenta toplinskog širenja podložniji su deformacijama uzrokovanih zavarivanjem. Postupak zavarivanja mora se pažljivo odabrati kako ne bi došlo do narušavanja antikorozivnih svojstava i pojave pukotina u zavarenom spoju [106].

3.2. Svojstva austenitnih nehrđajućih čelika

Upravo svojstva austenitnih nehrđajućih čelika objašnjavaju zašto ove legure zauzimaju najveći udio u ukupnoj količini proizvedenih nehrđajućih čelika [5]. U ovom podpoglavlju pojašnjen je kemijski sastav i uloga legirnih elemenata koji se nalaze u austenitnom nehrđajućem čeliku. Prikazana su njihova osnovna fizikalna, mehanička i kemijska svojstva te uspoređena sa standardnim konstrukcijskim čelikom.

Kemijski sastav

Otpornost na koroziju austenitnih nehrđajućih čelika primarno je u funkciji količine kroma kojeg u kemijskom sastavu ima od 16–26%, ovisno o legure. Također, udio nikla kreće se u rasponu 3,5–37%, a udio ugljika u rasponu 0,015–0,25%. Dodatak ugljika, mangana i dušika (serija 2xx), te nikla u različitim količinama potiče prisutnost austenitne faze u mikrostrukтури. Kemijski sastav odabranih austenitnih nehrđajućih čelika prikazan je u tablici 3.1. Osim legirnih elemenata, u kemijskom sastavu legura prisutne su i nečistoće poput sumpora i fosfora. Iako je udio ovih elemenata vrlo malen, oni mogu imati značajan utjecaj na neka svojstva. Detaljan pregled utjecaja pojedinih legirnih elemenata na legure austenitnog nehrđajućeg čelika vidljiv je u Tablici 3.2.

Tablica 3.1. Kemijski sastav austenitnih nehrđajućih čelika, [104]

Legura	C	Mn	Si	Cr	Ni	P	S	ostalo
301	0,15	2,00	1,00	16,0-18,0	6,0-8,0	0,045	0,03	-
304	0,08	2,00	1,00	18,0-20,0	8,0-10,5	0,0456	0,03	-
304H	0,04-0,10	2,00	1,00	18,0-20,0	8,0-11,0	0,045	0,03	-
304L	0,03	2,00	1,00	18,0-20,0	8,0-12,0	0,045	0,003	-
310	0,25	2,00	1,50	14,0-26,0	19,0-22,0	0,045	0,03	-
316	0,08	2,00	1,00	16,0-18,0	10,0-14,0	0,045	0,03	2,0-3,0 Mo

Tablica 3.2. Utjecaj legirnih elemenata na legure nehrđajućih čelika, [104]

Element	Legura	Utjecaj
Ugljik	sve	Gamageni element, promiče formiranje austenita. Može tvoriti karbide s kromom što dovodi do intergranularne korozije
Krom	sve	Alfageni element, promiče formiranje ferita. Povećava otpornost na oksidaciju i koroziju
Nikal	sve	Gamageni element, promiče formiranje austenita. Povećava čvrstoću na povišenim temperaturama, otpornost na koroziju i duktilnost
Dušik	xxxN	Gamageni element, promiče formiranje austenita. Povećava čvrstoću, (posebno na niskim temperaturama) i otpornost na rupičastu koroziju.
Niobij	347	Niobij se spaja s ugljikom i tako smanjuje sklonost intergranularnoj koroziji. Smanjuje veličinu kristalnog zrna. Promiče formiranje ferita (alfageni element). Povećava čvrstoću ali smanjuje duktilnost pri uvjetima koji izazivaju puzavost. Na sobnoj temperaturi djeluje kao gamageni a na povišenim kao alfageni element.
Mangan	2xx	Ima veliki afinitet prema sumporu i zato smanjuje mogućnost vrućih pukotina prilikom zavarivanja
Molibden	316, 317	Alfageni element, promiče formiranje ferita. Povećava čvrstoću na visokim temperaturama. Poboljšava otpornost na koroziju u reducirajućem okolišu.
Selen ili sumpor	303, 303Se	Poboljšavaju strojnu obradivost ali uzrokuju nastanak vrućih pukotina tijekom zavarivanja. Malo pogoršava otpornost na koroziju. Sumpor djeluje na dubinu penetracije kod zavarivanja mijenjajući površinsku napetost tekućeg metala. Povećava otpornost na oksidaciju. Alfageni element (promovira formiranje ferita).
Silicij	302B	Izraziti afinitet prema kisiku (deoksidirajuće djelovanje). Poboljšava fluidnost tekućeg metala.
Titan	321	Reagira s ugljikom tvoreći karbide i tako smanjuje vjerojatnost intergranularne korozije. Smanjuje veličinu kristalnog zrna. Alfageni element (promovira formiranje ferita).

Fizikalna svojstva

Neka od osnovnih fizikalnih svojstava austenitnih nehrđajućih čelika prikazana su u tablici 3.3. Za usporedbu su u istoj tablici prikazana i fizikalna svojstva konstrukcijskog čelika. Treba napomenuti da vrijednosti mogu varirati, ovisno o kemijskom sastavu, mikrostrukturi (prisutnim fazama, njihovim udjelima te obliku i veličini kristalnog zrna), te toplinskoj i mehaničkoj povijesti legure. Gustoća i modul elastičnosti austenitnog nehrđajućeg čelika slični su onima kod ugljičnih čelika. Relativno visok koeficijent toplinskog širenja i prilično niska toplinska vodljivost austenitnih čelika mogu uzrokovati velike deformacije (i zaostala naprezanja) prilikom zavarivanja. Električni otpor austenitnih nehrđajućih čelika značajno je viši u odnosu na konstrukcijski čelik, što dolazi do izražaja kod elektootpornog zavarivanja.

Nehrđajući austenitni čelik iskazuje paramagnetična svojstva ukoliko u leguri uz austenit ne postoji feritna ni martenzitna faza koje mogu nastati u određenim slučajevima.

Tablica 3.3. Usporedba odabranih svojstva austenitnog i niskougličnog čelika, [104]

Svojstvo	Austenitni nehrđajući čelik	Ugljični čelik
Gustoća / kg/dm ³	7,8–8,0	7,8
Modul elastičnosti / GPa	193–200	200
Srednji koeficijent toplinskog širenja (od 0 °C do 538 °C) / μm/m°C	17,0–19,2	11,7
Toplinska vodljivost pri 100 °C / W/m°C	18,7–22,8	60
Električni otpor / Ωm	6,9–10,2 x 10 ⁻⁷	1,2 x 10 ⁻⁷
Interval taljenja / °C	1400–1450	1425–1538

Mehanička svojstva

Austenitni nehrđajući čelici imaju relativno dobru čvrstoću koju zadržavaju i na visokim temperaturama — ovo posebno vrijedi za legure s oznakom 'H' (visoki udio ugljika). Iako pojedine legure imaju zadovoljavajuću čvrstoću i iznad 1000 °C, radne temperature u pravilu ne prelaze 760 °C zbog smanjene otpornosti na koroziju, [5]. Također, na temperaturama iznad 815 °C, zbog stvaranja karbida i intermetalnih spojeva, dolazi do pada duktilnosti i žilavosti. Iako ne spadaju u toplinski očvrstive legure, austenitni nehrđajući čelici mogu se očvrstnuti deformiranjem u hladnom stanju. Austenitni čelici iskazuju bolju otpornost na puzavost od feritnih, martenzitnih i niskougličnih čelika. Zahvaljujući plošno centriranoj kubnoj rešetki, imaju odličnu duktilnost i žilavost, te nisu podložni naglom prelasku u krto stanje na niskim temperaturama za razliku od legura koje kristaliziraju u prostorno centriranoj kubnoj rešetki. Neka od osnovnih mehaničkih svojstava odabranih legura austenitnih nehrđajućih čelika (304, 304L, 316, i 316L) u omekšanom stanju prikazana su u tablici 3.4.

Tablica 3.4. Mehanička svojstva austenitnih nehrđajućih čelika, odžareno stanje [105]

Legura	R _m / MPa	R _{p0,2} / MPa	Produljenje / %	Tvrdoća / HRB
304	515	75	40	50
304L	450	65	40	50
316	515	75	40	50
316L	450	65	40	50

Otpornost na koroziju

Osim što imaju dobra mehanička i tehnološka svojstva, jedan od glavnih razloga za primjenu austenitnih nehrđajućih čelika upravo je njihova otpornost na koroziju. Mehanizam zaštite sličan je kao i kod ostalih nehrđajućih čelika. Na površini legure formira se pasivni zaštitni film kromovog oksida koji štiti metal od korozivnog propadanja. Austenitni nehrđajući čelici iskazuju dobru otpornost na koroziju u različitim medijima do temperatura od 650 °C. Pri standardnim atmosferskim uvjetima opće korozivno propadanje ovih legura praktički je zanemarivo, u slatkoj vodi iznosi približno 2,5x10⁻⁵ mm/god što je također izrazito sporo [104]. Ipak, treba napomenuti da su nešto osjetljiviji u kloridnim atmosferama poput morske vode. Ozbiljnije poteškoće s korozivnim propadanjem mogu nastupiti u slučajevima rupičaste, intergranularne, i galvanske korozije te korozije u procjepu i korozije potpomognute

naprezanjem. Također, metalurške promjene koje u leguri nastaju kao posljedica zavarivanja mogu ozbiljno narušiti otpornost na koroziju u zoni zavarenog spoja.

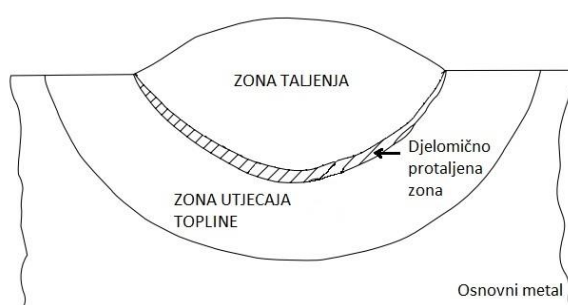
3.3. Zavarljivost austenitnih nehrđajućih čelika

Budući da proizvodnja složenijih proizvoda često zahtjeva spajanje dijelova zavarivanjem, tijekom faze odabira materijala veoma je važno sagledati i njegovu zavarljivost. Zavarljivost se definira kao tehnološko svojstvo materijala da se zavarivanjem uz prihvatljive troškove ostvari spoj primjerene kvalitete koji će udovoljiti svim predviđenim radnim uvjetima tijekom životnog vijeka konstrukcije [107]. Austenitni nehrđajući čelici imaju relativno dobru zavarljivost, međutim, za definiranje prikladnog postupka zavarivanja koji neće značajno narušiti svojstva osnovog metala potrebno je poznavati poteškoće koje zavarivanje može uzrokovati.

U ovom podpoglavlju pojašnjene su štetne promjene koje procesi zavarivanja taljenjem uzrokuju kod austenitnih nehrđajućih čelika. Lokalni unos topline, nužan za taljenje metala, može rezultirati nastankom različitih pukotina u području zavarenog spoja. Nadalje, metalurške promjene koje nastaju kao posljedica lokalnog toplinskog unosa mogu ozbiljno narušiti svojstva zavarenog spoja, posebno njegove otpornosti na koroziju.

Metalurške promjene uzrokovane zavarivanjem

Slika 3.1 prikazuje osnovne karakteristične zone koje se formiraju tijekom zavarivanja taljenjem uz korištenje dodatnog metala. Zavarivanje uzrokuje značajne metalurške promjene u zoni taljenja (ZT), djelomično protaljenoj zoni i zoni utjecaja topline (ZUT). U zoni taljenja dolazi do mješanja osnovog i dodatnog metala u tekućem stanju a temperature koje se tijekom zavarivanja tu postižu nalaze se iznad likvidusa. Neposredno uz ZT nalazi se djelomično protaljena zona koja obuhvaća područje na kojem je dosegnuta temperatura između likvidusa i solidusa. Odmah uz djelomično protaljenu zonu nalazi se ZUT a obuhvaća područje gdje je zavarivanjem uzrokovan temperaturni ciklus rezultirao promjenom mikrostrukture osnovnog metala [108], [109].



Slika 3.1. Karakteristične zone u taljenjem formiranom zavaru

Kod austenitnih nehrđajućih čelika mikrostruktura zone taljenja odstupa od mikrostrukture osnovnog metala, ne samo po pitanju morfologije, nego i faza koje se pojavljuju. Uz austenitnu fazu obično dolazi do formiranja ferita koji ostaje prisutan na sobnoj temperaturi. Udio feritne faze kreće se između 0 FN do 30 FN, gdje mjerna jedinica FN predstavlja feritni broj. Ovaj način mjerenja količine ferita standardizirana je magnetska metoda i značajno je brža od metalografske analize. Količina ferita prisutna u metalu zavara

ovisi primarno o njegovom kemijskom sastavu, ne toliko o odabranim procesnim zavarivačkim parametrima [104]. Prisutnost ferita u metalu zavara s jedne strane značajno smanjuje vjerojatnost nastanka vrućih pukotina, ali s druge strane ferit može imati nepovoljan utjecaj na duktilnost zavarenog spoja na vrlo visokim ili niskim temperaturama. Naime, na visokim temperaturama ferit se može transformirati u krtu sigma fazu s prostorno centriranom tetragonalnom rešetkom a pri niskim temperaturama sama feritna faza postaje krta.

Promjene koje se zbivaju u ZUT-u austenitnih nehrđajućih čelika uključuju porast veličine kristalnog zrna, nastanak ferita, precipitaciju i lokaliziranu pojavu taljevine na granicama zrna. Budući da se većina nehrđajućih čelika zavaruje u toplo valjanom ili omekšanom stanju, porast veličine zrna u ZUT-u često nije kritičan, osim u slučajevima velikog unosa topline. Međutim, rast kristalnog zrna može izazvati poteškoće prilikom zavarivanja austenitnih čelika koji su prethodno očvršnuti hladnom deformacijom na što treba obratiti pozornost. Do nastajanja manje količine ferita u ZUT-u obično dolazi duž granica kristalnog zrna, a njegova prisutnost ograničava rast zrna i smanjuje osjetljivost na pukotine u ovoj zoni. Tijekom faze zagrijavanja u ZUT-u dolazi do raspadanja postojećih precipitata, dok u fazi hlađenja mogu nastati novi (često nepoželjni) precipitati poput karbida i nitrida. Najčešće nastaju duž granica zrna a njihova zastupljenost, veličina i oblik ovise o kemijskom sastavu legure i toplinskom ciklusu kojem su bili izloženi. U ZUT zoni može se pojaviti i lokalno taljenje, obično duž granice austenitnog zrna gdje su prisutne nečistoće niskog tališta poput sumpora i fosfora. Ova pojava može rezultirati i karakterističnim pukotinama koje negativno utječu na zavarljivost legure [5], [110].

Pukotine uzrokovane zavarivanjem

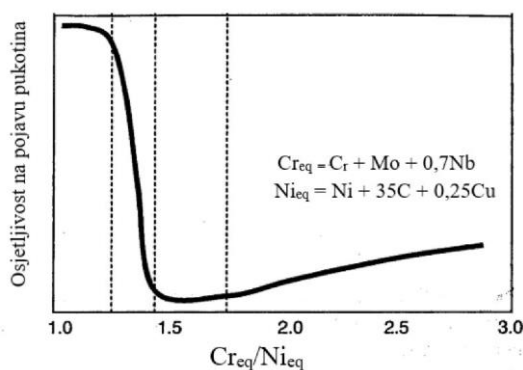
Iako su austenitni čelici relativno dobro zavarljivi, neke od legura iz ove grupacije podložne su pojavi različitih pukotina uzrokovanih zavarivanjem. Sklonost nastajanju pukotina usko je povezana s kemijskim sastavom osnovnog i dodatog metala a posebno s razinom nečistoća koje se u njima nalaze. Općenito, pukotine nastaju uslijed djelovanja naprezanja kroz područja zavara u kojima istovremeno dolazi do pada duktilnosti zbog prisutnost tekuće faze u obliku tankog filma duž granica kristalnog zrna ili pak zbog fenomena koji povećava krtost legure a pojavljuje se nešto iznad polovice solidus temperature. Pukotine se međusobno razlikuju po mehanizmu koji ih uzrokuje ali i po mjestu nastanka. Tako se razlikuju vruće pukotine u metalu zavara, vruće pukotine u djelomično protaljenoj zoni i ZUT-u, pukotine uzrokovane naglim padom duktilnosti (DDC pukotine), te pukotine nastale naknadnim zagrijavanjem zavarenog spoja [108]. Pukotine mogu nastati i uslijed narušavanja otpornosti na koroziju uzrokovanog zavarivanjem

Vruće pukotine u metalu zavara

Vruće pukotine u metalu zavara javljaju se neposredno pred kraj skrućivanja, trenutak prije potpunog prelaska metala zavara u čvrsto agregatno stanje. Vrijedi pravilo kako se sklonost legure pojavi ovih pukotina povećava ukoliko je temperaturni interval skrućivanja širok te ukoliko se povećava količina eutektičke mješavine prisutne pri prijelazu taljevine u čvrsto agregatno stanje. Prisutnost nečistoća poput sumpora i fosfora također povećava vjerojatnost pojave vrućih pukotina u metalu zavara budući da se ovi elementi tijekom skrućivanja izlučuju po granicama zrna tvoreći eutektičku mješavinu niskoga tališta. Ako je spomenuta eutektička mješavina distribuirana u obliku kontinuiranog tankoga filma između kristalnih zrna ona se u prisutnost naprezanja mogu razdvojiti i tako formirati pukotinu [108], [110].

Najefikasnijim načinom za sprječavanje pojave vrućih pukotina kod austenitnih nehrđajućih čelika pokazala se kontrola nad udjelom ferita u metalu zavara. Odličnu otpornost na pojavu pukotina iskazali su metali zavara s udjelom ferita od 3 FN do 20 FN. Udio ferita

koji se formira u metalu zavara pod snažnim je utjecajem kemijskog sastava legure a kao primaran faktor pokazao se omjer Cr_{eq}/Ni_{eq} . Cr_{eq} je ekvivalentni udio kroma, a Ni_{eq} ekvivalentni udio nikla u leguri. Zavarivanje legura austenitnog nehrđajućeg čelika kod kojih Cr_{eq}/Ni_{eq} iznosi približno 1,5 rezultira povoljnijm udjelom ferita u metalu zavara, što značajno smanjuje vjerojatnost pojave pukotina, dijagram na slici 3.2.



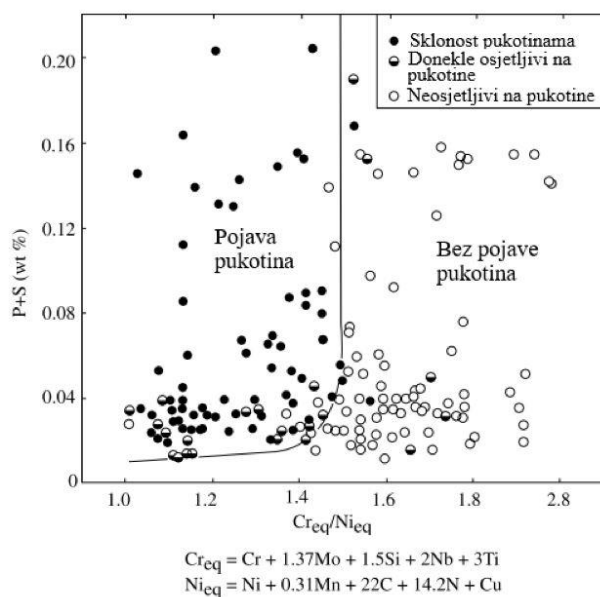
Slika 3.2. Osjetljivost austenitnih nehrđajućih čelika na pojavu vrućih pukotina u metalu zavara u ovisnosti o Cr_{eq}/Ni_{eq} pokazatelju, [5]

Danas se smatra da postoji nekoliko temeljnih razloga zašto prisutnost ferita ima ovako povoljan utjecaj na pojavu vrućih pukotina u metalu zavara:

- veća otopivost nečistoća poput S i P u feritu smanjuje njihovo izlučivanje a time i količinu taljevine duž granica zrna,
- granice zrna između feritne i austenitne faze nisu ravne nego imaju vijugav oblik što otežava pojavu kontinuiranog filma taljevine između zrna i
- vijugavi oblik granice između ferita i austenita efektivno zaustavlja propagaciju pukotine ukoliko i dođe do njezina začetka.

Unatoč navedenim prednostima pojave ferita u metalu zavara austenitnih nehrđajućih čelika, potrebno je napomenuti kako u pojedinim slučajevima veći udio ferita (> 10 FN) može uzrokovati poteškoće s mehaničkim svojstvima zavarenog spoja na veoma niskim ili visokim radnim temperaturama gdje zbog ferita dolazi do gubitka duktilnosti i pada žilavosti.

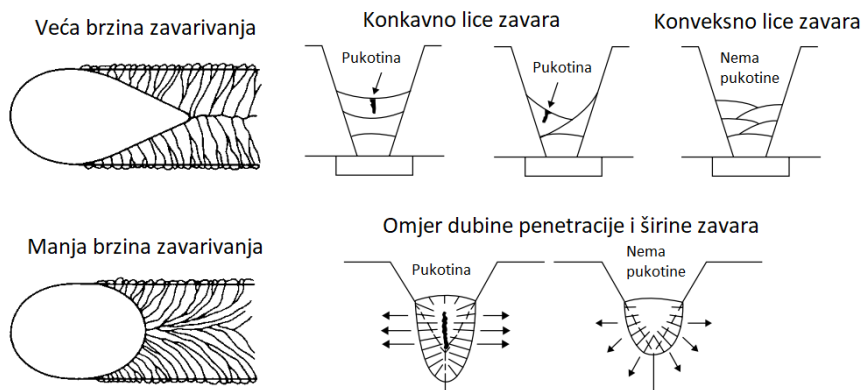
Dosta istraživača je radilo na razvoju dijagrama kojima se pokušava pokušava predvidjeti pojavu vrućih pukotina u metalu zavara nehrđajućih čelika. Jedan od najčešće korištenih takvih dijagrama, koji u obzir uzima pokazatelj Cr_{eq}/Ni_{eq} ali i zbroj masenog udjela fosfora i sumpora u kemijskom sastavu, prikazan je na slici 3.3.



Slika 3.3. Suutala dijagram, predviđanje pojave pukotina na osnovi kemijskog sastava kod elektrolučnog zavarivanja austenitnih nehrđajućih čelika, [111]

U dijagramu je također vidljivo kako povoljan omjer pokazatelja C_{req}/N_{ieq} ima snažan utjecaj na sklonost nastanku pukotina, a može se uočiti i povoljan utjecaj smanjenjenog udjela sumpora i fosfora (nečistoće) u kemijskom sastavu. Međutim, utjecaj fosfora i sumpora nije tako značajan a treba napomenuti kako je proizvodnja legura s izrazitom niskim udjelom nečistoća u kemijskom sastavu skupa.

Utjecaj zavarivačkih parametara na pojavu vrućih pukotina kod austenitnih nehrđajućih čelika značajno je manji u odnosu na utjecaj kemijskog sastava legure. Međutim, svakako je poželjno poštivati nekoliko temeljnih preporuka koje mogu smanjiti vjerojatnost nastanka pukotina. Općenito vrijedi da proces zavarivanja i njemu pripadne parametre treba odabrati tako da se smanji unos topline u radni komad. Kako bi se smanjila toplinska naprezanja koja tijekom zavarivanja uzrokuju pukotine, upetost konstrukcije koja se zavaruje treba svesti na najmanju moguću mjeru. Također treba nastojati da metal zavara ima relativno malenu površinu poprečnog presjeka jer se tako smanjuje intezitet zaostalih naprezanja. Nekoliko preporuka vezanih za brzinu zavarivanja i geometriju zone taljenja vidljivo je na slici 3.4. Iako manje brzine zavarivanja nepovoljno djeluju na produktivnost i toplinski unos, zona tekućeg metala poprima eliptičan oblik što usmjerava kristalizaciju na način povoljniji za spriječavanje pukotina. Lice zavara konveksnog oblika poželjnije je od konkavnog oblika jer zaostala naprezanja imaju tlačno umjesto vlačno djelovanje, što opet povoljno djeluje na spriječavanje vrućih pukotina. Ukoliko je moguće, treba težiti manjem omjeru dubine penetracije u odnosu na širinu zavara jer zavari s dubokom penetracijom imaju nepovoljniji smjer kristalizacije koji može lakše rezultirati nastankom pukotina [5], [108]. Tijekom zavarivanja uvijek je potrebno osigurati kvalitetnu zaštitnu atmosferu a kod austenitnih nehrđajućih čelika posebno je važno spriječiti prisutnost dušika jer on ima snažno gamageno djelovanje i može smanjiti ciljani udio ferita u metalu zavara [110].



Slika 3.4. Utjecaj brzine zavarivanja, oblika lica zavara te omjera dubina penetracije i širine zavara na sklonost pojavi vrućih pukotina u metalu zavara, [5], [108]

Pukotine u djelomično protaljenoj zoni i ZUT-u

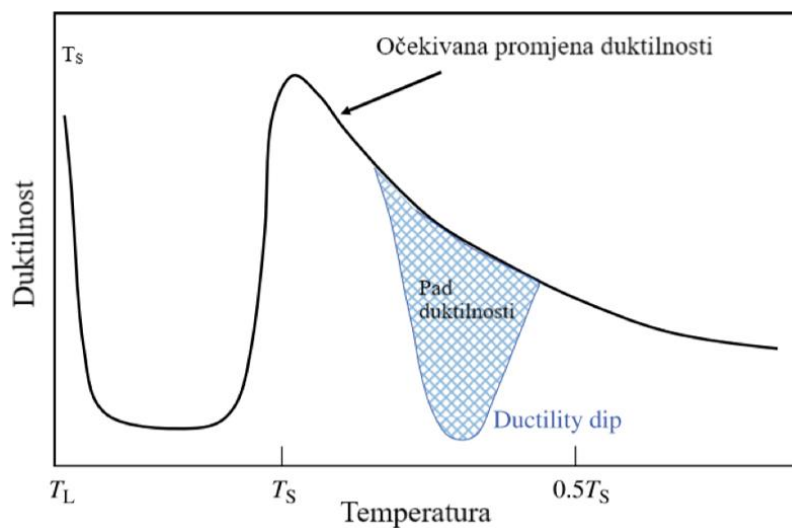
Austenitini nehrđajući čelici mogu biti skloni pojavi vrućih pukotina u djelomično protaljenoj zoni i ZUT-u. Ove pukotine pojavljuju se uslijed istovremene prisutnosti zavarivanjem uzrokovanih napreznja i lokaliziranog tekućeg agregatnog stanja. Obično se javljaju duž granica kristalnog zrna jer se upravo ovdje nalaze izlučene nečistoće niskog tališta, poput fosfora ili još štetnijeg sumpora koje se relativno lako rastale. Ukoliko se zavarivanje provodi u više prolaza, ove se pukotine se mogu pojaviti i u metalu zavara koji je formiran u nekom od prethodnih prolaza. Pukotine u djelomično protaljenoj zoni i ZUT-u često su vrlo malih dimenzija zbog čega ih je teško uočiti a ponekad se i nazivaju mikro-pukotine.

Kao najučinkovitija metoda za izbjegavanje nastanka ovih pukotina pokazala se kontrola kemijskog sastava osnovnog metala. Naime, legure koji imaju sklonost nastajanju ferita u ZUT-u su prilično otporne na nastanak pukotina u ovoj zoni. Ukoliko je kemijski sastav legure takav da ne rezultira nastankom feritne faze u ZUT-u, vjerojatnost pojave pukotina može se minimizirati tako da udio nečistoća u kemijskom sastavu bude što je moguće manji. Veličina kristalnog zrna u ZUT-u također ima bitan utjecaj na pojavu pukotina. Sitnozrnata mikrostruktura je u pravilu poželjnija jer povećava ukupnu površinu granica zrna i tako distribuira neželjenu taljevinu na veće područje. Veća površina granice zrna rezultira i lokalnim smanjenjem napreznja po jedinici površine što povoljno djeluje na sprječavanje pojave pukotina [5], [108].

Iako odabir pravilnog postupka za zavarivanja ima relativno ograničen utjecaj na pojavu vrućih pukotina u djelomično protaljenoj zoni i ZUT-u, preporuka je pridržavati se istih smjernica kao kod sprječavanja pojave vrućih pukotina u metalu zavara: smanjiti upetost zavarivane konstrukcije, smanjiti unos topline te postići pravilnu veličinu i oblik presjeka zavarenog spoja.

DDC pukotine

DDC pukotine spadaju u pukotine koje nastaju u čvrstom agregatnom stanju (ispod solidus temperature). Uočene su kod mnogih metala koje kristaliziraju u plošno centriranoj kubnoj rešetki poput austenitnog nehrđajućeg čelika te legura na bazi nikla i bakra. Ove pukotine najčešće se pojavljuju kod zavarivanja u više prolaza a šire se duž granica kristalnog zrna a smještene su u metalu zavara ili ZUT-u. Nastanak DDC pukotina povezuje se s padom duktilnosti u relativno uskom temperaturnom intervalu, približno od 60% do 90% solidus temperature, slika 3.5.



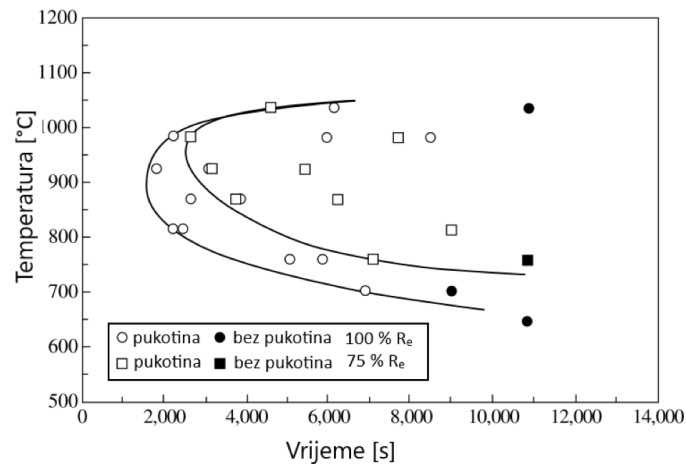
Slika 3.5. Promjena duktilnosti s padom temperature BTR: temperaturni interval smanjene duktilnosti; T_L : likvidus temperatura; T_S : solidus temperatura, [108]

Slično kao i kod vrućih pukotina, prisutnost ferita ima pozitivno djelovanje na sprječavanje DDC pukotina kod austenitnih nehrđajućih čelika. Naime, granice zrna između ferita i austenita nemaju ravan nego vijugav oblik što omogućuje mehaničko sidrenje i blokiranje klizanja te sprječava nastanak DDC pukotina pod utjecajem naprezanja. Odabirom osnovnog i dodatnog metala koji rezultiraju stvaranjem manje količine ferita u metalu zavara i ZUT-u moguće je u znatnoj mjeri spriječiti pojavu DDC pukotina. Mehanizam pojave DDC pukotina još nije potpuno objašnjen ali su donekle poznati faktori koji utječu na njihovu pojavu [108]. Osim kontrole nad udjelom ferita u zavarenom spoju, važno je smanjiti upetost konstrukcije koja se zavaruje. Smanjenje udjela nečistoća (P i S) u kemijskom sastavu austenitnog nehrđajućeg čelika nema značajniji utjecaj na pojavu DDC pukotina. Vodik u zaštitnom plinu treba izbjeći jer on povećava vjerojatnost nastanka pukotina. Odabir zavarivačkih parametara koji rezultiraju manjim toplinskim unosom i povoljnom geometrijom poprečnog presjeka metala zavara (kako je i prethodno pojašnjeno) ima donekle povoljan utjecaj na sprječavanje DDC pukotina.

Pukotine nastale naknadnim zagrijavanjem

Pukotine nastale naknadnim zagrijavanjem zavarenog spoja mogu nastati kod zavarivanja u više prolaza ali obično nastaju tijekom toplinske obrade zavarenog spoja. Naknadna toplinska obrada smanjuje zaostala naprezanja i uzrokuje kontrolirane mikrostrukturne promjene u zavarenom spoju osiguravajući mu tražena svojstva. Pukotine nastale naknadnim zagrijavanjem zavarenog spoja, kao i DDC pukotine, nastaju u čvrstom agregatnom stanju a pojavljuju se u metalu zavara ili ZUT-u. Austenitni nehrđajući čelici legirani s Nb i Ti (npr. legure 347 i 321) te legure s oznakom 'H' posebno su sklone formiranju pukotina ovoga tipa. Mehanizam nastanka pukotina koje nastaju naknadnim zagrijavanjem zavarenog spoja dešava se u dvije faze. U prvoj fazi, na visokim temperaturama koje se tijekom zavarivanja pojavljuju u ZUT-u, raspadaju se i otapaju u matrici prisutni karbidi. Metal zavara također sadrži ugljik i karbidotvorne elemente (Nb, Ti). U drugoj fazi, tijekom naknadnog zagrijavanja zavarenog spoja, dolazi do ponovne precipitacije karbida u metalu zavara i ZUT-u. Nastali precipitanti značajno povećavaju čvrstoću ali smanjuju duktilnost zavarenog spoja. Ukoliko se uz navedeni pad duktilnosti u zavarenom spoju istovremeno pojavljuju značajnije

lokalne deformacije (uslijed popuštanja zaostalih napreznja) može se očekivati pojava pukotina. Dinamika precipitacije i sklonost austenitnog nehrđajućeg čelika pojavi pukotina tijekom naknadne toplinske obrade iskazuje oblik C-krivulje u dijagramu vrijeme–temperatura–precipitacija. Primjer za leguru 347 vidljiv je na slici 3.6. Ispitivanje je provedeno za uzorke opterećene s 100% i 75% granice razvlačenja, što su realistične vrijednosti napreznja koje može zaostati u zavarenom spoju. Pojava pukotina može se očekivati ukoliko krivulja temperaturnog ciklusa u zavarenom spoju tijekom naknadnog zagrijavanja presiječe C-krivulju, što bi svakako trebalo izbjeći ukoliko je moguće.



Slika 3.6. Pojava pukotina uzrokovana naknadnom toplinskom obradom (legura 347), [108]

Sprječavanje pojave pukotina uslijed naknadne toplinske obrade kod legura koje su im sklone nije jednostavan zadatak. Općenito vrijedi da povećani udio nečistoća u kemijskom sastavu povećava vjerojatnost pojave ovih pukotina jer slabi veze između kristalnih zrna. Sitnozrnata struktura u ZUT-u i manji toplinski unos imaju povoljan utjecaj na sprječavanje pojave ovih pukotina. Poželjan utjecaj imaju i sve druge radnje koje smanjuju intenzitet zaostalih napreznja u zavarenom spoju: postizanje odgovarajuće geometrije poprečnog presjeka metala zavara; izbjegavanje pojave koncentracije napreznja (oštri prijelazi s metala zavara na osnovni metal, uključine troske, nepotpuno protaljšivanje i pentracija); mehaničko očvršćavanje površine zavara.

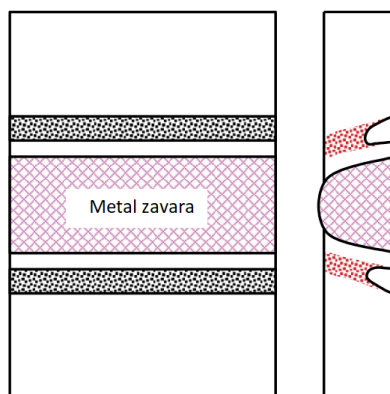
Narušavanje otpornosti na koroziju zavarivanjem

Austenitni nehrđajući čelici često se odabiru za primjenu upravo zbog svoje otpornosti na koroziju. Nažalost, ovo svojstvo može im se značajno narušiti zavarivanjem što uzrokuje propadanje konstrukcije i skraćuje joj predviđeni životni vijek. Zavarivanje može smanjiti otpornost na koroziju austenitnog nehrđajućeg čelika u slučajevima kad u njemu prouzroči neželjene mikrostrukturne promjene. Nepovoljno djelovanje imaju i zavarivanjem uzrokovana zaostala vlačna napreznja koja mogu prouzročiti koroziju potpomognutu napreznjem u području zavarenog spoja.

Intergranularna korozija

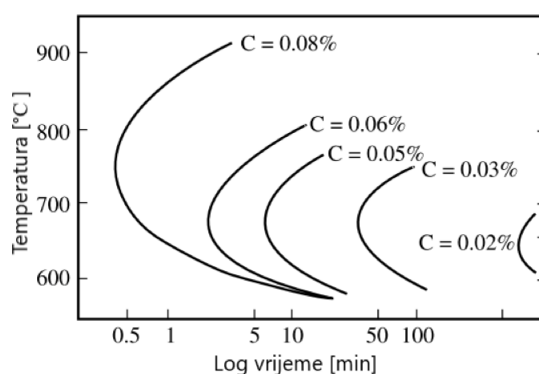
Djelovanje intergranularne korozije kod austenitnih nehrđajućih čelika u pravilu se uočava u ZUT-u zavarenog spoja, ili točnije u kritičnom području unutar ZUT-a koje se zagrijalo na temperaturu između 600 °C i 850 °C. U ovom temperaturnom intervalu događaju se zavarivanjem uzrokovane mikrostrukturne pojave koje narušavaju korozivnu otpornost

nehrđajućeg čelika. Naime, duž granice kristalnog zrna formiraju se kromom obogaćeni karbidi ($M_{23}C_6$) i tako smanjuje količina slobodnih kromovih atoma koji se trebaju vezati s kisikom te na površini razviti zaštitni oksidni sloj otporan na koroziju. Zbog ovog mehanizma granice kristalnog zrna koje se nalaze u kritičnom području unutar ZUT-a ostaju nezaštićene od djelovanja korozije te ona može intenzivno napredovati kroz njih, slika 3.7.



Slika 3.7. Djelovanje intergranularne korozije u ZUT-u, [108]

Austenitni nehrđajući čelici s udjelom ugljika preko 0,05% skloniji su nastanku intergranularne korozije, [112]. Dinamika precipitacije kromom bogatih karbida može se prikazati u dijagramu temperatura-vrijeme-precipitacija, slika 3.8. U području unutar karakteristične C-krivulje dolazi do precipitacije i formiranja karbida. Iz navedenog dijagrama vidljivo je kako povećanje količina ugljika u austenitnom nehrđajućem čeliku ubrzava dinamiku precipitacije (nos C-krivulje pomiče se prema lijevo). Iz ovog razloga austenitni nehrđajući čelici koje sadržavaju mali udio ugljika u kemijskom sastavu, tj. legure s oznakom 'L' značajno su otpornije na intergranularnu koroziju. Treba napomenuti da opisanu precipitaciju i smanjenu otpornost na koroziju može izazvati i naknadna toplinska obrada zavarenog spoja ukoliko se provodi u kritičnom temperaturnom intervalu.



Slika 3.8. Utjecaj udjela ugljika na položaj precipitacijske C-krivulje kod legure 18Cr-8Ni, [108]

Postoji nekoliko načina za sprječavanje intergranularne korozije uzrokovane zavarivanjem. Ponekad je moguće provesti naknadnu toplinsku obradu koja će nepoželjne karbidne spojeve otopiti u metalnoj matrici na temperaturi od 1000–1100 °C a potom brzim

hlađenjem onemogućiti njihovo ponovno nastajanje. Ovaj postupak nije praktičan kod zavarenih konstrukcija većih dimenzija a može izazvati i toplinske deformacije. Upotreba legura austenitnog nehrđajućeg čelika sa smanjenim udjelom ugljika (slovna oznaka 'L') svakako je prikladna opcija za izbjegavanje intergranularne korozije. Također, legure stabilizirane dodatkom Ti i Nb, elemenata koji imaju značajan afinitet prema ugljiku, pokazale su se relativno otpornima na intergranularnu koroziju. Ove legure tvore titanove i niobijeve karbide i tako sprječavaju iscrpljivanje kromovih atoma na granicama kristalnog zrna. Međutim, kod njih se može pojaviti posebna vrsta intergranularne korozije koja se naziva nožasta korozija. Ona nastaje kao posljedica raspadanja i otapanja karbida TiC i NbC tijekom zavarivanja u uskom području uz zonu taljenja. Smanjenje unosa topline smanjuje vjerojatnost pojave intergranularne korozije [108], [112].

Korozija potpomognuta naprežanjem

Zbog relativno niske toplinske vodljivosti i velikog koeficijenta toplinskog širenja, zavarivanje austenitnih nehrđajućih čelika rezultira značajnim vlačnim naprežanjima koji zaostaju u zavarenom spoju. Ovakvo stanje potpomaže napredovanje korozije i obično rezultira razvijanjem pukotina u ZUT-u, osobito u klorom bogatoj atmosferi poput morske vode. U faktore koje utječu na intezitet korozije potpomognute naprežanjem ubraja se temperatura, kemijski sastav legure, mikrostruktura, te razina i vrsta prisutnog naprežanja. Uzrok naprežanja nije nužno zavarivanje, ono također može biti posljedica toplinske obrade, nekog drugog proizvodnog procesa ili radnog opterećenja. Nehrđajući čelici koje u sebi imaju manje od 5% ili više od 20% nikla imaju dobru otpornost na navedni problem, dok su mu legure s udjelom nikla od 8–12% posebno sklone.

U usporedbi s austenitnim čelikom, feritni i dupleks nehrđajući čelici imaju bolju otpornost na koroziju potpomognutu naprežanjem. Jedno od rješenja za sprječavanje ove vrste korozije može biti i provođenje naknadne toplinske obrade za popuštanje zaostalih naprežanja [5], [104], [108].

4. TIG ZAVARIVANJE AUSTENITNIH NEHRĐAJUĆIH ČELIKA

Ovo poglavlje usmjereno je na utjecaj TIG zavarivanja na austenitne nehrđajuće čelike. Posebna pozornost posvećena je utjecaju procesnih parametara (jakost struje, brzina zavarivanja, duljina električnog luka, oblik vrha volframove elektrode, kemijski sastav zaštitnog plina) i kemijskog sastava osnovnog metala na oblik zone taljenja. Analiziran je i utjecaj TIG procesa na mikrostrukturne promjene i deformacije radnog komada koje uzrokuje. Također, pojašnjene su osnove planiranja i analize eksperimenata a potom je sagledano na koji način autori pristupaju ovoj problematici u pregledanoj literaturi.

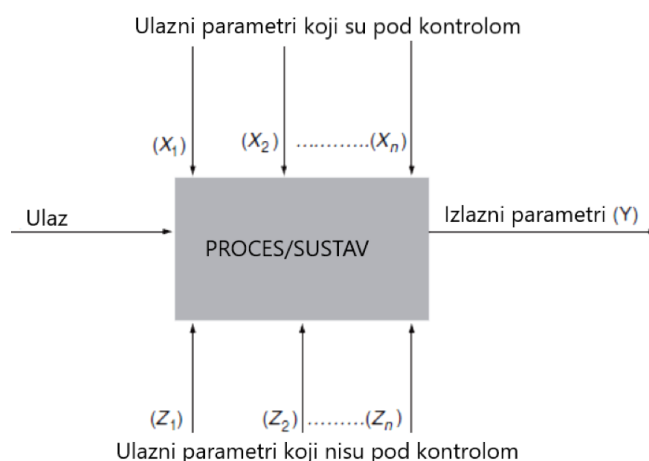
4.1. Planiranje, dizajn, provođenje i analiza eksperimenata

Pravilno planiranje i dizajniranje eksperimenata a zatim kontrolirano provođenje te analiza provedenih eksperimenata nužan su preduvjeti za uspješno testiranje znanstvene hipoteze, opažanje i istraživanje nepoznate pojave ili odnosa. Obzirom na navedeno, metodologija provođenja eksperimenata tipično se djeli na četiri temeljne faze:

- planiranje eksperimenata,
- dizajniranje eksperimenata (DOE),
- provođenje eksperimenata,
- analiza eksperimenata [113].

Planiranje eksperimenata

Preduvjet za uspješno planiranje eksperimenata je dobro poznavanje procesa, sustava ili pojave koja se promatra — važno je razlikovati i odrediti što sve ulazi u proces, koje procesne parametre je moguće a koje nije moguće kontrolirati (ulazni parametri) te što je promatrani kriterij ili rezultat procesa (izlazni parametri), dijagram na slici 4.1.



Slika 4.1. Model promatranoga procesa ili sustava, [113]

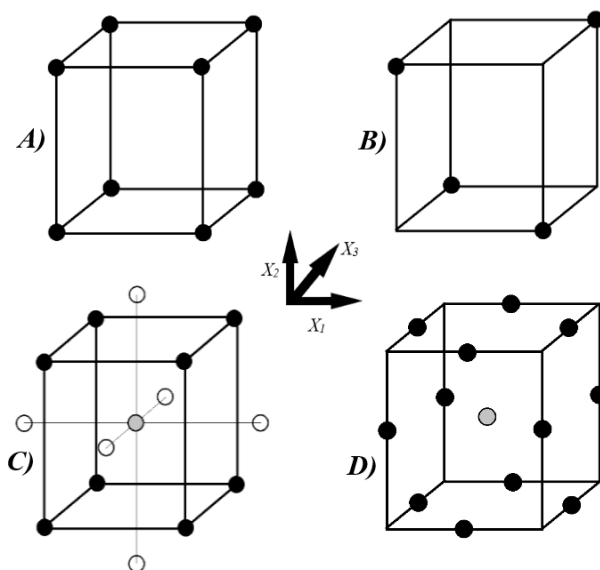
Izlazni parametri (Y) u dijagramu odnose se na promatrane karakteristike sustava, ulazni parametri koje je moguće kontrolirano mijenjati ($X_1...X_n$) imaju ključnu ulogu u provođenju eksperimenata. Parametri koji nisu pod kontrolom ili ih je veoma teško kontrolirati ($Z_1...Z_n$) odgovorni su za odstupanja u promatranim izlaznim parametrima. Faznu planiranja eksperimenata može se dalje podjeliti u šest tipičnih koraka:

-
- prepoznavanje i formuliranje problema,
 - odabir izlaznih procesnih parametara koji će se mjeriti (Y),
 - prepoznavanje ulaznih procesnih parametara ($X_1...X_n$) i ($Z_1...Z_n$),
 - raspoznavanje ulaznih parametara koje je moguće kontrolirati ($X_1...X_n$),
 - odabir vrijednosti (razina) na koje će se kontrolabilni parametri postavljati i
 - prepoznavanje združenog utjecaja ulaznih parametara (npr. utjecaj $X_1 \cdot X_2$) na izlaz Y [113].

Dizajniranje eksperimenata

Provođenje eksperimenata u pravilu zahtjeva odgovarajuća mjerenja kako bi se naknadno utvrdio utjecaj ulaznih parametara ($X_1...X_n$) na promatrane izlazne parametre (Y). Primjerice, eksperimenti se mogu provesti u cilju određivanja utjecaja jakosti struje zavarivanja (kontrolirani ulazni parametar) na dubinu penetracije (izlazni parametar). Eksperimenti se mogu provoditi i kako bi se odredila kombinacija ulaznih parametara koja smanjuje varijacije u kvaliteti izlaznog proizvoda, što je veoma važno za povećanje robusnosti industrijskih procesa. S tom namjerom se 1980-tih razvila poznata Taguchi metoda koja u pravilu koristi ortogonalni dizajn eksperimenata i omogućuje odabir ulaznih parametara koji smanjuju varijaciju (šum) u promatranom izlaznom parametru.

Kod analize utjecaja samo jednog parametra (varijable) na proces u pravilu se koristi najjednostavniji dizajn eksperimenata — vrijednost promatranog parametra kontrolirano se mijenja a svi ostali parametri zadržavaju se na konstantnoj vrijednosti (OVAT metoda). Potrebno je napomenuti kako ovaj pristup zahtjeva dosta vremena, resursa i iskustva što mu je ujedno i glavni nedostatak. Upravo zato su se 1920-tih razvile kompleksnije metode dizajniranja eksperimenata koje dobrim djelom eliminirale navedene nedostatke i omogućile analizu utjecaja većeg broja parametara na proces [113]. Neke od najpoznatijih DOE metoda su potpuni faktorski dizajn, djelomični faktorski dizajn, centralni kompozitni dizajn i Box–Behnken design (BBD). Shematski prikaz navedenih metoda za tri ulazna parametra tj. faktora vidljiv je na slici 4.2 — odmah se uočava kako metode zahtjevaju značajno različit broj eksperimenata (označeni točkama), što je jedna od važnijih karakteristika budući da provođenje eksperimenata može biti skupo i dugotrajno. Tako potpuni faktorski dizajn zahtjeva osam eksperimenata na dvije različite razine; djelomični faktorski dizajn zahtjeva svega četiri eksperimenta, također na dvije razine; centralni kompozitni dizajn i Box-Behnken dizajn zahtjevaju provedene značajno većeg broja eksperimenata (zbog većeg broja razina) ali zato bolje opisuju proces obuhvaćajući nelinearnosti koje se mogu pojaviti.



Slika 4.2. Nekoliko različitih DOE metoda za tri faktora (ulazna parametra X_1 , X_2 i X_3)
 A) potpuni faktorski dizajn; B) djelomični faktorski dizajn; C) centralni kompozitni dizajn;
 D) Box-Behnken dizajn

U tablici 4.1 navedeno je nekoliko znanstvenih radova gdje su autori koristili neku od složenijih DOE metoda za potrebu analize utjecaja zavarivačkih parametara na dimenzije zone taljenja kod TIG zavarivanja austenitnih nehrđajućih čelika.

Tablica 4.1. Dizajn eksperimenata korišten u istraživanjima utjecaja TIG zavarivačkih parametara na geometriju zone taljenja kod austenitnih nehrđajućih čelika

Istraživanje	TIG procesni parametar	Dizajn eksperimenata	Rezultati
Leitner i ostali [98]	Frekvencija i amplituda impulsne struje, jakost i trajanje vršne struje, brzina zavarivanja (P-TIG proces)	BBD	Određivanje koji od analiziranih procesnih parametara ima najveći utjecaja na zonu taljenja
Mohan i ostali [114]	Duljina luka, jakost struje i brzina zavarivanja (A-TIG)	Taguchi L27	Utvrdjivanje optimalnih zavarivačkih parametara obzirom na dimenzije zone taljenja
Giridharan i ostali [115]	Jakost i trajanje vršne struje, brzina zavarivanja (P-TIG proces)	CCD	Izrada modela i optimiranje oblika zone taljenja

Važno je napomenuti da su se autori u ostatku pregledane literature odlučili za jednostavnu OVAT metodu koja im je omogućila analizu utjecaja samo jednog zavarivačkog parametra na dimenzije zone taljenja, tablica 4.2. Ukoliko su analizirali utjecaj više zavarivačkih parametara, OVAT metodu primjenili bi na svaki od njih a istraženi raspon odabran je na temelju iskustva i tehničkih mogućnosti opreme koju posjeduju.

Tablica 4.2. Istraživanja u kojima je korištena OVAT metoda u svhu analize utjecaja TIG zavarivačkih parametara na geometriju zone taljenja

Istraživanje	Analizirani TIG parametar	Ispitani raspon
Burgard i Heiple [2]	Jakost struje	70–270 A
	Brzina zavarivanja	6,3–30 cm/min
	Duljina električnog luka	0,3–3,7 mm
	Vršni kut volframove elektrode	20°–30°
Feng i ostali [93]	Jakost struje	410–530 A
	Brzina zavarivanja	31–49 cm/min
	Duljina električnog luka	2–3,5 mm
Huang i ostali [116]	Jakost struje	100–200 A
Jamshid i ostali [117]	Jakost struje	110–200 A
	Brzina zavarivanja	10–15 cm/min
Lu i ostali [100]	Jakost struje	80–250 A
	Brzina zavarivanja	4,5–30 cm/min
	Duljina električnog luka	1,0–7,0 mm
	Dodatak O ₂ u zaštini plin He	0–4 vol.%
Lu i ostali [118]	Jakost struje	60–260 A
	Brzina zavarivanja	4,5–30 cm/min
	Duljina električnog luka	1,0–9,0 mm
	Dodatak O ₂ u zaštini plin Ar	0,1 i 0,3 vol.%
Rodrigues i Loureiro [119]	Jakost struje	100–300 A
	Dodatak H ₂ u zaštini plin Ar	0–5 vol.%
Shirali i Mills [41]	Jakost struje	150–250 A
	Brzina zavarivanja	7,5–22,5 cm/min
	Duljina električnog luka	2,0–10,0 mm
	Vršni kut volframove elektrode	15°–90°
	Dodatak O ₂ u zaštini plin Ar	0–1 vol.%
Stadler i ostali [120]	Jakost struje	100–150 A
	Duljina električnog luka	3,0–5,0 mm
	Vršni kut volframove elektrode	30°–60°
	Dodatak Ar u zaštini plin He	0–30 vol.%
Vasudevan [121]	Jakost struje	60–240 A
	Brzina zavarivanja	6–21 cm/min
Key [103]	Vršni kut volframove elektrode	15°–180°
Durgutlu [101]	Dodatak H ₂ u zaštini plin Ar	1,5–5 vol.%
Hsieh i ostali [42]	Dodatak H ₂ u zaštini plin Ar	0–5 vol.%
	Dodatak O ₂ u zaštini plin Ar	0–1 vol.%
	Dodatak N ₂ u zaštini plin Ar	2,5–10,0 vol.%
Lu i ostali [102]	Dodatak O ₂ u zaštinu plinsku mješavinu Ar+He	0–1 vol.%
Tathgir i ostali [123]	Dodatak H ₂ u zaštini plin Ar	0–5 vol.%

Na temelju iznesenog jasno je vidljivo kako OVAT metoda prevladava u većini pregledanih znanstvenih radova koji analiziraju utjecaj parametara TIG procesa na geometriju zone taljenja. Iznimke su slučajevi u kojima je cilj istraživanja optimirati zavarivačke parametre obzirom na željene dimenzije zone taljenja pa je važna i njihova interakcija stoga je nužno koristiti složenije DOE metode.

Provođenje eksperimenata

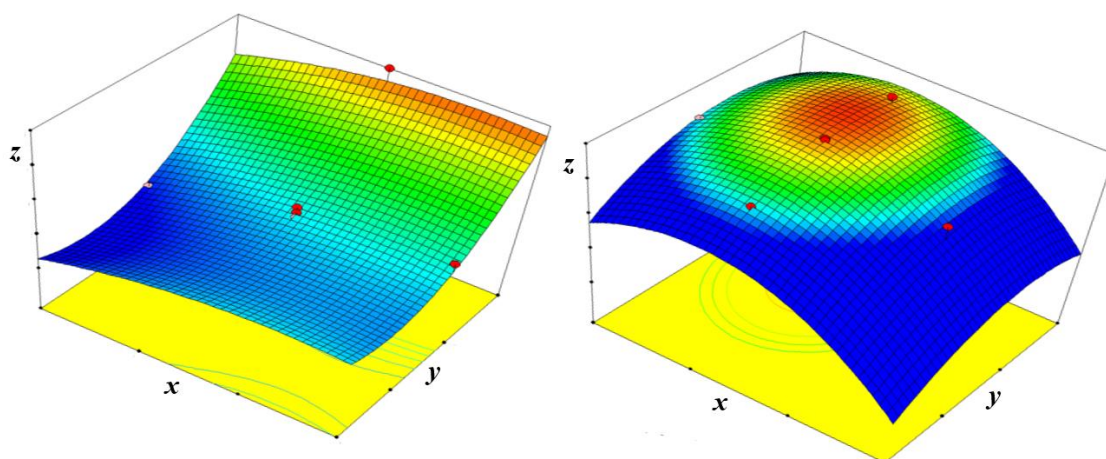
Eksperimenti se provode sukladno prethodno utvrđenom dizajnu. Kod složenijih DOE metoda i velikog broja eksperimenata izrađuje se matrica dizajna eksperimenata koja osigurava provođenje eksperimenata točno definiranim redoslijedom. Ukoliko su eksperimenti i popratna mjerenja složena i zahtjevaju više koraka, preporuča se korištenje provjerenog popisa kako bi se sve potrebne predradnje uvijek izvršile.

Analiza eksperimenata

U ovoj fazi eksperimentalne metodologije provodi se analiza podataka prikupljenih kroz provedene eksperimente. Podaci se mogu obraditi i prikazati na veliki broj načina a uvijek treba odabrati onaj koji jasnije ukazuje na zaključke istraživanja. Izrada matematičkog modela koji opisuje odnos ulaznih parametara ($X_1...X_n$) i promatranog izlaznog parametra (Y) u pravilu se provodi regresijskom analizom:

$$Y = f(X_n, \beta) + e_i \quad (4.1)$$

gdje je Y zavisna varijabla (izlazni parametar), X_n nezavisne varijable (ulazni parametri), β nepoznati koeficijenti koji izračunavaju a e_i pogreška (slučajna varijabla s normalnom raspodjelom i očekivanom vrijednošću nula). Istraživanja koja uključuju optimizaciju ulaznih parametara u cilju minimizacije (ili maksimizacije) vrijednosti izlaznog parametra često koriste metodu odzivne površine (RSM) koja se temelji na regresijskoj analizi. Općenito, RSM metoda uključuje niz statističkih i matematičkih tehnika koje poboljšavaju razumijevanje promatranoga procesa te tako omogućuju njegovo unaprijeđenje, razvoj ili optimizaciju. Ova metoda dobila je ime prema grafičkom prikazu problema koji obuhvaća dva ulazna i jedan izlazni parametar — ako su vrijednosti ulaznih parametara prikazani u xy ravnini, a izlazni parametar (odziv) na osi z rezultirajuća ploha ima oblik prostorne plohe, slika 4.3.



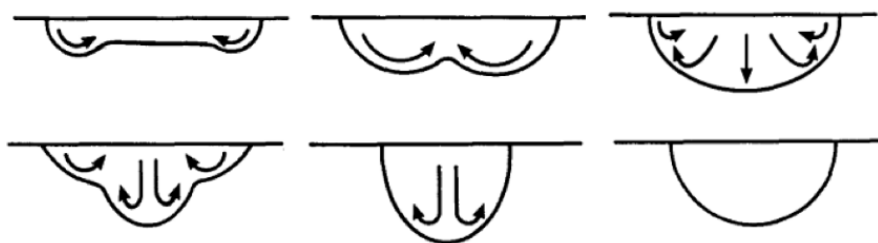
Slika 4.3 Odzivne površine, RSM metoda

4.2. Zona taljenja

Zona taljenja kod TIG zavarivanja nastaje kao posljedica lokalnog djelovanja električnog luka na radni komad. Postizanje željenog oblika zone taljenja važno je iz više razloga:

- omogućuje ostvarivanje zavarenog spoja zadovoljavajuće kvalitete,
- smanjuje mogućnosti pojave grešaka u zavarenom spoju,
- povećanje dubine zone taljenja pozitivno utječe na produktivnost procesa,
- povoljnija geometrija zone taljenja smanjuje unos topline i deformacije radnog komada.

Kontrola nad geometrijom zone taljenja važna je i za napredak aditivnih tehnologija proizvodnje koje koriste zavarivačke procese i iskazuju veliki potencijal za industrijsku primjenu. Šest osnovnih oblika zone taljenja prikazani su na slici 4.4. Kod svih prikazanih oblika osim zadnjeg, konvekcija u tekućem metalu (smjer označen strelicama) može imati bitan utjecaj na prijenos topline i razvoj oblika zone taljenja.



Slika 4.4. Različiti oblici zone taljenja i smjer konvekcija koji na njih utječe, [1]

Kao karakteristične dimenzije zone taljenja kod nepotpune penetracije obično se uzimaju njezina dubina (dubina penetracije) i širina. Često se potom izračunava njihov omjer djeljenjem dubine penetracije sa širinom zone taljenja (D/W omjer). Vrijednost D/W omjera općeprihvaćena je mjera koja karakterizira geometriju zone taljenja. Kod potpune penetracije, uobičajeno je za karakteristične dimenzije zone taljenja uzeti njezinu širinu sa strane lica i njezinu širinu sa strane korijena.

Konačan oblik i geometrija zone taljenja ovise o čitavom nizu faktora koji mogu izravno ili neizravno utjecati na količinu topline koja se generira u električnom luku, prenosi u radni komad a potom i širi kroz metal [1], [7], [124]. Kod metala koji imaju nisku toplinsku vodljivost, poput austenitnog nehrđajućeg čelika, konvektivni prijenos topline u tekućem metalu može imati bitan utjecaj na formiranje zone taljenja. Smjer i intezitet sila koje pokreću ovo strujanje ovisi o odabranim zavarivačkim parametrima koji na taj način neizravno utječu na granicu taljenja [8], [4], [11], [38]. Tlak električnog luka također je pod utjecajem zavarivačkih parametara a može izazvati depresiju slobodne površine tekućeg metala i tako utjecati na prijenos topline u radni komad. [21], [125].

Zbog kompleksnih zbivanja koja se odvijaju tijekom elektrolučnog zavarivanja čak i suptilne promjene mogu rezultirati zonama taljenja čija se geometrija međusobno bitno razlikuje. Ovu problematiku za TIG proces zavarivanja detaljno su obradili Mills i Keene [1]. Ustanovljeno je kako i mala razlika u kemijskom sastavu metala zavara može dovesti do formiranja značajno različite zone taljenja, na što posebno djeluju površinski aktivni elementi (sumpor, kisik, selenij i dr.) zbog njihovog utjecaja na površinsku napetost tekućeg metala. U cilju povećanja dubine penetracije razvijeni su i posebni aktivni premazi koji se nanose na

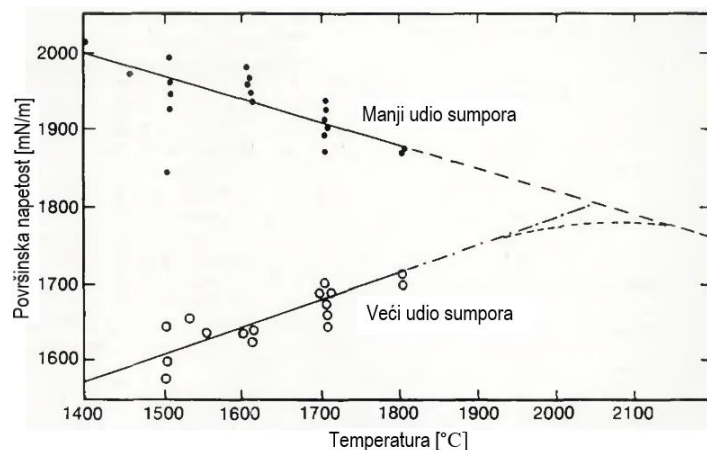
osnovni metal prije TIG zavarivanja, a njihovo djelovanje također se povezuje s promjenom površinske napetosti tekućeg metala, [126]. Velik broj autora posvetio je istraživanje upravo ovoj problematici [95], [96], [114], [127], [128].

U nastavku poglavlja obrađen je pregled literature u kojoj je analiziran utjecaj kemijskog sastava osnovnog metala i osnovnih zavarivačkih parametara TIG procesa na značajke zavarenog spoja kod austenitnih nehrđajućih čelika s naglaskom na geometriju zone taljenja.

4.2.1. Utjecaj kemijskog sastava osnovnog metala na zonu taljenja

Jedan od glavnih razloga za odstupanje dimenzija zone taljenja pod jednakim zavarivačkim parametrima obično je vrlo mala promjena u kemijskom sastavu metala koji se zavaruje. Konačan oblik zone taljenja osobito je osjetljiv na udio površinskih aktivnih elemenata elemenata poput sumpora, kisika, selenija i aluminijska u metalu, [1], [129]. Naime, navedeni elementi mogu dovesti do promjene smjera konvektivnog strujanja tekućeg metala utječući na njegovu površinsku napetost odnosno Marangonijevu konvekciju. Konvekcija može biti dominantan mehanizam prijenosa topline u talini, osobito kod metala koji imaju relativno malen koeficijent toplinske vodljivosti — pokazatelj omjera konvektivnog i konduktivnog prijenosa topline u fluidu (tekući metal) je bezdimenzionalni Pecletov broj. Ovdje je važno naglasiti da razlika u geometriji zone taljenja između dva osnovna metala s različitim udjelom površinskih aktivnih elemenata ne mora nužno nastupiti. Naime, nastupanje navedene razlike uvelike ovisi o zavarivačkim parametrima koji neizravno utječu na Pecletov broj, što je detaljno istraženo u znanstvenom radu Pitscheneder i ostali [130]. Autori su utvrdili kako očekivana razlika u geometriji zone taljenja između uzoraka s različitim udjelom sumpora neće biti ostvarena ukoliko su brzina strujanja tekućeg metala i dimenzije taline relativno malene. U takvim slučajevima dolazi do smanjenja vrijednosti Pecletovog broja — konvekcija više nije dominantan mehanizam prijenosa topline u tekućem metalu, jača utjecaj kondukcije čiji intezitet ne ovisi o udjelu sumpora u uzorcima.

Burgard i Heiple [2] pokazali su kako relativno male razlike u količini sumpora i selenija u autenitnom nehrđajućem čeliku (legura 304) mogu uzrokovati značajno drugačiji odnos između zavarivačkih parametara i geometrije zone taljenja. Eksperimenti su provedeni na tri različita uzorka: standardnoj leguri 304 s 20 ppm sumpora u kemijskom sastavu, leguri 304 koja je pretaljivanjem ciljano dopirana s 76 ppm sumpora te leguri 304 koja je pretaljivanjem dopirana s 47 ppm selenija. Nakon autogenog TIG zavarivanja i metalografske analize uočene su znatne razlike u D/W omjeru zone taljenja za tri uzorka. Autori pojašnjavaju kao su upravo male količine površinskih aktivnih elemenata poput sumpora i selenija uzrokovale promjenu površinske napetosti tekućeg metala, tako utjecale na intezitet i smjer Marangonijeve konvekcije u talini, i u konačnici izmjenile oblik zone taljenja. Na slici 4.5 nalazi se prikaz površinske napetosti u ovisnosti o temperaturi za austenitni nehrđajući čelik 316 u tekućem stanju s različitim udjelom sumpora u kemijskom sastavu. Razlika u udjelu sumpora je svega 160 ppm ali zona taljenja kod uzorka s većim udjelom sumpora ima značajno veći D/W omjer nakon zavarivanja.



Slika 4.5. Površinska napetost u ovisnosti o temperaturi za leguru 316 s razlikom u udjelu sumpora od 160 ppm, [2]

Shirali i Mills [41] također su proučavali kako na oblik zone taljenja kod TIG zavarivanja austenitnih nehrđajućih čelika (legure 304 i 316) utječe udio sumpora u osnovnom metalu. Uzorci na kojima su provedeni eksperimenti imali su nizak udio sumpora (do 15 ppm), srednje visok udio sumpora (50–75 ppm) i visok udio sumpora (95–130 ppm) u kemijskom sastavu. Opažanja autora Shirali i Mills u skladu su s istraživanjem Burgard i Heiple [2].

Utjecaj manje količine aluminija na strujanje tekućeg metala uzrokovano gradijentom površinske napetosti istražili su Heiple i Roper [129]. Pokazali su kako u pojedinim slučajevima, kad je prisutnost sumpora veoma malena, aluminij također može imati indirektan utjecaj na površinsku napetost taline. Naime, aluminij ima snažan afinitet prema kisiku zbog čega se s njim spaja i tako utječe na udio kisika u tekućem metalu. Budući da je kisik površinski aktivan element, zbog smanjenja njegovog udjela u talini uslijed vezivanja s aluminijem, talini se mijenja površinska napetost. Rezultirajuća Marangonijeva konvekcija pod utjecajem aluminija ima smjer strujanja od centra taljevine prema njezinom rubu, što smanjuje dubinu penetracija a povećava širinu zone taljenja (smanjenje D/W omjera) — upravo suprotno u odnosu na efekt koji uzrokuje povećana prisutnost sumpora u taljevini.

Hsieh i ostali [42] također potvrđuju kako povećanje udjela sumpora i kisika u tekućem metalu u pravilu uzrokuje povećanje D/W omjera zone taljenja. Autori također dokazuju kako prisutnost aluminija smanjuje D/W omjer zone taljenja, što je u skladu s istraživanjem Heiple i Roper [129]. Utvrđeno je i kako manje promjene udjela silicija (Si) i fosfora (P) u kemijskom sastavu osnovnog metala nemaju značajniji utjecaj na D/W omjer. Istraživanje koje su proveli Rodrigues i Loureiro [119] također se jednim djelom odnosi na utjecaj kemijskog sastava osnovnog metala na oblik zone taljenja. Analizom je utvrđeno kako je rasipanje karakterističnih geometrijskih vrijednosti zone taljenja (dubina penetracije, širina zone taljenja i njihov omjer) kod uzoraka iz iste proizvodne šarže manje u odnosu na uzorke iz različitih šarži. Autori također napominju kako bi element kalcij mogao imati utjecaj na geometriju zone taljenja budući da je rasipanje širine i dubine zone taljenja vrijednosti uočeno i kod uzoraka s jednakim udjelom sumpora i kisika u kemijskom sastavu.

U tablici 4.3 zbirno je prikazano kako promjena udjela nekog od elemenata (sumpor, selenij, fosfor, silicij, aluminij, bizmut) prisutnog u kemijskom sastavu osnovnog metala utječe na geometrijske značajke zone taljenja kod TIG zavarivanja. Treba napomenuti da je utjecaj sumpora i kisika najsnažnije izražen ali i da je njihov utjecaj potrebno promatrati u okviru

drugih prisutnih elemenata — primjerice, količina aluminija može odrediti utjecaj sumpora na D/W omjer zone taljenja (vidjeti istraživanje Pollard [131]).

Tablica 4.3. Utjecaj promjene udjela nekih elemenata u kemijskom sastavu osnovnog metala na oblik zone taljenja

Istraživanje	TIG varijanta	Zaštitni plin	Osnovni metal	Utjecajni element / promatrani raspon [ppm] ili [%]	D/W omjer	Dubina penetracije [mm]	Širina zone taljenja [mm]
Burgard i Heiple [2]	TIG	Ar	304	S / 20–76 ppm	↑	↑	-
	TIG	Ar	304	Se / 0–47 ppm	↑	↑	-
Shirali i Mills [41]	TIG	Ar	316	S / 75–130 ppm	↑	↑	-
	TIG	Ar	316	S / 15–75 ppm	↑	↑	-
	TIG	Ar	304	P / 65–260 ppm	=	-	-
	TIG	Ar	304	Si / 340–690 ppm	=	-	-
Hsieh i ostali [42]	TIG	Ar	304	S / 30–140 ppm	↑	↑	-
	TIG	Ar+5% H ₂	304	S / 30–140 ppm	↑	↑	-
	TIG	Ar+1% O ₂	304	S / 30–140 ppm	↓	↓	-
	TIG	Ar	304	Al / 50–90 ppm	↓	↓	-
Takeuchi i ostali [132]	TIG	Ar	304	Bi / 0,04–0,14%	↑	↑	↓
	TIG	Ar	304	Al / 10–310 ppm	↓=	↓=	-
	TIG	Ar	304	Si / 0–0,92%	↑↓	↑↓	-
Pollard [131]	TIG	Ar	304	Mn / 0,05–2,05%	↑↓	↑↓	-
	TIG	Ar	304	P / 50–190 ppm	=	=	-
	TIG	Ar	304	S / 40–180 ppm	=*	=*	-
	TIG	Ar	304	S / 40–510	↑=***	↑=***	-

* za uzorke s udjelom Al < 0,004%; **za uzorke 0,02% < Al < 0,04%

↑ povećanje vrijednosti u promatranom intervalu; ↓ smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu;

= nema značajne promjene vrijednosti u promatranom intervalu; - podatak nepoznat

Moguća je i kombinacija simbola npr. ↑↓ koji znači povećanje a zatim smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu ili

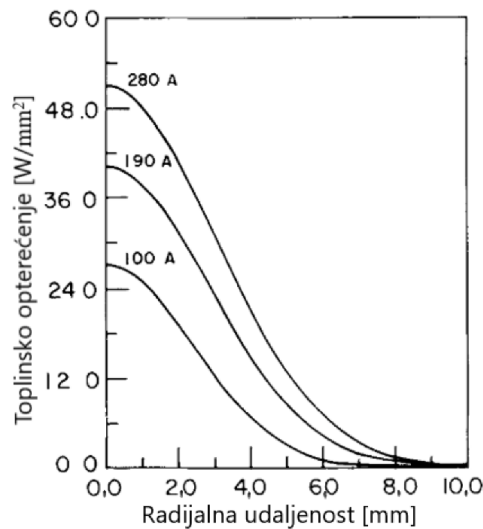
↑= koji znači povećanje a potom nema značajnije promjene vrijednosti

4.2.2. Utjecaj jakosti struje na zonu taljenja

Smatra se kako je jakost struje zavarivanja varijabla koja naj snažnije utječe na oblik i veličinu zone taljenja. Vrijedi da povećanje jakost struje povećava snagu električnog luka i količinu topline koja se unosi u radni komad, što za posljedicu ima povećanje volumena zone taljenja. Međutim, veća jakost struje ne mora se nužno odraziti na povećanje dubine penetracije kojoj se često teži, što ovisi o smjeru i intenzitetu strujanja tekućeg metala na koje snažno utječe Marangonijeva konvekcija koju kontroliraju površinski aktivni elementi poput kisika, sumpora ili selenija.

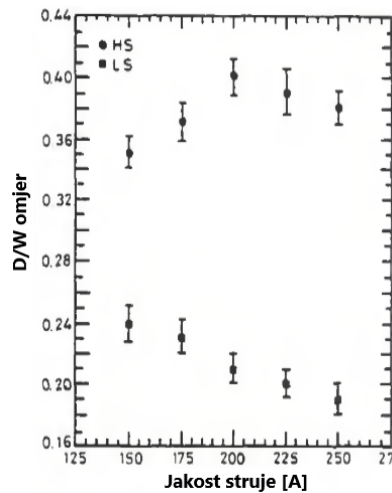
Izravna mjerenja toplinskog opterećenja kojim električni luk djeluje na vodom hladenu bakrenu anodu za različite jakosti struje proveli su Tsai i Eagar [56], slika 4.6. Potrebno je napomenuti kako se izmjerene vrijednosti na korištenom eksperimentalnom uređaju vjerojatno značajnije razlikuju u odnosu na stvarnu situaciju kad se u procesu zavarivanja pojavljuje taljevina i metalne pare. Unatoč tome, ovakva mjerenja imaju kvalitativnu vrijednost kojom ukazuju kako se ponaša distribucija toplinskog opterećenja s promjenom jakosti struje — veća jakost struje rezultira povećanjem vršne vrijednosti toplinskog opterećenja ali i proširuje zonu

na koju toplina djeluje (povećanje distribucijskog parametra). Integracijom izmjerenih distribucija autori su izračunali kako se za njihov eksperimentalni postav iskoristivnost električnog luka smanjuje s povećanjem jaskosti struje.



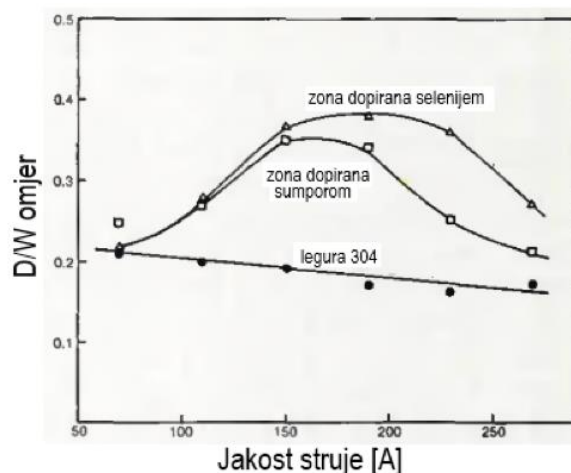
Slika 4.6. Utjecaj različite jakosti struje na toplinsko opterećenje vodom hladene bakrene anode, [56]

Autori Shirali i Mills [41] analizirali su kako na geometriju zone taljenja (D/W omjer) utječe jakost struje zavarivanja za austenitni nehrđajući čelik (legura 316) s relativno niskim (LS, 15 ppm) i visokim (HS, 95-130 ppm) udjelom sumpora u kemijskom sastavu, slika 4.7. Smatra se kako Marangonijeva konvekcija za LS uzorke uzrokuje strujanje tekućeg metala od centra taljevine prema njezinim rubovima što rezultira plitkom i širokom zonom taljenja (nizak D/W omjer). Za HS uzorke smjer Marangonijeve konvekcije je suprotan (tekući metal struji od ruba taljevine prema njezinom centru) zbog čega se povećava dubina i smanjuje širina zone taljenja (veći D/W omjer). Zanimljivo je kako povećanje jakosti struje uzrokuje povećanje penetracije kod HS uzoraka dok kod LS uzoraka ima suprotno djelovanje tj. smanjuje dubinu penetracije. Autori ovu pojavu obrazlažu povećanjem intenziteta Marangonijeve konvekcije na većoj jaskosti struje usljed većeg temperaturnog gradijenta koji se javlja u zoni tekućeg metala. Maksimalni D/W omjer za HS uzorke utvrđen je za jakost struje od 200 A, što je slično kao u istraživanju Burgardta i Heiplea [2] a vjerojatan uzrok je prekoračenje kritične temperature od 2050°C iznad koje Marangonijeva konvekcija mijenja svoj smjer.



Slika 4.7. Utjecaj jakosti struje na omjer dubine penetracije i širine zavara (D/W), [41]

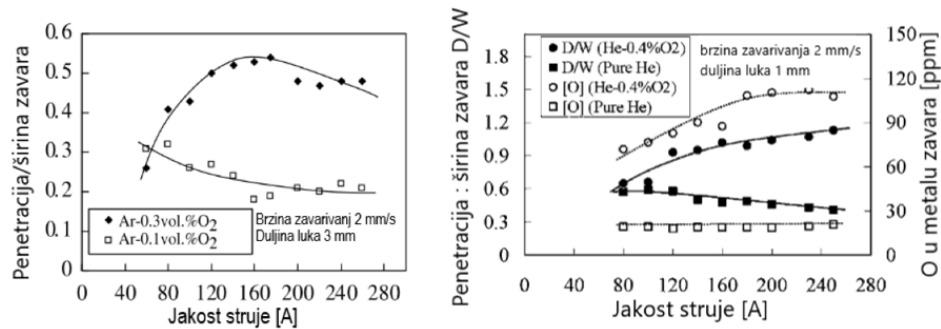
Burgardt i Heiple [2] utvrdili su kako se D/W omjer zone taljenja blago smanjuje u rasponu jakosti struje od 70–270 A za autogeno TIG zavarivanje austenitnog nehrđajućeg čelika (legura 304). Međutim, značajna promjena D/W omjera uočena je u zonama osnovnog metala koje su bile ciljano dopirane sa 76 ppm sumpora odnosno 47 ppm selenija, slika 4.8. Naime, elementi S i Se spadaju u površinski aktivne elemente koji mijenjaju površinsku napetost tekućeg metala koja pak određuje smjer i intenzitet Marangonijeve konvekcije. Autori su smanjenje D/W omjera za zone dopirane selenom i sumporom iznad približno 180 A obrazložili prekoračenjem kritične temperature od 2050 °C iznad koje Marangonijeva konvekcija mijenja smjer.



Slika 4.8. Geometrija zone taljenja u ovisnosti o jakosti struje za leguru 304 dopiranu selenijem i sumporom, [2]

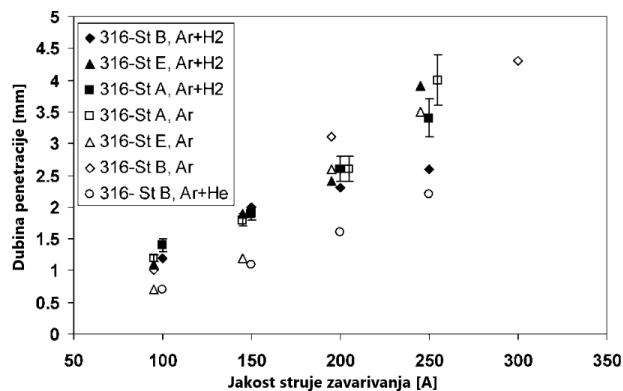
Sličan odnos D/W omjera i jakosti struje primijetili su Lu et. al [118] i [100] kod istraživanja provedenog na leguri austenitnog nehrđajućeg čelika 304 uz korištenje više različitih zaštitnih plinova (mješavine Ar-O₂ i He-O₂ i tehnički čisti He), slika 4.9. Autori zaključuju da kombinacija udjela kisika (površinski aktivnog elementa) i temperaturnog gradijenta na površini taljevine kontrolira smjer i intenzitet Marangonijeve konvekcije u

tekućem metalu, što snažno utječe na oblik zone taljenja. Kisik iz zaštitnog plina reagira s metalom zavara i ulazi u njegov kemijski sastav, a njegov udio u zoni taljenja izmjeren je nakon zavarivanja kako bi se analizirao utjecaj na geometriju zone taljenja. Kod udjela kisika u kemijskom sastavu tekućeg metala iznad približno 100 ppm Marangonijeva konvekcija ima smjer od ruba prema centru taljevine (za vrijednosti ispod 100 ppm O₂ u taljevini smjer Marangonijeve konvekcije je obratan) što povećava D/W omjer zone taljenja.



Slika 4.9. Utjecaj jaskosti struje na D/W omjer, [118] i [100]

Utjecaj jakosti struje (od 100 A do 300 A), tri različita zaštitnog plina (čisti Ar, mješavina Ar-5%H i mješavina Ar-50%He) i dva različita aktivna premaza koji poboljšavaju taljenje osnovnog metala na geometriju zone taljenja istražili su Rodrigues i Loureiro [119]. Autori su eksperimente proveli na tri različite šarže autenitnog nehrđajućeg čelika 316, a kemijskom analizom utvrđena su manja odstupanja u njihovom kemijskom sastavu. Uočeno je kako rasipanje vrijednosti dubine penetracije veće između eksperimenata provedenim na različitim šaržama nego unutar iste šarže. Poznato je da na ovu pojavu mogu utjecati različiti udjeli sumpora i kisika u osnovnom metalu, ali kako su oni bili jednaki u dvije šarže, autori pretpostavljaju da je element kalcij uzrok navedenog rasipanja. Utjecaj jakosti struje na dubinu penetracije uz korištenje različitih zaštitnih plinova prikazan je na slici 4.10. Jasno je vidljivo povećanje dubine penetracije za sve uzorke i različite zaštitne plinove.



Slika 4.10. Utjecaj jakosti struje i različitih plinova na dubinu penetracije, [119]

Utjecaj jakosti struje na geometriju zone taljenja kod TIG zavarivanja austenitnih nehrđajućih čelika za pregledanu literaturu zbirno je prikazan u tablici 4.4. Iz rezultata je vidljivo kako povećanje jakosti struje u pravilu povećava dubinu penetracije i širinu zone

taljenja — iznimka je istaživanje Shirali i Mills [41] u kojem su autori uočili smanjenje penetracije u promatranom rasponu jakosti struje kod uzoraka s malim udjelom sumpora u kemijskom sastavu. S druge strane, D/W omjer zone taljenja može iskazati različitu ovisnost o povećanju jakosti struje, što implicira kako kemijski sastav osnovnog metala i ostali zavarivački parametri (koji se u istraživanjima razlikuju) također utječu na ovaj odnos.

Tablica 4.4 Utjecaj povećanja jakosti struje na geometriju zone taljenja

Istraživanje	TIG varijanta	Zaštitni plin	Osnovni metal	Istraženi raspon [A]	D/W omjer	Dubina penetracije [mm]	Širina zone taljenja [mm]
Burgard i Heiple [2]	TIG	Ar	304	70–270	↓	-	-
			304 S*	70–270	↑↓	-	-
			304 Se*	70–270	↑↓	-	-
<i>* osnovni metal dopiran sa sumporom (76 ppm) odnosno selenijem (47 ppm)</i>							
Feng i ostali [93]	K-TIG	Ar	316L	410-530	↑	↑	↑
Huang i ostali [116]	TIG	Ar	304	100–200	↑↓	↑	↑
	A-TIG	Ar	304	100–200	↓	↑	↑
Jamshid i ostali [117]	TIG	Ar	304	110–200	↓	↑	↑
Lu i ostali [100]	TIG	He	304	80–250	↓	-	-
	TIG	He+0,4% O ₂	304	80–250	↑	-	-
Lu i ostali [118]	TIG	Ar+0,1% O ₂	304	60–260	↑↓	-	-
	TIG	Ar+0,3% O ₂	304	60–260	↓	-	-
Mohan i ostali [114]	TIG	Ar	321	120–220	↑	↑	↑
	A-TIG		321	120–220	↑	↑	↑
Rodrigues i Loureiro [119]	TIG	Ar	316*	100–300	↓↑ / ↑↑ /	↑	-
	TIG	Ar+5%H	316*	100–300	↑ / ↑↓↑↑ /	↑	-
	TIG	50% Ar+50% He	316	100–300	↑↓	↑	-
<i>* tri uzorka iz različitih šarži (kemijski sastav uzoraka malo se razlikuje)</i>							
Shirali i Mills [41]	TIG	Ar	316 HS*	150–250	↓↑	↑	↑
	TIG	Ar	316 LS*	150–250	↓	↓	↑
<i>* uzorak HS sadrži 95-130 ppm a uzorak LS 15 ppm sumpora u kemijskom sastavu</i>							
Stadler i ostali [120]	TIG	70% He+30% Ar	304L	100–150	↓↑*	↑	↑
<i>* stacionaran luk, D/W omjer ovisi o vremenu zavarivanja</i>							
Vasudevan [121]	TIG	Ar	304LN	60–200	↓	↑	↑
	A-TIG	Ar	304LN	60–200	↑↓	↑	↑
	TIG	Ar	316LN	60–240	↓	↑	↑
	A-TIG	Ar	316LN	60–240	↑↓	↑	↑

↑ povećanje vrijednosti u promatranom intervalu; ↓ smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu;

= nema značajne promjene vrijednosti u promatranom intervalu; - podatak nepoznat

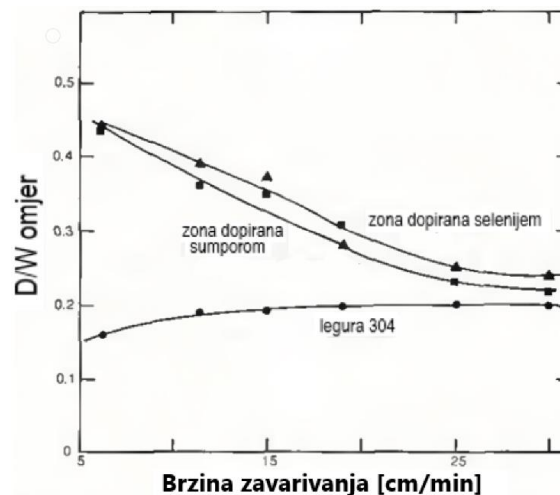
Moguća je i kombinacija simbola npr. ↑↓ koji znači povećanje a zatim smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu ili

↑= koji znači povećanje a potom nema značajnije promjene vrijednosti

4.2.3. Utjecaj brzine zavarivanja na zonu taljenja

Brzina zavarivanja ima direktan utjecaj na količinu topline po jedinici duljine (J/m) koja se tijekom zavarivanja unese u radni komad. Također vrijedi da se volumen taljevine, temperaturni gradijent i maksimalna temperatura na površini tekućeg metala smanjuju s povećanjem brzine zavarivanja. Navedeno može imati važne posljedice na oblik zone taljenja, posebno kad Marangonijev konvektivni prijenos topline dominira u tekućem metalu.

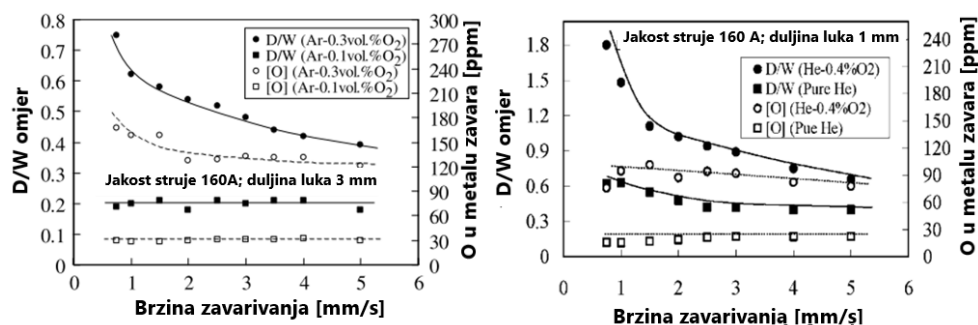
Utjecaj brzine zavarivanja na geometriju zone taljenja (D/W omjer) istraživali su Burgardt i Heiple [2]. Autori su primjetili kako D/W omjer kod standardnog austenitnog nehrđajućeg čelika (legura 304) ne ovisi značajnije o brzini zavarivanja. Međutim, za eksperimente kod kojih su uzorci legure 304 dopirani sa sumporom ili selenijem, D/W omjer znatno se smanjio s povećanjem brzine zavarivanja, slika 4.11. Autori su ovo objasnili smanjenjem temperaturnog gradijenta na površini tekućeg metala pri većim brzinama zavarivanja. Naime, manji temperaturni gradijent uzrokuje smanjenje inteziteta Marangonijeve konvekcije koja kod osnovnog metala dopiranog sumporom i selenijem pokreće intezivno strujanje tekućeg metala od ruba taljevine prema njezinom centru — navedeno u konačnici smanjuje dubinu penetracije odnosno D/W omjer. Smanjenje temperaturnog gradijenta na površini tekućeg metala sa standardnim kemijskim sastavom (i smjerom Marangonijeve konvekcije od njezina centra prema rubu) kompenzirano je smanjenjem širine zone taljenja pa D/W omjer u konačnici nije značajnije promjenjen [100].



Slika 4.11. Utjecaj brzine zavarivanja na D/W omjer, [2]

Lu et. al [118] i [100] istražili su kako brzina zavarivanja utječe na geometriju zone taljenja ali i sadržaj kisika u metalu zavara kod TIG zavarivanja austenitnog nehrđajućeg čelika 304. Utvrđeno je kako se D/W omjer smanjuje s porastom brzine zavarivanja pod zaštitnim plinom Ar-0,3%O₂, ali ostaje približno konstantan kod korištenja zaštitne plinske mješavine Ar-0,1%O₂. Ova pojava se za mješavinu Ar-0,3%O₂ može pojasniti smanjenjem temperaturnog gradijenta na površini tekućeg metala pri većoj brzini zavarivanja — manji temperaturni gradijent smanjuje intezitet Marangonijeve konvekcije koja ima smjer od ruba taljevine prema njezinoj centru (udio kisika veći od kritičnih 100 ppm). Međutim, smanjenje inteziteta Marangonijeve konvekcije koja kod zaštitne mješavine Ar-0,1vol%O₂ ima smjer od centra taljevine prema njezinom rubu (udio kisika manji od kritičnih 100 ppm) nije se dogodilo — potencijalni pad temperaturnog gradijenta na površini tekućeg metala kompenziran je smanjenjem širine zone taljenja pa D/W omjer ostaje približno jednak. Analogno objašnjenje

autori su ponudili i za objasniti odnos brzine zavarivanja i D/W omjera kod korištenja tehnički čistog helija i mješavine He-0,4%O₂.



Slika 4.12. Utjecaj brzine zavarivanja na D/W omjer i udio kisika u metalu zavara, [118] i [100]

Utjecaj brzine zavarivanja na geometriju zone taljenja kod TIG zavarivanja austenitnih nehrđajućih čelika za pregledanu literaturu zbirno je prikazan u tablici 4.4. Može se uočiti kako povećanje brzine zavarivanja rezultira smanjenjem dubine penetracije i širine zone taljenja. Iako je u većini istraživanja došlo do pada D/W omjera s povećanjem brzine zavarivanja, ovaj odnos nije jednostavan — on uvelike ovisi o intezitetu i smjeru Marangonijeve konvekcije, a ona je pak u složenom odnosu s kemijskim sastavom tekućeg metala te temperaturom i temperaturnim gradijentom na njegovoj površini.

Tablica 4.5. Utjecaj povećanja brzine zavarivanja na geometriju zone taljenja

Istraživanje	TIG varijanta	Zaštitni plin	Osnovni metal	Istraženi raspon [cm/min]	D/W omjer	Dubina penetracije [mm]	Širina zone taljenja [mm]
Burgard i Heiple [2]	TIG	Ar	304	6,3–30	↑=	-	-
			304 Se	6,3–30	↓	-	-
			304 S	6,3–30	↓	-	-
* osnovni metal dopiran sa sumporom (76 ppm) odnosno selenijem (47 ppm)							
Feng i ostali [93]	K-TIG	Ar	316L	31–49	↓	↓	↓
Jamshid i ostali [117]	TIG	Ar	304	10–15	↓↑	↓	↓
			304	10–15	↓↑	↓	↓
Lu i ostali [100]	TIG	He	304	4,5–30	↓	-	-
	TIG	He+0,4%O ₂	304	4,5–30	↓	-	-
Lu i ostali [118]	TIG	Ar+0,1%O ₂	304	4,5–30	↓=	-	-
	TIG	Ar+0,3%O ₂	304	4,5–30	↓	-	-
Mohan i ostali [114]	TIG	Ar	321	12–18	↓	↓	↓
	A-TIG		321	12–18	↓	↓	↓
Shirali i Mills [41]	TIG	Ar	316 HS*	7,5–22,5	↓	↓	↓
	TIG	Ar	316 LS*	7,5–22,5	↓	↓	↓

* uzorak HS sadži 95-130 ppm a uzorak LS 15 ppm sumpora u kemijskom sastavu

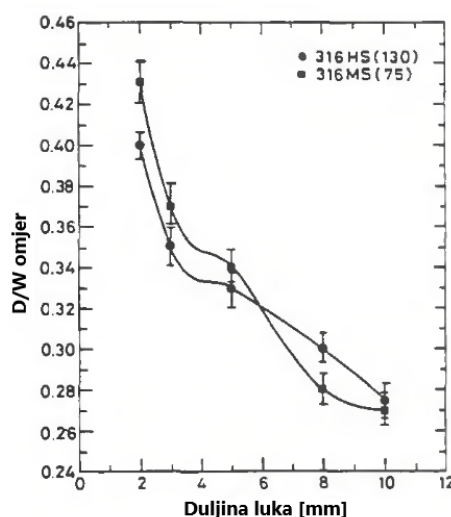
	TIG	Ar	304LN	6-21	-	↓	-
Vasudevan [121]	A-TIG	Ar	304LN	6-21	-	↓	-
	TIG	Ar	316LN	6-21	-	↓	-
	A-TIG	Ar	316LN	6-21	-	↓	-
Giridharan i Murugan [115]	P-TIG	Ar	304L	11-19	↓	↓	↓

↑ povećanje vrijednosti u promatranom intervalu; ↓ smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu; = nema značajne promjene vrijednosti u promatranom intervalu; - podatak nepoznat
 Moguća je i kombinacija simbola npr. ↑↓ koji znači povećanje a zatim smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu ili ↑= koji znači povećanje a potom nema značajnije promjene vrijednosti

4.2.4. Utjecaj duljine električnog luka na zonu taljenja

Prema Shirali i Millsu [41] promjena duljine luka kod TIG zavarivanja ima nekoliko djelovanja na proces: utječe na brzinu strujanja plazme, mijenja veličinu anodne površine na radnom komadu (DCEN TIG konfiguracija), utječe na iskoristivost električnog luka i rezultira promjenom pada napona kroz stupac električnog luka. Rezultati eksperimenata navedenih autora ukazuju na smanjenje dubine penetracije s povećanjem duljine luka u rasponu od 2 do 10 mm (slika 4.13.) a povećava se i oksidacija metala zbog mješanja zraka i zaštitne atmosfere.

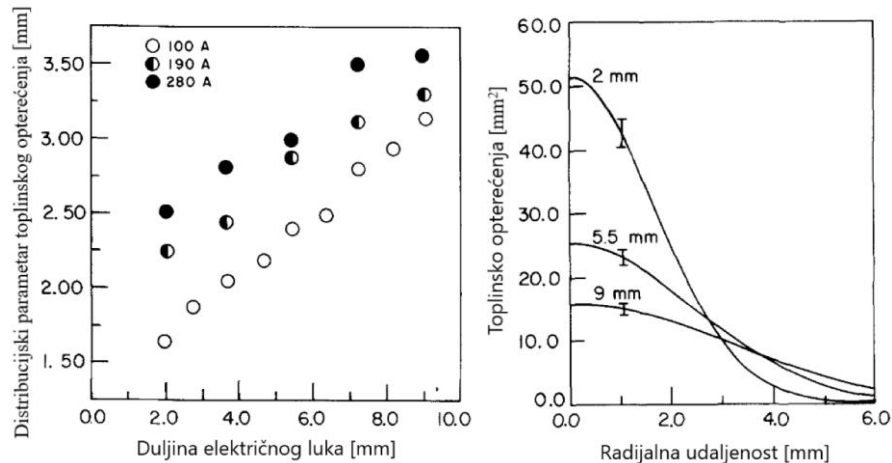
Autori Mills i Keene [1] naglašavaju kako je vjerojatno najvažnija značajka povećanja duljine električnog luka porast sile otpora strujanja plazme koja se javlja na površini tekućeg metala u radijalnom smjeru od centra taljevine prema njezinom rubu. Iz ovoga razloga, u pravilu se s povećanjem duljine električnog luka očekuje povećanje širine zone taljenja, odnosno smanjenje D/W omjera.



Slika 4.13. Utjecaj duljine električnog luka na omjer dubine penetracije i širine zavora (D/W) za uzorke s različitim udjelom sumpora u kemijskom sastavu, [41]

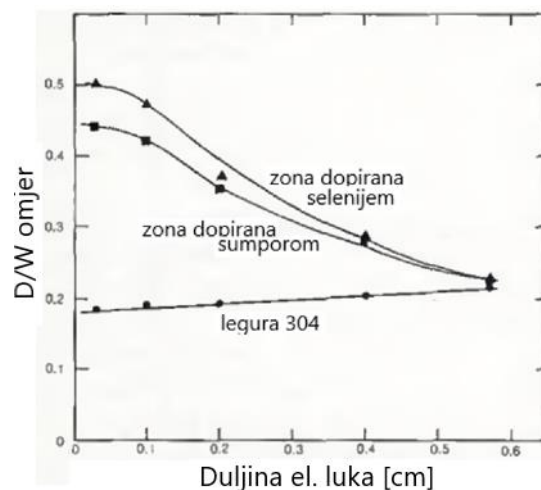
Tsai i Eagar [56] proveli su zanimljiva mjerenja toplinskog opterećenja vodom hladene bakrene anode pod utjecajem različite duljine električnog luka kod DCEN-TIG zavarivanja. U eksperimentalnom uređaju koji su autori razvili ne dolazi do taljenja (niti pojave metalnih para) tako da se izmjerene vrijednosti kod stvarnog procesa vjerojatno razlikuju, ali provedena

mjerenja donose vrijedne kvalitativne informacije. Utvrđeno je kako povećanje duljine električnog luka proširuje distribuciju toplinskog opterećenja — dolazi do povećanja vrijednosti distribucijskog parametra tj. polumjera na kojem toplinsko opterećenje djeluje. Također, povećanje duljine električnog luka smanjuje vršnu vrijednost toplinskog opterećenja na anodi, slika 4.14



Slika 4.14. Promjena distribucijskog parametra i vrijednosti izmjerenog toplinskog opterećenja u ovisnosti o duljini električnog luka, [56]

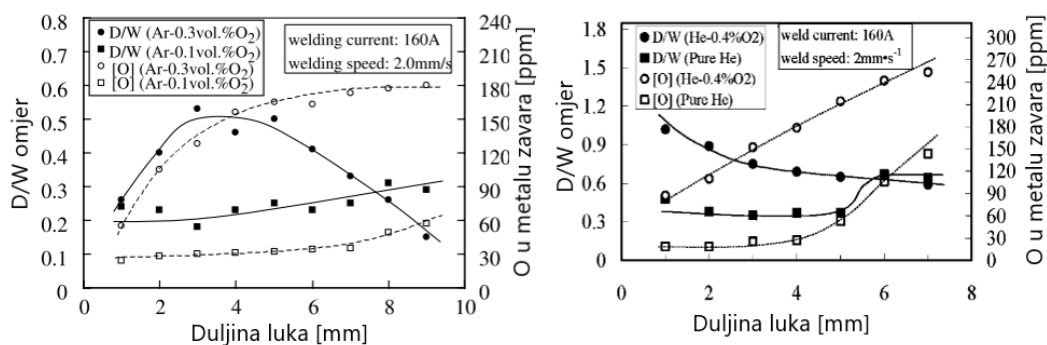
Burgardt i Heiple [2] također su analizirali odnos između duljine luka i oblika zone taljenja na kod austenitnog nehrđajućeg čelika 304. Ustanovili su da uzorci na kojima se postiže manja penetracija (standardna legura 304) iskazuju blagi porast D/W omjera s povećanjem duljine električnog luka. Međutim, uzorci s dobrom penetracijom (dopirani sumporom i selenom) pokazali su značajan pad D/W omjera za povećanu duljinu luka, slika 4.15. Produljenje luka ima suprotan učinak na uzorke s malim i velikim početnim D/W omjerom što ide u prilog tvrdnji kako na oblik zone taljenja kod austenitnih nehrđajućih čelika uvelike utječe složeni konvektivni prijenos topline u tekućem metalu — autori tvrde kako bi dominacija konduktivnog prijenosa topline rezultirala smanjenjem D/W omjera kod svih uzoraka.



Slika 4.15. Utjecaj duljine luka na D/W omjer zone taljenja, [2]

Lu i ostali [118] i [100] istraživali su utjecaj duljine električnog luka (u rasponu od 1 do 9 mm) na geometriju zone taljenja kod austenitnog nehrđajućeg čelika (legura 304) uz korištenje zaštitnih plinskih mješavina na bazi Ar i He s manjim dodatcima kisika, slika 4.16 (lijevo). U zoni taljenja izmjerena je i udio kisika nakon zavarivanja. Utvrđeno je kako se pod zaštitom plinske mješavine Ar-0,3%O₂ omjer D/W u početku se povećavao, a zatim se s daljnjim povećanjem duljine električnog luka smanjivao. Autori početno povećanje D/W omjera obrazlažu povećanjem udjela kisika u metalu zavara iznad kritičnih 100 ppm kod povećanja duljine električnog luka (intenzivnija disocijacija O₂ a potom ulazak u tekući metal) što uzrokuje smjer Marangonijeve konvekcije od ruba prema centru taljevine (povećana penetracija). Naknadni pad D/W omjera kod plinske mješavine Ar-0,3%O₂ vjerojatno je uzrokovan padom temperaturnog gradijenta na površini tekućeg metala pri većim duljinama luka što smanjuje intenzitet Marangonijeve konvekcije. Omjer D/W pod zaštitom mješavine Ar-0,1%O₂ nije toliko osjetljiv na duljinu električnog luka u usporedbi s mješavinom Ar-0,3%O₂. Naime, udio kisika u metalu zavara kod upotrebe mješavine Ar-0,1%O₂ ispod je kritičnih 100 ppm i Marangonijeva konvekcija ima smjer od centra prema rubu taljevine te nije toliko zavisna o duljini luka — smanjenje temperaturnog gradijenta na većim duljinama luka kompenzirano je istovremenim smanjenjem širine zone taljenja.

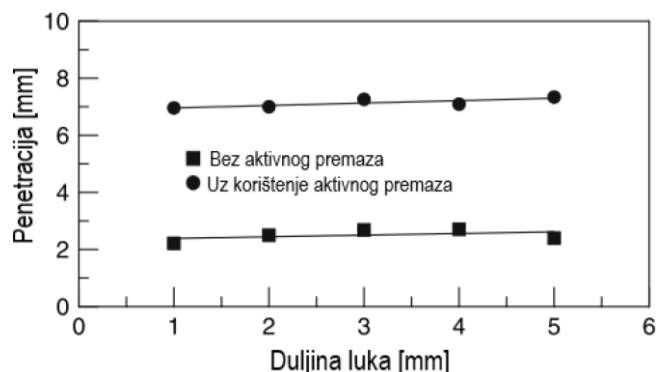
Zavisnost D/W omjera o duljini luka autori su analizirali i pod zaštitom tehnički čistog helija i plinske mješavine He+0,4%O₂, slika 4.16 (desno). Ova opažanja se također mogu objasniti promjenama smjera i intenziteta Marangonijeve konvekcije — za udio kisika iznad kritičnih 100 ppm u metalu zavara Marangonijeva konvekcija ima smjer strujanja od ruba taljevine prema njezinom centru i povećava dubinu penetracije. To se primjerice dogodilo kod upotrebe tehnički čistog He na duljini luka od 6 mm gdje se naglo povećanje D/W omjera obrazlaže povećanjem udjela kisika u talini, vjerojatno uslijed mješanja zaštitne i okolne atmosfere. Pod zaštitom He+0,4%O₂ omjer D/W blago se smanjuje tijekom povećanja duljine električnog luka zbog pada temperaturnog gradijenta na površini tekućeg metala što smanjuje intenzitet Marangonijeve konvekcije.



Slika 4.16. Utjecaj duljine luka na D/W omjer zone taljenja, [118] i [100]

U istraživanju Shyu i ostalih [133], orijentiranom na detaljnu analizu TIG procesa potpomognutog aktivnim premazima na površini radnog komada (austenitni nehrđajući čelik, legura 304) također se može pronaći utjecaj duljine električnog luka na dubinu penetracije, slika 4.17. Odabrana jakost struje bila je 150 A, brzina zavarivanja 150 mm/min, a kao zaštitni plin korišten je argon uz protok od 10 l/min. Vidljivo je kako povećanje duljine električnog luka u promatranom rasponu (od 1 do 5 mm) nema značajniji utjecaj na dubinu penetracije.

Također, TIG zavarivanje uz korištenje aktivnog zaštitnog premaza očekivano je rezultiralo značajno većom penetracijom pri jednakoj duljini električnog luka.



Slika 4.17. Utjecaj duljine luka na dubinu penetracije, [133]

U tablici 4.6 zbirno je prikazan utjecaj povećanja duljine električnog luka na geometriju zone taljenja za austenitne nehrđajuće čelike. Autori su eksperimentima utvrdili različite zavisnosti, što upućuje na zaključak kako promjena duljine električnog luka ima složeno djelovanje na prijenos topline u radnom komadu. Očito je da na odnos duljine električnog luka i geometrije zone taljenja utjecaj imaju kemijski sastav osnovnog metala ali i odabir ostalih zavarivačkih parametara koji u pregledanoj literaturi nisu jednaki.

Tablica 4.6. Utjecaj povećanja duljine električnog luka na geometriju zone taljenja

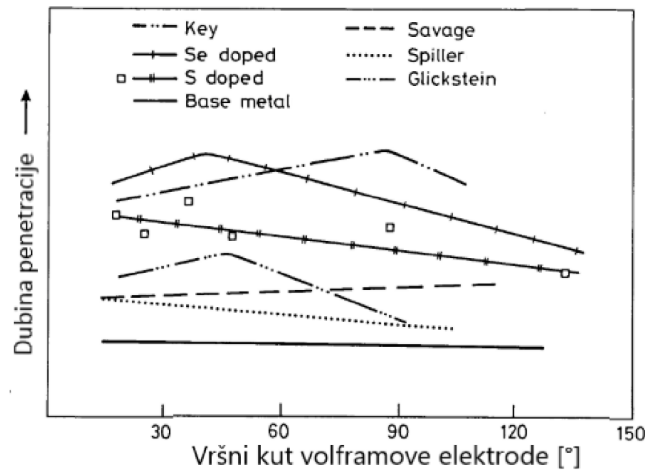
Istraživanje	TIG varijanta	Zaštitni plin	Osnovni metal	Istraženi raspon [mm]	D/W omjer	Dubina penetracije [mm]	Širina zone taljenja [mm]
Burgard i Heiple [2]	TIG	Ar	304	0,3–3,7	↑	-	-
	TIG	Ar	304 Se	0,3–3,7	↓	-	-
	TIG	Ar	304 S	0,3–3,7	↓	-	-
* osnovni metal dopiran sa sumporom (76 ppm) odnosno selenijem (47 ppm)							
Feng i ostali [93]	K-TIG	Ar	316L	2–3,5	↑↓	↑↓	↑
Lu i ostali [100]	TIG	He	304	1,0–7,0	=↑	-	-
	TIG	He+0,4%O ₂	304	1,0–7,0	↓	-	-
Lu i ostali [118]	TIG	Ar+0,1%O ₂	304	1,0–9,0	↑	-	-
	TIG	Ar+0,3%O ₂	304	1,0–9,0	↑↓	-	-
Mohan i ostali [114]	TIG	Ar	321	3,0–5,0	↓	↓	↓
	A-TIG	Ar	321	3,0–5,0	=↓	↓	↓
Shirali i Mills [41]	TIG	Ar	316 HS*	2,0–10,0	↓	-	-
	TIG	Ar	316 LS*	2,0–10,0	↓	-	-
* uzorak HS sadrži 95-130 ppm a uzorak LS 15 ppm sumpora u kemijskom sastavu							
Shyu i ostali [133]	TIG	Ar	304	1,0–5,0	-	=	-
	A-TIG	Ar	304	1,0–5,0	-	=	-

Stadler i ostali [120]	TIG	30%Ar+70%He	304L	3,0–5,0	↑	↑	↑
------------------------	-----	-------------	------	---------	---	---	---

↑ povećanje vrijednosti u promatranom intervalu; ↓ smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu;
 = nema značajne promjene vrijednosti u promatranom intervalu; - podatak nepoznat
 Moguća je i kombinacija simbola npr. ↑↓ koji znači povećanje a zatim smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu ili ↑= koji znači povećanje a potom nema značajnije promjene vrijednosti

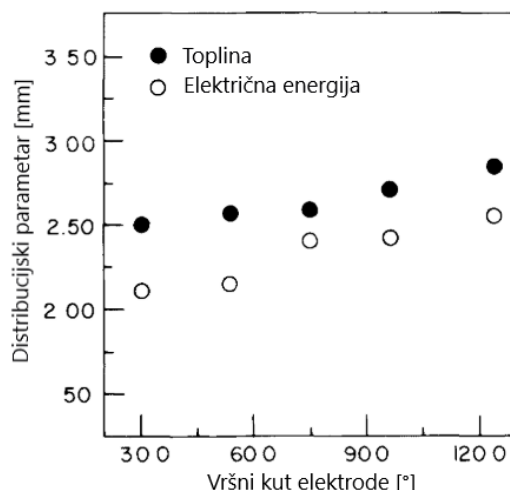
4.2.5. Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode na zonu taljenja

U znanstvenoj zajednici ne postoji konsenzus o odnosu između vršnog kuta volframove elektrode i geometrije zone taljenja. Naime, ovaj odnos zasigurno je složen i ovisi o odabiru drugih zavarivačkih parametara te može imati nekoliko bitnih fizikalnih djelovanja na TIG proces zavarivanja poput promjene distribucije i inteziteta toplinskog opterećenja na radnom komadu, promjene brzine strujanja plazme a time i tlaka električnog luka koji djeluje na radni komad [1], [21]. Rezultati nekoliko različitih istraživanja utjecaja vršnog kuta volframove elektrode na dubinu penetracije prikazani su na slici 4.18.



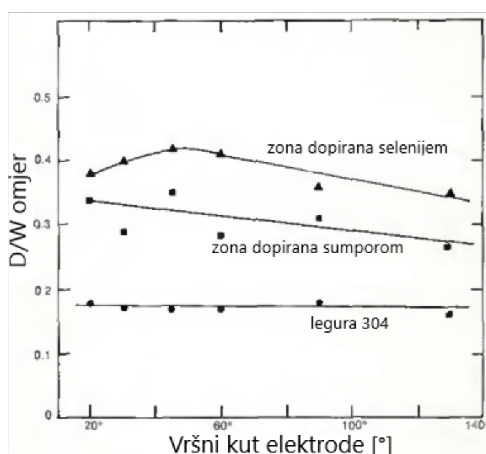
Slika 4.18. Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode na dubinu penetracije, [1]

Izravno mjerenje toplinskog opterećenja TIG procesa na vodom hlađenu bakrenu anodu za različite vršne kutove volframove elektrode proveli su Tsai i Eagar [56]. Mjerenja su izvršena za jakost struje od 100 A i duljinu električnog luka od 5,5 mm. Odnos vršnog kuta i distribucijskog parametra koji definira radijus površine kroz koju toplina odnosno električna energija prelazi u radni komad vidljiv je na slici 4.19. Iz provedenih mjerenja može se zaključiti kako povećanje vršnog kuta elektrode s 30° na 120° uzrokuje blago povećanje distribucijskog parametra što bi značilo da toplina djeluje na većoj površini na radnom komadu.



Slika 4.19. Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode na distribuciju topline i električne energije na radnom komadu, [56]

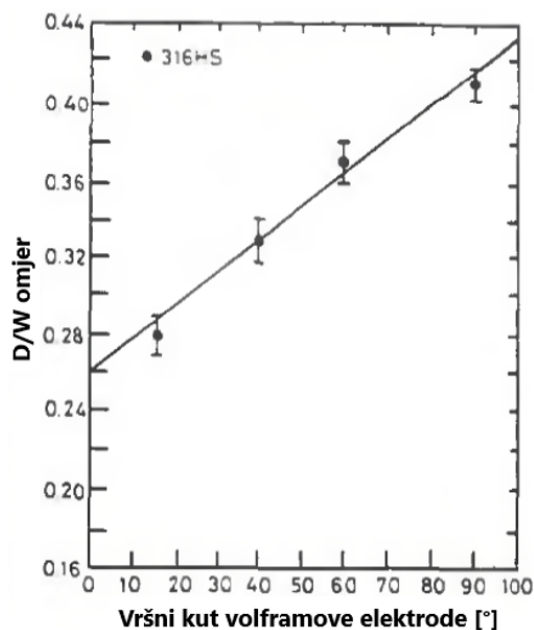
Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode u rasponu od 20° do 130° na D/W omjer zone taljenja analizirali su Burgardt i Heiple [2]. Kao osnovni metal korišten je austenitni nehrđajući čelik (legura 304) a pojednine zone osnovnog metala kontrolirano su dopirane selenom i sumporom. Navedeni elementi spadaju u površinski aktivne elemente (mijenjaju površinsku napetost tekućeg metala) i značajno utječu na oblik zone taljenja. Rezultati istraživanja (slika 4.20) ukazuju da kod uzoraka koji imaju manju penetraciju (malen D/W omjer) ne dolazi do značajnije promjene oblika zone taljenja s povećanjem vršnog kuta volframove elektrode. Međutim, kod uzoraka dopiranih sumporom uočeno je značajno smanjenje D/W omjera zone taljena pri povećanju vršnog kuta elektrode. Kod uzoraka dopiranih selenijem maksimalni D/W omjer postignut je kod vršnog kuta od 45°. Autori zaključuju kako kemijski sastav osnovnog metala očito ima značajnu ulogu u složenom odnosu između vršnog kuta volframove elektrode i geometrije zone taljenja.



Slika 4.20. Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode i površinskih aktivnih elemenata na geometriju zone taljenja, [2]

U istraživanju Shirali i Mills [41] ustanovljeno je povećanje dubine penetracije kod povećanja vršnog kuta volframove elektrode za leguru austenitnog nehrđajućeg čelika 304 s

povećanim udjelom sumpora u kemijskom sastavu, slika 4.21. Autori napominju kako su navedeni rezultati u izravnoj suprotnosti s tvrdnjom da povećanje vršnog kuta elektrode povećava širinu toplinske distribucije na radnom komadu (smanjuje Lorentzovu silu i toplinski gradijent) — šira toplinska distribucija rezultirala bi smanjenjem D/W omjera zone taljenja.



Slika 4.21. Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode na omjer dubine penetracije i širine zavora (D/W), [41]

Rezultati znanstvenih istraživanja koji su analizirali odnos geometrije zone taljenja i vršnog kuta volframove elektrode zbirno su prikazani u tablici 4.7. Iz rezultata pregledane literature vidljivo je kako su autori dolazili do bitno različitih zavisnosti vršnog kuta elektrode i geometrije zone taljenja što upućuje na zaključak kako kemijski sastav i odabir drugih zavarivačkih parametara također utječu na rezultate istraživanja. Ukoliko je vrh elektrode oblika krnjeg stožca, veličina njegove gornje baze također utječe na karakteristike električnog luka [1], a treba voditi računa i o smjeru brušenja prilikom pripreme elektrode — ovi detalji često nisu navedeni u znanstvenim radovima a možda mogu djelomično objasniti razlike između istraživanja.

Tablica 4.7. Utjecaj vršnog kuta volframove elektrode na geometriju zone taljenja

Istraživanje	TIG varijanta	Zaštitni plin	Osnovni metal	Istraženi raspon [°]	D/W omjer	Dubina penetracije [mm]	Širina zone taljenja [mm]
Burgard i Heiple [2]	TIG	Ar	304	20–30	=	-	-
	TIG	Ar	304 Se	20–30	↑↓	-	-
	TIG	Ar	304 S	20–30	↓	-	-
* osnovni metal dopiran sa sumporom (76 ppm) odnosno selenijem (47 ppm)							
Shirali i Mills [41]	TIG	Ar	316 HS*	15-90	↑	-	-

* uzorak HS sadrži 95-130 ppm sumpora u kemijskom sastavu

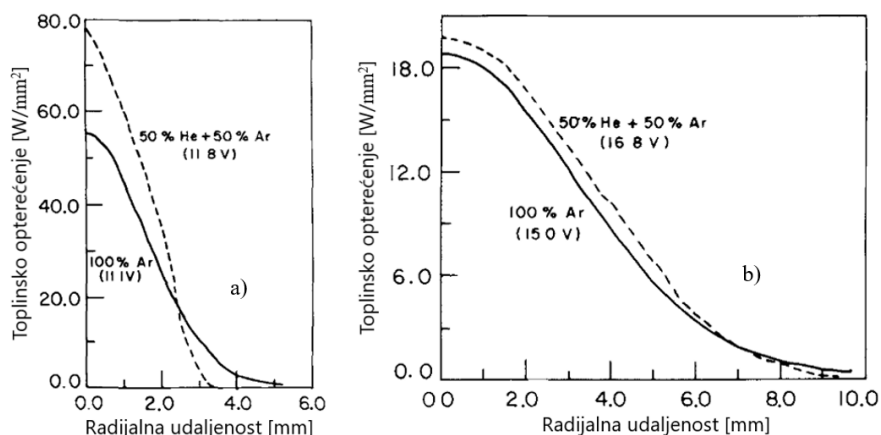
Stadler i ostali [120]	TIG	30%Ar+70%He	304L	30–60	↓	↓	=
	TIG	He	304L	30–60	↓	↓	↓
Key [103]	TIG	Ar	304	15–180	↑	↑	↓

↑ povećanje vrijednosti u promatranom intervalu; ↓ smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu;
 = nema značajne promjene vrijednosti u promatranom intervalu; - podatak nepoznat
 Moguća je i kombinacija simbola npr. ↑↓ koji znači povećanje a zatim smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu ili ↑= koji znači povećanje a potom nema značajnije promjene vrijednosti

4.2.6. Utjecaj zaštitnog plina na zonu taljenja

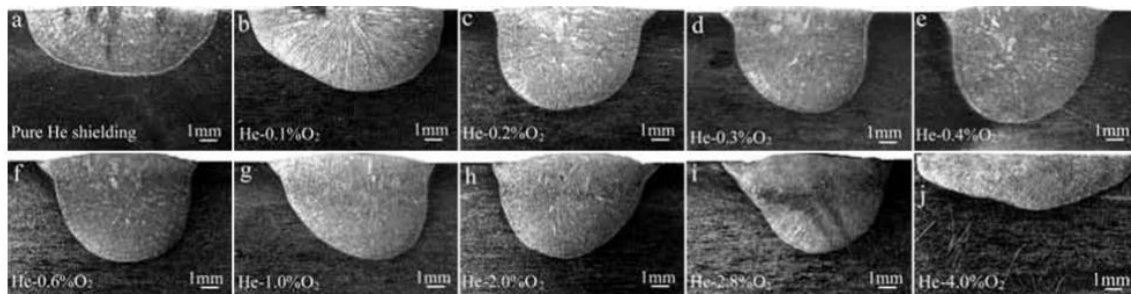
Kemijski sastav zaštitnog plina kod TIG zavarivanja ima značajan utjecaj na proces zavarivanja odnosno geometriju zone taljenja. Fizikalna svojstva zaštitnog plina poput njegove energije ionizacije, toplinske i električne vodljivosti, gustoće i specifičnog toplinskog kapaciteta određuju karakteristike električnog luka. Također, reaktivni kemijski elementi koji se mogu nalaziti u zaštitnom plinu ulaze u kemijske reakcije s tekućim metalom mijenjajući njegovu površinsku napetost i tako utječu na konvektivni prijenos topline u radnom komadu (intezitet i smjer Marangonijeve konvekcije). Protok zaštitnog plina također može u nešto manjoj mjeri utjecati na geometriju zone taljenja. Svakako ga preporučljivo zadržati u preporučenim granicama jer prenizak protok ne osigurava kvalitetnu zaštitu, dok previsok uzrokuje intezivnije hlađenje tekućeg metala i turbulentno strujanje koje opet narušava zaštitu od okolne atmosfere.

Tsai i Eagar [56] proveli su izravna mjerenja toplinskog opterećenja vodom hladene bakrene anode za stacionarnu DCEN-TIG konfiguraciju koristeći tehnički čisti Ar i mješavinu Ar-50%He kao zaštitne plinove. Rezultati provedenih mjerenja za dvije različite duljine električnog luka (2 i 9 mm) prikazani su na slici 4.22. Ovakva mjerenja smatraju se vrlo indikativnima, ali treba napomenuti da se kod stvarnog zavarivanja pojavljuju tekuća i parna faza osnovnog metala što može značajno utjecati na karakteristike električnog luka — u ovakvom eksperimentalnom postavu ovo nije slučaj, tj. ne dolazi do taljenja mjerne bakrene anode pod utjecajem električnog luka. Iz rezultata je vidljivo da je utjecaj zaštitnog plina na toplinsko opterećenje ovisan o duljini električnog luka: kod dužeg luka razlika između toplinskog opterećenja za promatrane plinove nije velika; kod kraćeg luka toplinsko opterećenje pod zaštitom plinske mješavine Ar-50%He ima bitno užu distribuciju i veću maksimalnu vrijednost.



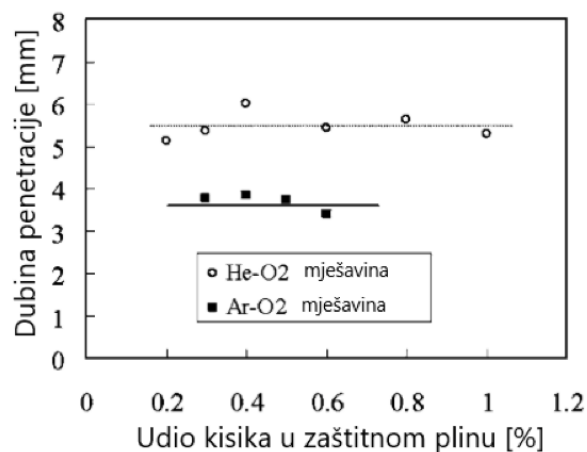
Slika 4.22. Toplinsko opterećenja vodom hlađenje bakrene anode za različite zaštitne plinove, duljina električnog luka a) 2 mm i b) 9 mm, [56]

Opsežna istraživanja u cilju analize utjecaja zaštitnog plinu na oblik zone taljenja i udio kisika u njezinom kemijskom sastavu za TIG zavarivanja nehrđajućeg austenitnog čelika (legura 304) proveli su Lu i ostali [118], [100], [102], [134]. Utjecaj dodatka kisika u zaštitni plin helij analiziran je u [100]. Rezultirajuće zone taljenja za jakost struje od 160 A, brzinu zavarivanja od 2 mm/s, duljinu luka od 3 mm i različite udjele kisika u heliju prikazane su na slici 4.23. Uočene promjene geometrije zoni taljenja mogu se objasniti utjecajem kisika na površinsku napetost tekućeg metala. Naime, udio kisika u tekućem metalu povećava se iznad kritičnih 100 ppm za udjele kisika od 0,2–2% u heliju, zbog čega tekući metal na višoj temperaturi (u centru taljevine) ima veću površinsku napetost. Tad se zbog razlike u površinskoj napetosti javlja strujanje metala od ruba taljevine prema njezinom centru (Marangonijeva konvekcija) što značajno povećava dubinu penetracije te omjer dubine penetracije i širine zone taljenja. Daljnje povećanje udjela kisika u heliju ($> 2\%$) dovodi do povećanja udjela kisika u tekućem metalu iznad 400 ppm gdje tekući metal na višoj temperaturi ima manju površinsku napetost — smjer Marangonijeve konvekcije se mijenja, tekući metal sad struji od centra prema rubu taljevine, zbog čega se mijenja i geometrija zone taljenja.



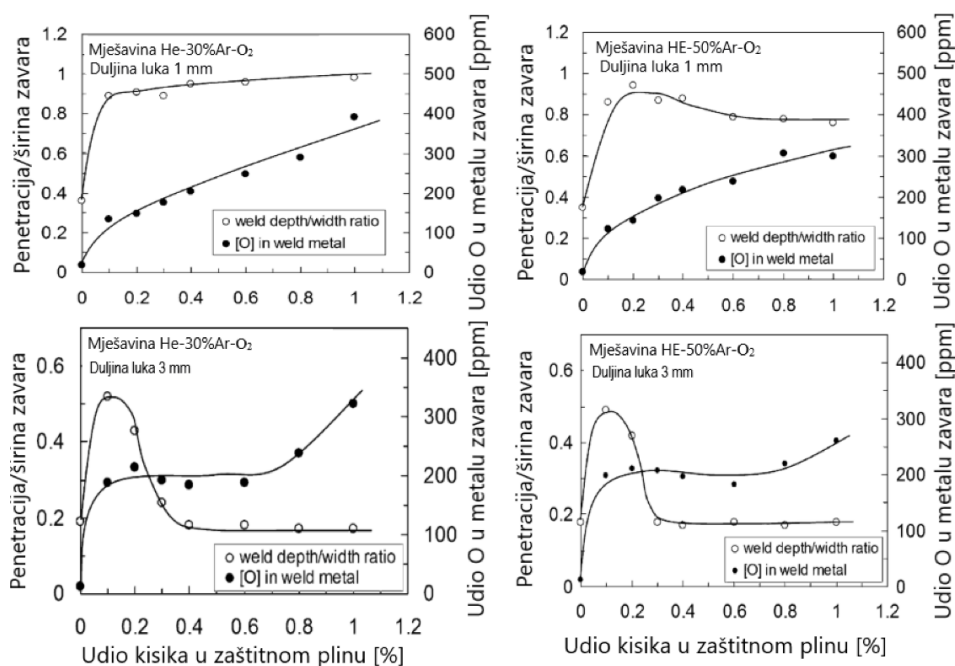
Slika 4.23. Zone taljenja za TIG zavarivanje u zaštitnoj atmosferi helija i mješavina helija s različitim udjelima kisika, [100]

Autori Lu i ostali [100] također su utvrdili kako zavarivanje pod zaštitom plinske mješavine He-O₂ rezultira dubljom penetracijom u odnosu na plinsku mješavinu Ar-O₂, slika 4.24.



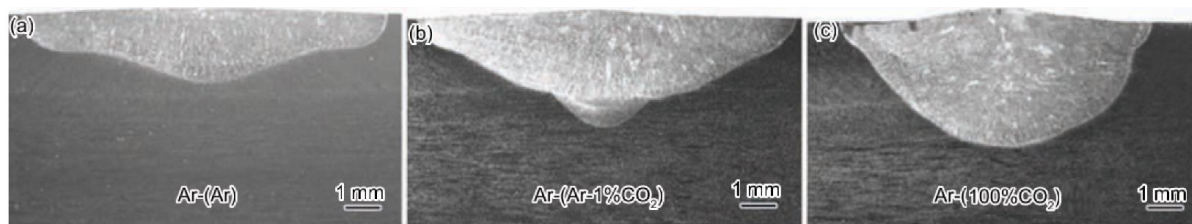
Slika 4.24. Utjecaj udjela kisika i zavarivačkih parametara na geometriju zonu taljenja i udjel kisika u metalu zavara, [100]

Utjecaj dodatka kisika u mješavinu zaštitnog plina helija i argona na zonu taljenja kod nehrđajućeg čelika (legura 304, debljina 10 mm) analiziran je u istraživanju Lu i ostali [102]. Autori su analizirali i maksimalnu udaljenost volframove elektrode od radnog komada pri kojoj je moguće uspostaviti električni luk (veća udaljenost ukazuje na lakšu uspostavu električnog luka). Pokazano je kako povećanje udjela argona u plinskoj mješavini baziranoj na heliju olakšava uspostavu električnog luka zbog manje energije ionizacije argona. Utvrđeno je i snažno djelovanje udjela kisika u plinskoj mješavini argona i helija na geometriju zone taljenja, slično kao u istraživanju [100], slika 4.25. Vidljivo je kako i relativno mala količina kisika u zaštitnom plinu dovodi do promjene odnosa između dubine i širine zone taljenja. Razlog je intenzivno površinsko strujanje tekućeg metala (Marangonijeva konvekcija) prema centru taljevine uzrokovano promjenom odnosa površinske napetosti i temperature za koncentracije kisika u tekućem metalu iznad 100 ppm.



Slika 4.25. Utjecaj udjela kisika i duljine električnog luka na geometriju zone taljenja za plinske mješavine He-30%Ar-O₂ i He-50%Ar-O₂, [102]

Inačica TIG procesa koja koristi dva zasebna zaštitna plina (unutrašnji i vanjski) korištena je u istraživanju Lu i ostali [134]. Kod ove inačice TIG-a kao unutrašnji zaštitni plin koristi se argon koji struji neposredno uz volframovu elektrodu štiteći je od oksidacije. Kao vanjski zaštitni plin, koji struji koaksijalno oko unutarnjeg, koristi se mješavinu Ar-CO₂ ili čisti CO₂. Autori su istražili utjecaj zaštitnih plinova na zonu taljenja i udio kisika u metalu zavara kod austenitnog nehrđajućeg čelika 304. Utvrđeno je kako se trošenje i oksidacija volframove elektrode te oksidacija osnovnog metala mogu se spriječiti pravilnim podešavanjem protoka unutarnjeg zaštitnog plina (čisti argon). Korištenjem plinske mješavine Ar-CO₂ ili čistog CO₂ kao vanjskog zaštitnog plina moguće je značajnije povećati produktivnost TIG procesa zbog povoljnije geometrije zone taljenja (veći D/W omjer), slika 4.26.

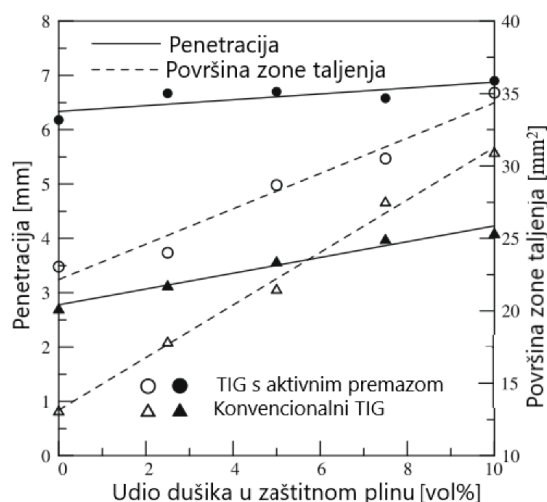


Slika 4.26. Utjecaj kemijskog sastava vanjskog zaštitnog plina na zonu taljenja, [134]

Mehanizam navedene pojave opet je povezan s udjelom kisika u tekućem metalu koji utječe na njegovu površinsku napetost i smjer Marangonijeve konvekcije na površini taljevine. Granična koncentracija kisika u tekućem metalu iznad koje se smjer strujanja na površini taljevine mijenja iz radijalnog prema rubu taljevine u radijalni prema centru taljevine iznosi 70 ppm. Izvor kisika koji reagira s tekućim metalom je disocijacija molekule CO_2 pri visokim temperaturama u električnom luku. Iako prisutnost kisika može imati poželjan učinak na geometriju zone taljenja, svakako je važno da njegova koncentracija bude relativno niska kako ne bi došlo do značajnije oksidacije metala ili stvaranja oksidnog sloja na talini.

Durgutlu je u svom istraživanju [101] utvrdio utjecaj udjela vodika u zaštitnom plinu na bazi argona na zavarivanje austenitnog nehrđajućeg čelika 316L. Uspoređena je razlika u mikrostrukturi, penetraciji i mehaničkim svojstvima zavarenog spoja za tri različita zaštitna plina: tehnički čisti argon, mješavinu argona s 1,5% vodika, i mješavinu argona s 5% vodika. Autor je utvrdio kako povećanje udjela vodika rezultira povećanjem širine zavara i dubine penetracije. Točni razlozi ove pojave nisu detaljnije pojašnjeni ali vjerojatan uzrok je povećanje toplinske vodljivosti ili specifične topline zaštitnog plina zbog dodatka vodika [11], [83]. Rezultati ovog istraživanja donekle su kontradiktorni u odnosu na istraživanje Rodrigues i Loureiro [119] provedeno na leguri 316 koja ima veći udjel ugljika u kemijskom sastavu. Naime, utvrđena je veća dubina penetracije prilikom korištenja čistog argona u odnosu na mješavinu argona i 5% helija. Ipak, treba napomenuti kako zavarivački parametri u ova dva istraživanja nisu indentični tako da istraživanja nisu u potpunosti usporediva.

Utjecaj zaštitnog plina na TIG zavarivanje austenitnih nehrđajućih čelika (SUS 304) proučavao je i autor Huang [122]. Odabran je zaštitni plin na bazi argona a promatran je utjecaj udjela dušika (2,5%, 5%, 7,5%, i 10%) na oblik i dimenzije zone taljenja, veličinu kutne deformacije, udio ferita u mikrostrukturi, mehanička svojstva (tvrdoća i čvrstoća), i pojavu pukotina. Rezultati (dubina penetracija i površina presjeka zone taljenja) za konvencionalni TIG proces uspoređeni su s njegovom inačicom koja koristi aktivne premaze na osnovnom metalu za poboljšano taljenje, slika 4.27. Vidljivo je kako povećanje udjela dušika u zaštitnom plinu rezultira povećanjem zone taljenja i penetracije (veći unos topline). Slične rezultate za legure 304 i 310 dobili su Tseng i Chou [135] u svom istraživanju. Razlog povećanja unosa topline u radni komad prilikom povećanja udjela dušika u argonu može se pripisati povećanju specifične topline zaštitnog plina i posljedičnom sužavanju električnog luka, [83]. Također, dušik ima alfa-geno djelovanje i njegove količina u metalu zavara utječe na količinu feritne faze i dinamiku kristalizacije i na taj način može neizravno utjecati na oblik zone taljenja, [136].



Slika 4.27. Utjecaj udjela dušika u argonu na zonu taljenja, [122].

Hsieh i ostali [42] istražili su utjecaj dodavanja manje količine vodika i kisika u zaštitni plin argon. Istraživanje je provedeno na leguri austenitnog nehrđajućeg čelika 304. Slično kao i autor Durgutlu [101], utvrđeno je kako se dodavanjem 5% vodika u argon povećava omjer dubine penetracije i širine zone taljenja (za standardan udio sumpora u austenitnom nehrđajućem čeliku od 0,003 wt%). Također, autori su pokazali kako manji dodatak kisika u argon (1%) ima još snažniji utjecaj na povećanje omjera dubine penetracije i širine zone taljenja ali potiče oksidaciju volframove elektrode i može joj smanjiti vijek trajanja. U slučaju dodavanja vodika u argon, navedena opažanja obrazložena su velikom toplinskom vodljivošću vodika koja kao posljedicu ima poboljšanje prijenosa topline u radni komad. Ovo je u skladu s objašnjenjem autora Tanaka i Lowke [11]. Prisutnost kisika u zaštitnom plinu može utjecati na površinsku napetost taljevine a potom i na konvektivno strujanje tekućeg metala i tako promijeniti geometriju zone taljenja, [11].

Zbirni rezultati znanstvenih istraživanja o utjecaju kemijskog sastava zaštitnog plina na geometriju zone taljenja prikazani su u tablici 4.8. Treba napomenuti da eksperimentalni uvjeti u različitim istraživanjima nisu u potpunosti jednaki što je utjecalo na razlike u uočenim odnosima između kemijskog sastava zaštitnog plina i geometrije zone taljenja. Iz pregleda literature svakako je vidljivo da relativno mali dodatak pojedinih plinova (O_2 , H_2 , N_2 , CO_2 , SO_2) u zaštitni plin na bazi argona, helija ili njihove mješavine može bitno utjecati na geometriju zone taljenja. Ovaj utjecaj obično se reflektira na povećanje dubine penetracije i površine poprečnog presjeka zone taljenja što ima povoljan utjecaj na povećanje produktivnosti TIG procesa. Međutim, količina plinova koji se dodaju u zaštitni plin mora se pažljivo kontrolirati kako ne bi došlo do negativnih utjecaja na zavareni spoj, poput prekomjerne oksidacije.

Tablica 4.8. Utjecaj zaštitnog plina kod TIG zavarivanj na geometriju zone taljenja

Istraživanje	TIG varijanta	Osnovni metal	Zaštitni plin baza+(dodatak)	Udio dodatka [vol.%]	D/W omjer	Dubina penetracije [mm]	Širina zone taljenja [mm]
Burgard i Heiple [2]	TIG	304	Ar+(He)	0–100	↓	-	-
	TIG	304 Se	Ar+(He)	0–100	↑	-	-
	TIG	304 S	Ar+(He)	0–100	↑	-	-

* osnovni metal dopiran sa sumporom (76 ppm) odnosno selenijem (47 ppm)

Durgutlu [101]	TIG	316L	Ar+(H ₂)	1,5–5	-	↑	↑
Hsieh i ostali [42]	TIG	304	Ar+(H ₂)	0 i 5	↑	-	-
	TIG	304	Ar+(O ₂)	0 i 1	↑	-	-
Huang [122]	TIG	304	Ar+(N ₂)	2,5–10	↑	↑	↑
	A-TIG	304	Ar+(N ₂)	2,5–10	↑	↑	↑
Lu i ostali [100]	TIG	304	He+(O ₂)	0–4	↑↓	-	-
	TIG	304	He+(O ₂)	0 i 0,4	↑	↑	↓
Lu i ostali [102]	TIG	304	He+30% Ar+(O ₂)	0–1	↑= *	-	-
	TIG	304	He+50% Ar+(O ₂)	0–1	↑↓= **	-	-
	TIG	304	He+30% Ar+(O ₂)	0–1	↑↓ *	-	-
	TIG	304	He+30% Ar+(O ₂)	0–1	↑↓= **	-	-
<i>*duljina luka 1 mm **duljina luka 3 mm</i>							
Lu i ostali [118]	TIG	304	Ar+(O ₂)	0,1 i 0,3	↑	↑	-
Rodrigues i Loureiro [119]	TIG	316	Ar+(H ₂)	0 i 5	↓	↓	↑
	TIG	316	Ar+(He)	0 i 50	↓	↓	-
	A-TIG	316	Ar+(H ₂)	0 i 5	↑	↑	↓
	A-TIG	316	Ar+(He)	0 i 50	↑	↑	↓
Stadler i ostali [120]	TIG	304L	He+(Ar)	0 i 30	↑	↑	↑
Shirali i Mills [41]	TIG	316 HS*	Ar+(O ₂)	0 i 1	↓	↓	-
	TIG	316 HS*	Ar+(SO ₂)	0 i 1	↓	↓	-
<i>* uzorak HS sadrži 95-130 ppm sumpora u kemijskom sastavu</i>							
Tathgir i ostali [123]	A-TIG	304	Ar+(H ₂)	0 i 5	↑	↑	-
	A-TIG	316	Ar+(H ₂)	0 i 5	↑	↑	-

↑ povećanje vrijednosti u promatranom intervalu; ↓ smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu;

= nema značajne promjene vrijednosti u promatranom intervalu; - podatak nepoznat

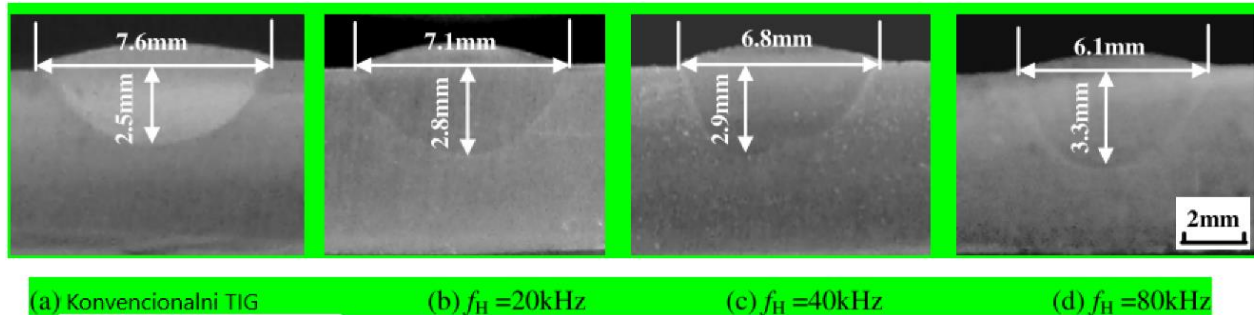
Moguća je i kombinacija simbola npr. ↑↓ koji znači povećanje a zatim smanjenje vrijednosti u promatranom intervalu ili ↑= koji znači povećanje a potom nema značajnije promjene vrijednosti

4.2.7. Impulsno TIG zavarivanje

Impulsno TIG zavarivanje (P-TIG) često se primjenjuje za zavarivanje nehrđajućih čelika budući da pruža dobru kontrolu nad tekućim metalom, smanjuje unos topline u radni komad, i poboljšava mikrostrukturne karakteristike zavarenog spoja, [104], [99]. Ova varijanta TIG zavarivanja ima nekoliko specifičnih zavarivačkih parametara koje konvencionalni TIG proces nema — vrijednosti bazne i vršne struje te vremenski omjer njihovog trajanja, frekvencija impulsne struje, pojedini izvori struje pružaju mogućnost odabira tipa valnog oblika (pravokutni, trapezoidni, sinusni).

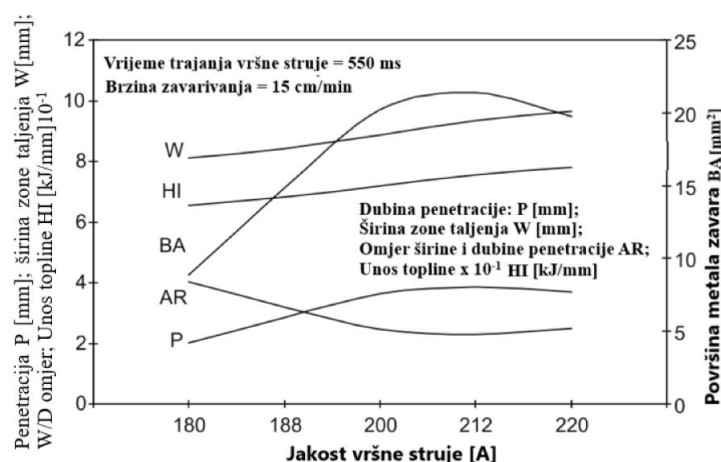
Utjecaj impulsnog TIG zavarivanja visoke frekvencije (visokofrekventni TIG) na zavarivanje austenitnog nehrđajućeg čelika istražili su Qi i ostali [137]. Autori su usporedili zone taljenja dobivene koristeći konvencionalni TIG proces i visokofrekventni TIG proces s frekvencijom impulsne struje od 20 kHz, 40 kHz, 60 kHz i 80 kHz, slika 4.28. Odabrana brzina zavarivanja i protok zaštitnog plina (argon) za oba procesa bili su 120 mm/min odnosno 12 l/min. Konvencionalni TIG koristio je jakost struje od 100 A dok su vrijednosti bazne i vršne jakost struje za impulsni TIG odbrani su tako da izračunata efektivna vrijednost impulsne

jakosti struje također bude 100 A. Visokofrekventni TIG proces rezultirao je suženjem električnog luka a ovaj efekt postajao je sve izraženiji s porastom frekvencije impulsne struje. Suženje električnog luka ima nekoliko učinaka koji povećavaju dubinu penetracije: povećava specifičnu snagu luka, povećava tlak u luku (veća depresija tekućeg metala) te povećava elektromagnetsku silu u talini zbog veće gustoće električnog toka. Autori su uz eksperimentalno istraživanje razvili i numerički model procesa u kojem se efekt suženja električnog luka s porastom visokofrekventne struje reflektirao na smanjenje efektivnog radijusa koji definira toplinsko opterećenje na radnom komadu.



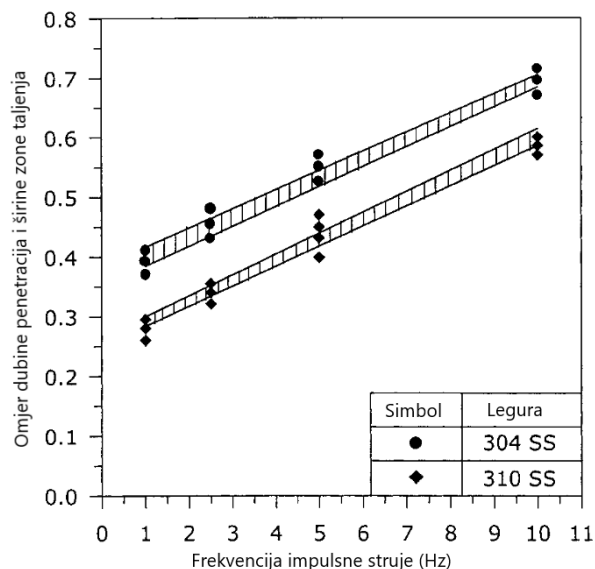
Slika 4.28. Zone taljenja za (a) konvencionalni TIG proces i (b)–(d) visokofrekventni impulsni TIG proces s različitim frekvencijama impulsne struje f_H , [137]

Autori Giridharan i Murugan [115] proveli su istraživanje u cilju optimizacije parametara impulsnog TIG zavarivanja kako bi ostvarili željenu geometriju zone taljenja uz potpunu penetraciju lima od austenitnog nehrđajućeg čelika debljine 3 mm. U prvom koraku istraživanja, na temelju plana pokusa, izrađen je model procesa kojim se povezao utjecaj neke od ulaznih zavarivačkih parametara (vrijeme trajanja i jakost vršne struje, brzina zavarivanja) s željenim odzivnim parametrima (dubina penetracije, širina i površina poprečnog presjeka zone taljenja, omjer širine i dubine penetracije, i unos topline). Utjecaj jakosti vršne struje na izlazne parametre prikazan je prikazan na slici 4.29. U drugom koraku istraživanja, optimizacija geometrije zone taljenja je uspješno provedena na temelju dobivenog modela.



Slika 4.29. Utjecaj jakosti vršne struje kod impulsnog TIG zavarivanja na nekoliko promatranih na geometriju zone taljenja i toplinski unos, [115]

Utjecaj impulsnog TIG zavarivanja na austenitni nehrđajući čelik (legure 304 i 310) istražili su i Tseng i Chou [138]. Iako je središnji problem istraživanja bio odrediti utjecaj zavarivačkih parametara na kutnu deformaciju uzoraka, promatran je i njihov utjecaj na zonu taljenja. Utvrđeno je kako povećanje frekvencije impulsne struje povećava gustoću toplinskog toka na radnom komadu (električni luk se sužava), i tako povećava D/W omjer zone taljenja, slika 4.30. Povećanje frekvencije impulsne struje, te povećanje omjera inteziteta i omjera vremenskog trajanja bazne i vršne struje smanjuje kutnu deformaciju nastalu zavarivanjem.



Slika 4.30. Utjecaj frekvencije impulsne struje na zonu taljenja, [138]

Orbitalno impulsno TIG zavarivanje, često korišteno za zavarivanje cijevi od nehrđajućeg čelika, bilo je predmetom istraživanja Lothongkuma i ostalih [136]. Autori su istražili kako parametri orbitalnog impulsnog zavarivanja utječu na geometriju zone taljenja i količinu ferita u metalu zavara za različite pozicije zavarivanja (6, 8, 9, 10 i 12 sati) na leguri 316L debljine 3mm. Dio zavarivačkih parametara — bazna struja (61 A), frekvencija impulsne struje (5 Hz), i vremenski udio impulsne struje u jednoj periodu (65%) — zadržan je na konstantnoj vrijednosti a brzina zavarivanja (2–6 mm/s), udio dušika u argonu (0–4%) i vrijednost vršne struje (138–252 A) podešavani su tako da geometrija zone taljenja udovolji standardu DIN 8563 class BS. Utvrđeno je kako povećanje brzine zavarivanja zahtjeva povećanje vršne jakosti struje, dok je povećanje udjela dušika u argonu zahtjevalo manju vršnu struju za postizanje željenog oblika zone taljenja. Uočena je i potreba za podešavanjem jakosti vršne struje s promjenom pozicije zavarivanja kako bi zavareni spoj zadržao potrebnu geometriju. Lothongkuma i ostali proveli su slično istraživanje za impulsno TIG zavarivanje u položenoj, vertikalnoj i nadglavnoj poziciji na leguri 304L debljine 3 mm. Pokazano je da se zadržavanjem jednog dijela zavarivačkih parametara na konstantnoj vrijednosti (brzina zavarivanja, frekvencija impulsne struje i vremenski udio impulsne struje u jednoj periodu) uz istovremenu kompezaciju drugim parametrima (jakost bazne i vršne struje) može postići geometrija zavrenog spoja zahtjevana stanardom DIN 8563.

U tablici 4.9 zbirno su prikazani rezultati nekolicine istraživanja u kojima je analiziran utjecaj parametara karakterističnih za P-TIG proces na geometrijske karakteristike zone taljenja kod austenitnih nehrđajućih čelika. Može se uočiti kako su pojedina istraživanja naizgled kontradikorna — primjerice, povećanje frekvencije impulsne struje ne rezultira uvijek

povećanjem penetracije. Ovakvi razlike među istraživanjima nastaju jer ostali zavarivački parametri u provedenim eksperimentima nisu jednaki, a ukazuju na kompleksnost interakcije između električnog luka i radnog komada.

Tablica 4.9. Utjecaj nekih od zavarivačkih parametara P-TIG procesa na geometriju zone taljenja

Istraživanje	Osnovni metal	P-TIG parametar	Istraženi raspon	D/W omjer	Dubina penetracije [mm]	Širina zone taljenja [mm]
Qi i ostali [137]	0Cr18Ni9Ti	f_P	0–90 kHz	↑	↑	↓
Giridharan i Murugan [115]	304L	I_P	180–220 A	↓=	↑=	↑
		t_P	45–65% t_{PB}	↓=	↑=	↑=
Tseng i Chou [138]	304	f_P	1–10 Hz	↑	-	-
	310	f_P	1–10 Hz	↑	-	-
Leitner i ostali [98]	304	t_P	25–75% t_{PB}	↑	↑	-
	304	f_P	1–5 Hz	↓	↓	-
	304	I_B	20–80% I_P	↑	↑	-
Abu-Aesh i ostali [139]	304L	t_P	15–90% t_{PB}	↑	↑	↓
	304L	I_P	90–260 A	↓	↓	↑
	304L	f_P	0,2–50 Hz	↓	↓	↓

f_P – frekvencija impulsne struje; I_P – jakost vršne struje; t_P – vrijeme trajanja vršne struje; I_B – jakost bazne struje; t_{PB} – trajanje jednog ciklusa (vrijeme trajanja vršne + vrijeme trajanja bazne struje);

4.3. Mikrostrukturne promjene i deformacije

Pojedni autori posvetili su svoja istraživanja analizi utjecaja TIG procesa i pripadnih mu parametara na mikrostrukturne promjene i deformacije koje nastaju kao posljedica zavarivanja austenitnih nehrđajućih čelika.

Toplinski ciklus kojem je osnovni metal tijekom zavarivanja izložen rezultira značajnim mikrostrukturnim promjenama u metalu zavara i zoni utjecaja topline. Poznavanje mikrostrukturnih promjena važno je jer one utječu na svojstva zavarenog spoja ali i na pojavu pukotina koje nastaju kao posljedica zavarivanja.

Toplinske deformacije i zaostala naprezanja u zavarenom spoju nastaju kao rezultat nehomogenog temperaturnog polja koje se razvija u radnom komadu. Budući da je promjena temperature popraćena toplinskim širenjem i skupljanjem metala kao posljedica u području zavarenog spoja mogu nastati deformacije i zaostala naprezanja. Deformacije nastale zavarivanjem austenitnog nehrđajućeg čelika mogu biti posebno izražene i rezultirati ozbiljnim poteškoćama zahvaljujući maloj toplinskoj vodljivosti i relativno velikm koeficijentu toplinskog širenja osnovnog metala.

U tablici 4.10 navedeni su odabrani primjeri znanstvenih istraživanja u kojima je analizirana navedena problematika i glavni zaključci do kojih su autori došli.

4.10. Istraživanja utjecaja TIG zavarivanja na mikrostrukturne promjene i deformacije kod austenitnog nehrđajućeg čelika

Istraživanje	Analizirani problem (legura)	Glavni zaključci
Kumar i Shahi [140]	Utjecaj toplinskog unosa tijekom TIG zavarivanja na svojstva zavarenog spoja (304L)	Smanjenje jakosti struje i povećanje brzine zavarivanja rezultira strupičastom dendritnom mikrostrukturom zbog manjeg unosa topline u radni komad. Ostvareni zavareni spoja nadmašuju čvrstoću, produljenje i žilavost osnovnog metala.
Reza Tabrizi i ostali [141]	Usporedba konvencionalnog TIG i P-TIG procesa obzirom na svojstva zavarenog spoja (316L)	Morfologija metala zavara prelazi iz izužene stupičaste u sitnozrnatu globularnu koristeći P-TIG proces, ovakva mikrostruktura povećava žilavaost zavarenog spoja.
Abu-Aesh [139]	Utjecaj parametara P-TIG procesa na mikrostrukturu (316)	Povećanje trajanja vršne jakosti struje povećava veličinu kristalnog zrna i udjel stupičaste strukture u metalu zavara. Ovisno o vrijednosti frekvencije impulsne struje udio stupičaste strukture može se povećavati ili smanjivati.
Ahmadi i Ebrahimi [127]	Usporedba TIG i A-TIG procesa (316L)	A-TIG proces povećava udio ferita u metalu zavara što može povećati vlačnu čvrstoću zavarenog spoja.
Huang i ostali [116]	Utjecaj zaštinog plina i aktivnih premaza na TIG proces (304)	Povećanje udjela N ₂ u zaštitnom plinu Ar smanjuje deformacije radnog komada i količinu ferita u zavaru ali povećava vjerovatnost nastanka vrućih pukotina.
Jamshidi i ostali [117]	Utjecaj toplinskog unosa na mikrostrukturu (304)	Veći unos topline smanjuje omjer temperaturnog gradijenta i brzine skrućivanja što rezultira dendritnom mikrostrukturom. Manji unos topline rezultira kružnim oblikom kristalnog zrna (eng. <i>cellular microstructure</i>).
Lothongkum i ostali [136]	Količina ferita u metalu zavara (316L)	Povećanje udjela N ₂ u zaštitnom plinu Ar smanjuje količinu ferita u metalu zavara.
Mohan i Siva [114]	Usporedba svojstava zavarnog spoja ostvarenog TIG i A-TIG zavarivanjem (321)	Utvrđena veća količina ferita u metalu zavara (5,9 FN) u odnosu na osnovni metal (1,2 FN). Veoma dobra mehanička svojstva spoja zavarenog A-TIG procesom.
Shyu i ostali [133]	Usporedba svojstava zavarnog spoja ostvarenog TIG i A-TIG zavarivanjem (304)	Veća količina ferita u metalu zavara kod A-TIG procesa smanjuje mogućnost pojave vrućih pukotina. Zbog povoljnijeg oblika zone taljenja A-TIG proces rezultira manjim deformacijama.
Tseng i Chou [135]	Utjecaj dodatka N ₂ u Ar na deformacije uzrokovane TIG zavarivanjem (304 i 310)	Dodatak N ₂ smanjuje količinu ferita u metalu zavara i povećava kutne deformacije zavarenog spoja.

Tseng i Chou [138]	Utjecaj parametara P-TIG procesa na deformacije uzrokovane zavarivanjem (304 i 310)	Rezultati ukazuju na smanjenje kutnih deformacija prilikom povećanja frekvencije impulsne struje, smanjenja brzine zavarivanja, većeg omjera između vrijednosti bazne i vršne struje te većeg omjera između trajanja bazne i vršne struje.
Vasudevan [121]	Usporedba svojstava zavarnog spoja ostvarenog TIG i A-TIG zavarivanjem (304LN i 316LN)	Količina ferita u metalu zavara za A-TIG zavarivanje 3,4 FN i 2,2 FN. Svojstva zavarnog spoja slična za TIG i A-TIG zavarivanje.

Kroz pregledanu literaturu vidljivo je na koji način su pojedini autori okarakterizirali i analizirali utjecaj konvencionalnog TIG procesa i njegovih inačica (poput P-TIG, A-TIG i K-TIG procesa) na mikrostrukturne promjene nastale prilikom zavarivanja austenitnih nehrđajućih čelika. U istraživanjima se obično razvija mikrostruktura presjeka zavarnog spoja a potom analizira njezina morfologija. Često se mjeri i udio ferita u metalu zavara i zoni utjecaja topline budući da prisutnost ove faze može imati značajan utjecaj na pojavu pukotina i svojstva zavarnog spoja. Mjerenja mehaničkih svojstava koja su pod snažnim utjecajem mikrostrukturnih promjena, poput vlačne čvrstoće, tvrdoće i žilavosti ukazuju kako se TIG zavarivanjem austenitnog nehrđajućeg čelika mogu ostvariti zavareni spojevi koji imaju slična ili bolja svojstva od osnovnog metala. Može se uočiti da P-TIG i A-TIG procesi iskazuju određene prednosti u odnosu na konvencionalni TIG proces poput manjeg unosa topline i pogodnije mikrostrukture što se u konačnici odražava na mehanička svojstva zavarnog spoja. Unos topline ističe se kao najutjecajniji faktor koji utječe na mikrostrukturne promjene ali i deformacije radnog komada. Općenito vrijedi da treba težiti smanjenju toplinskog unosa u radni komad povećavajući brzinu zavarivanja i/ili smanjujući snagu električnog luka (umnožak jakosti struje zavarivanja i pada napona u luku) ukoliko je to moguće.

5. ZAKLJUČCI

Unatoč postojanju velikog broja različitih zavarivačkih procesa, TIG zavarivanje se i danas ističe iznimnom kvalitetom zavarenih spojeva. Kao prednosti TIG procesa treba istaknuti i relativno jednostavnu, lako prenosivu i jeftinu opremu te mogućnost uspješnog zavarivanja gotovo svih tehničkih metala. Glavni nedostatak konvencionalnog TIG zavarivanja je njegova niska produktivnost. Problem produktivnosti TIG procesa je ublažen razvojem posebnih inačica ovog procesa.

Iako primjena TIG zavarivanja izgleda relativno jednostavno, fizikalni principi na kojima se proces temelji prilično su složeni i još uvijek predmet znanstvenih istraživanja. Njihovo poznavanje važan je preduvjet za fundamentalno razumijevanja samog procesa. Prijenos topline u sustavu volframova elektroda-električni luk-radni komad ovisi o nizu zavarivačkih parametara čiji utjecaj na proces nije jednostavno izravno mjeriti ni promatrati zbog visokih temperatura i intenzivnog zračenja u električnom luku. Stoga su brojni istraživači provodili eksperimentalna istraživanja pomoću kojih su analizirali utjecaj zavarivačkih parametara TIG procesa na geometriju zone taljenja jer:

- pravilna geometrija zone taljenja osigurava kvalitetu zavarenog spoja, smanjuje mogućnosti pojave grešaka u zavarenom spoju, povećava produktivnost procesa i smanjuje unos topline u radni komad,
- oblik geometrije zone taljenja neizravno ukazuje kako zavarivački parametri utječu na distribuciju i intenzitet toplinskog opterećenja na radnom komadu, odnosno na sami proces zavarivanja.

TIG proces je standardan i najčešće korišten proces za zavarivanje austenitnih nehrđajućih čelika. Ove legure imaju odličnu otpornost na koroziju u različitim medijima, duktilne su i žilave, te imaju relativno visoku čvrstoću. Zahvaljući svojoj kristalnoj građi zadržavaju dobru žilavost na niskim temperaturama, dok na visokim temperaturama imaju dobru čvrstoću i otpornost na oksidaciju. TIG proces koristi se za zavarivanje austenitnih nehrđajućih čelika jer omogućuje zadržavanje navedenih svojstava u zavarenom spoju uz izbjegavanje pojave pukotina kojima su ove legure sklone. Konačan oblik i geometrija zone taljenja kod austenitnih nehrđajućih čelika ovisi o čitavom nizu faktora koji mogu izravno ili neizravno utjecati na količinu topline koja se generira u električnom luku, prenosi u radni komad a potom i širi kroz metal. Primarno su to zavarivački parametri poput jakosti struje, brzine zavarivanja, duljine električnog luka, vršnog kuta volframove elektrode i zaštitnog plina ali važno je istaknuti kako i kemijski sastav osnovnog metala ima snažn utjecaj na formiranje zone taljenja. Kroz analiziranu literaturu također je vidljivo kako je odabirom odgovarajućih zavarivačkih parametara donekle moguće smanjiti neželjne mikrostrukturne promjene i deformacije radnog komada a uspješnima su pokazale i neke od razvijenih inačica TIG procesa kao što su P-TIG ili A-TIG procesi.

Numeričko modeliranje TIG procesa omogućava izračune zone taljenja, zaostalih naprezanja, deformacija i mikrostrukturnih promjena u radnom komadu, ali i poboljšavanje razumijevanje fundamentalnih fizikalnih zbivanja na kojima se TIG proces temelji.

6. LITERATURA

- [1] Mills, K. C.; Keene, B. J.: "Factors affecting variable weld penetration", *International Materials Reviews*, 35, 185–216, 1990.
- [2] Burgardt, P.; Heiple, C. R.: "Interaction between Impurities and Welding Variables in Determining GTA Weld Shape", *Welding Journal*, 2, 150–155, 1986.
- [3] American Welding Society: "Welding Handbook: Welding Processes, Part 1", American Welding Society, Miami, 2004.
- [4] Aucott, L.; Dong, H.; Mirihanage, W.; Atwood, R.; Kidess, A. et al.: "Revealing internal flow behaviour in arc welding and additive manufacturing of metals", *Nature Communications*, 9, 1–7, 2018.
- [5] Lippold, J. C.; Kotecki, D. J.: "Welding Metallurgy and Weldability of Stainless Steel", John Wiley & Sons, Hoboken, 2005.
- [6] Lancaster, J. F.: "The Physics of Welding", Pergamon Press, Oxford, 1986.
- [7] DebRoy, T.; David, S. A.: "Physical processes in fusion welding", *Reviews of Modern Physics*, 67, 85–112, 1995.
- [8] Murphy, A. B.: "A Perspective on Arc Welding Research: The Importance of the Arc, Unresolved Questions and Future Directions", *Plasma Chemistry and Plasma Processing*, 35, 471–489, 2015.
- [9] Radaj, D.: "Heat Effects of Welding", Springer Berlin Heidelberg, Berlin, 1992.
- [10] Murphy, A. B.; Lowke, J. J.: "Heat Transfer in Arc Welding", Springer International Publishing, Cham, 2018.
- [11] Tanaka, M.; Lowke, J. J.: "Predictions of weld pool profiles using plasma physics", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 40, 1–23, 2007.
- [12] Tanaka, M.: "Gas Tungsten Arc Welding", Springer, Singapore, 2019.
- [13] Vendan, S. A.; Gao, L.; Garg, A.; Kavitha, P.; Dhivyasri, G.; SG, R.: "Interdisciplinary Treatment to Arc Welding Power Sources", Springer, Singapore, 2019.
- [14] Muncaster, P. W.: "Practical TIG (GTA) welding", Abington Publishing, Cambridge, 1991.
- [15] Hsu, K. C.; Etemadi, K.; Pfender, E.: "Study of the free-burning high-intensity argon arc", *Journal of Applied Physics*, 54, 1293–1301, 1983.
- [16] American Welding Society: "Welding Handbook: Welding Science and Tehnology", American Welding Society, Miami, 2001.
- [17] Javidi Shirvan, A.; Choquet, I.: "A review of cathode-arc coupling modeling in GTAW", *Welding in the World*, 60, 821–835, 2016.
- [18] Javidi Shirvan, A.: "Modelling of Electric Arc Welding: arc-electrode coupling", doktorska disertacija, Chalmers University of Technology, Gothenburg, 2013.
- [19] Nestor, O. H.: "Heat Intensity and Current Density Distributions at the Anode of High Current, Inert Gas Arcs", *Journal of Applied Physics*, 33, 1638–1648, 1962.
- [20] Snyder, S. C.; Bentley, R. E.: "A measurement of axial velocity and temperature in a free-burning arc using Thomson scattering", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 29, 3045–3049, 1996.

-
- [21] Lin, M. L.; Eagar, T. W.: "Pressures produced by gas tungsten arcs", *Metallurgical Transactions B*, 17, 601–607, 1986.
- [22] Stenbacka, N.; Choquet, I.; Hurtig, K.: "Review of Arc Efficiency Values for Gas Tungsten Arc Welding", *IIW Commission IV-XII-SG212*, 1–21, 2012.
- [23] Cantin, G. M. D.; Francis, J. A.: "Arc power and efficiency in gas tungsten arc welding of aluminium", *Science and Technology of Welding and Joining*, 10, 200–210, 2005.
- [24] Haidar, J.; Farmer, A. J. D.: "Surface temperature measurements for tungsten-based cathodes of high-current free-burning arcs", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 28, 2089–2094, 1995.
- [25] Tanaka, M.; Terasaki, H.; Ushio, M.; Lowke, J. J.: "A unified numerical modeling of stationary tungsten-inert-gas welding process", *Metallurgical and Materials Transactions A*, 33, 2043–2052, 2002.
- [26] Matsuda, F.; Ushio, M.; Kumagai, T.: "Fundamental arc characteristics of La-, Y- and Ce-oxide tungsten electrodes", *Welding International*, 3, 497–502, 1989.
- [27] Tashiro, S.; Miyata, M.; Tanaka, M.: "Numerical analysis of AC tungsten inert gas welding of aluminum plate in consideration of oxide layer cleaning", *Thin Solid Films*, 519, 7025–7029, 2011.
- [28] Lago, F.; Gonzalez, J. J.; Freton, P.; Gleizes, A.: "A numerical modelling of an electric arc and its interaction with the anode: Part I. The two-dimensional model", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 37, 883–897, 2004.
- [29] Lowke, J. J.; Tanaka, M.: "'LTE-diffusion approximation' for arc calculations", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 39, 3634–3643, 2006.
- [30] Bini, R.; Monno, M.; Boulos, M. I.: "Numerical and experimental study of transferred arcs in argon", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 39, 3253–3266, 2006.
- [31] Sarrafi, R.; Kovacevic, R.: "Cathodic cleaning of oxides from aluminum surface by variable-polarity arc", *Welding Journal*, 89, 1–10, 2010.
- [32] Phan, L. H.; Tashiro, S.; Van Bui, H.; Suga, T.; Sato, T.; Tanaka, M.: "Investigating cathode spot behavior in argon alternating current tungsten inert gas welding of aluminum through experimental observation", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 52, 1–8, 2019.
- [33] Phan, L. H.; Tashiro, S.; Bui, H. Van; Suga, T.; Sato, T.; Tanaka, M.: "Influence of shielding gas on cathode spot behaviours in alternating current tungsten inert gas welding of aluminium", *Science and Technology of Welding and Joining*, 25, 258–264, 2020.
- [34] Cho, J.; Lee, J. J.; Bae, S. H.: "Heat input analysis of variable polarity arc welding of aluminum", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81, 1273–1280, 2015.
- [35] Dutra, J. C.; Cirino, L. M.; Gonçalves e Silva, R. H.: "AC-GTAW of aluminium – new perspective for evaluation of role of positive polarity time", *Science and Technology of Welding and Joining*, 15, 632–637, 2010.
- [36] Rose, S.; Zähr, J.; Schnick, M.; Füssel, U.; Goecke, S. F.; Hübner, M.: "Arc Attachments on Aluminium During Tungsten Electrode Positive Polarity in TIG Welding of Aluminium", *Welding in the World*, 55, 91–99, 2011.
- [37] Yarmuch, M. A. R.; Patchett, B. M.: "Variable AC polarity GTAW fusion behavior in 5083 aluminum", *Welding Journal*, 86, 196–200, 2007.
-

-
- [38] Oreper, G. M.; Szekely, J.: "Heat and fluid-flow phenomena in weld pools", *Journal of Fluid Mechanics*, 147, 53–79, 1984.
- [39] Kou, S.: "Fluid flow and solidification in welding: Three decades of fundamental research at the University of Wisconsin", *Welding Journal*, 91, 287–302, 2012.
- [40] Wu, F.; Falch, K. V.; Guo, D.; English, P.; Drakopoulos, M.; Mirihanage, W.: "Time evolved force domination in arc weld pools", *Materials & Design*, 190, 1–8, 2020.
- [41] Shirali, A.; Mills, K.: "The effect of welding parameters on penetration in GTA welds", *Welding journal*, 72, 347–353, 1993.
- [42] Hsieh, R. I.; Pan, Y. T.; Liou, H. Y.: "Study of minor elements and shielding gas on penetration in TIG welding of type 304 stainless steel", *Journal of Materials Engineering and Performance*, 8, 68–74, 1999.
- [43] Michaleris, P.: "Minimization of Welding Distortion and Buckling: Modelling and Implementation", Woodhead Publishing Limited, Oxford, 2011.
- [44] Goldak, J.; Akhlaghi, M.: "Computational Welding Mechanics", Springer US, Boston, 2006.
- [45] Lindgren, L. E.: "Finite element modeling and simulation of welding Part 1: Increased complexity", *Journal of Thermal Stresses*, 24, 141–192, 2001.
- [46] Lindgren, L. E.: "Finite element modeling and simulation of welding Part 3: Efficiency and integration", *Journal of Thermal Stresses*, 24, 305–334, 2001.
- [47] Lindgren, L. E.: "Finite element modeling and simulation of welding Part 2: Improved material modeling", *Journal of Thermal Stresses*, 24, 195–231, 2001.
- [48] Suhas, P.: "Numerical heat transfer and fluid flow", Taylor & Francis, United States, 1980.
- [49] Choo, R. T. C.; Szekely, J.; Westhoff, R. C.: "On the calculation of the free surface temperature of gas-tungsten-arc weld pools from first principles: Part I. modeling the welding arc", *Metallurgical and Materials Transactions B*, 23, 357–369, 1992.
- [50] Gonzalez, J. J.; Lago, F.; Freton, P.; Masquère, M.; Franceries, X.: "Numerical modelling of an electric arc and its interaction with the anode: part II. The three-dimensional model— influence of external forces on the arc column", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 38, 306–318, 2005.
- [51] Xu, G.; Hu, J.; Tsai, H. L.: "Three-dimensional modeling of arc plasma and metal transfer in gas metal arc welding", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52, 1709–1724, 2009.
- [52] Xu, G.; Hu, J.; Tsai, H. L.: "Modeling Three-Dimensional Plasma Arc in Gas Tungsten Arc Welding", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 134, 1–13, 2012.
- [53] Goodarzi, M.; Choo, R.; Toguri, J. M.: "The effect of the cathode tip angle on the GTAW arc and weld pool: I. Mathematical model of the arc", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 30, 2744–2756, 1997.
- [54] Haidar, J.; Farmer, A. J. D.: "Large effect of cathode shape on plasma temperature in high-current free-burning arcs", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 27, 555–560, 1994.
- [55] Lowke, J. J.; Morrow, R.; Haidar, J.: "A simplified unified theory of arcs and their electrodes", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 30, 2033–2042, 1997.
- [56] Tsai, N. S.; Eagar, T. W.: "Distribution of the Heat and Current Fluxes in Gas Tungsten
-

Arcs", *Metallurgical Transactions B*, 16, 841–846, 1985.

[57] Abid, M.; Parvez, S.; Nash, D. H.: "Effect of different electrode tip angles with tilted torch in stationary gas tungsten arc welding: A 3D simulation", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 108–109, 51–60, 2013.

[58] Jeong, H.; Park, K.; Cho, J.: "Numerical analysis of variable polarity arc weld pool", *Journal of Mechanical Science and Technology*, 30, 4307–4313, 2016.

[59] Jeong, H.; Park, K.; Baek, S.; Cho, J.: "Thermal efficiency decision of variable polarity aluminum arc welding through molten pool analysis", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 138, 729–737, 2019.

[60] Chen, S. Y.; Liu, Z. M.; Zhao, X. C.; Lv, Z. Y.; Fan, X. G.: "Cathode-focused high-current arc: Heat source development with stable keyhole in stationary welding", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 143, 1–13, 2019.

[61] Choo, R. T. C.; Szekely, J.; David, S. A.: "On the calculation of the free surface temperature of gas-tungsten-arc weld pools from first principles: Part II. modeling the weld pool and comparison with experiments", *Metallurgical and Materials Transactions B*, 23, 371–384, 1992.

[62] Goodarzi, M.; Choo, R.; Takasu, T.; Toguri, J. M.: "The effect of the cathode tip angle on the gas tungsten arc welding arc and weld pool: II. The mathematical model for the weld pool", *Journal of Physics D: Applied Physics*, 31, 569–583, 1998.

[63] Traidia, A.: "Multiphysics modelling and numerical simulation of GTA weld pools", doktorska disertacija, Ecole Polytechnique, Palaiseau, 2011.

[64] Unnikrishnakurup, S.; Rouquette, S.; Soulié, F.; Fras, G.: "Estimation of heat flux parameters during static gas tungsten arc welding spot under argon shielding", *International Journal of Thermal Sciences*, 114, 205–212, 2017.

[65] Knoedel, P.; Gkatzogiannis, S.; Ummenhofer, T.: "Practical aspects of welding residual stress simulation", *Journal of Constructional Steel Research*, 132, 83–96, 2017.

[66] Andersson, B. A. B.: "Thermal Stresses in a Submerged-Arc Welded Joint Considering Phase Transformations", *Journal of Engineering Materials and Technology*, 100, 356–362, 1978.

[67] Gonçalves, C. V.; Vilarinho, L. O.; Scotti, A.; Guimarães, G.: "Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques", *Journal of Materials Processing Technology*, 172, 42–51, 2006.

[68] Yadaiah, N.; Bag, S.: "Development of egg-configuration heat source model in numerical simulation of autogenous fusion welding process", *International Journal of Thermal Sciences*, 86, 125–138, 2014.

[69] Aissani, M.; Guessasma, S.; Zitouni, A.; Hamzaoui, R.; Bassir, D.; Benkedda, Y.: "Three-dimensional simulation of 304L steel TIG welding process: Contribution of the thermal flux", *Applied Thermal Engineering*, 89, 822–832, 2015.

[70] Attarha, M. J.; Sattari-Far, I.: "Study on welding temperature distribution in thin welded plates through experimental measurements and finite element simulation", *Journal of Materials Processing Technology*, 211, 688–694, 2011.

[71] Chen, B. Q.; Guedes Soares, C.: "Effect of welding sequence on temperature distribution, distortions, and residual stress on stiffened plates", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 86, 3145–3156, 2016.

-
- [72] Gery, D.; Long, H.; Maropoulos, P.: "Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding", *Journal of Materials Processing Technology*, 167, 393–401, 2005.
- [73] Sun, J.; Klassen, J.; Nitschke-Pagel, T.; Dilger, K.: "Effects of heat source geometric parameters and arc efficiency on welding temperature field, residual stress, and distortion in thin-plate full-penetration welds", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 99, 497–515, 2018.
- [74] Tafarroj, M. M.; Kolahan, F.: "A comparative study on the performance of artificial neural networks and regression models in modeling the heat source model parameters in GTA welding", *Fusion Engineering and Design*, 131, 111–118, 2018.
- [75] Pichot, F.; Danis, M.; Lacoste, E.; Danis, Y.: "Numerical definition of an equivalent GTAW heat source", *Journal of Materials Processing Technology*, 213, 1241–1248, 2013.
- [76] Tong, Z.; Zhentai, Z.; Rui, Z.: "A dynamic welding heat source model in pulsed current gas tungsten arc welding", *Journal of Materials Processing Technology*, 213, 2329–2338, 2013.
- [77] Traidia, A.; Roger, F.; Guyot, E.: "Optimal parameters for pulsed gas tungsten arc welding in partially and fully penetrated weld pools", *International Journal of Thermal Sciences*, 49, 1197–1208, 2010.
- [78] Ebrahimi, A.; Kleijn, C. R.; Richardson, I. M.: "A simulation-based approach to characterise melt-pool oscillations during gas tungsten arc welding", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 164, 1–13, 2021.
- [79] Farzadi, A.; Serajzadeh, S.; Kokabi, A. H.: "Modeling of heat transfer and fluid flow during gas tungsten arc welding of commercial pure aluminum", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 38, 258–267, 2008.
- [80] Farzadi, A.; Serajzadeh, S.; Kokabi, A. H.: "Investigation of weld pool in aluminum alloys: Geometry and solidification microstructure", *International Journal of Thermal Sciences*, 49, 809–819, 2010.
- [81] Pan, J.; Hu, S.; Yang, L.; Wang, D.: "Investigation of molten pool behavior and weld bead formation in VP-GTAW by numerical modelling", *Materials & Design*, 111, 600–607, 2016.
- [82] Wang, L. L.; Wei, J. H.; Wang, Z. M.: "Numerical and experimental investigations of variable polarity gas tungsten arc welding", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 95, 2421–2428, 2018.
- [83] Tanaka, M.; Tashiro, S.; Satoh, T.; Murphy, A. B.; Lowke, J. J.: "Influence of shielding gas composition on arc properties in TIG welding", *Science and Technology of Welding and Joining*, 13, 225–231, 2008.
- [84] Dong, W.; Lu, S.; Li, D.; Li, Y.: "Modeling of the Weld Shape Development During the Autogenous Welding Process by Coupling Welding Arc with Weld Pool", *Journal of Materials Engineering and Performance*, 19, 942–950, 2010.
- [85] Faraji, A. H.; Goodarzi, M.; Seyedein, S. H.; Zamani, M. H.: "Experimental study and numerical modeling of arc and weld pool in stationary GTA welding of pure aluminum", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 71, 2059–2071, 2014.
- [86] Traidia, A.; Roger, F.: "Numerical and experimental study of arc and weld pool behaviour for pulsed current GTA welding", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 54, 2163–2179, 2011.
- [87] Wang, X.; Luo, Y.; Fan, D.: "Investigation of heat transfer and fluid flow in high current
-

GTA welding by a unified model", *International Journal of Thermal Sciences*, 142, 20–29, 2019.

[88] Wang, D.; Lu, H.: "Numerical analysis of internal flow of molten pool in pulsed gas tungsten arc welding using a fully coupled model with free surface", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 165, 1–11, 2021.

[89] Pan, J.; Hu, S.; Yang, L.; Li, H.: "Simulation and analysis of heat transfer and fluid flow characteristics of variable polarity GTAW process based on a tungsten–arc–specimen coupled model", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 96, 346–352, 2016.

[90] Olivares, E. A. G.; Díaz, V. M. V.: "Study of the hot-wire TIG process with AISI-316L filler material, analysing the effect of magnetic arc blow on the dilution of the weld bead", *Welding International*, 32, 139–148, 2018.

[91] Voigt, A. L.; Cunha, T. V. da; Niño, C. E.: "Conception, implementation and evaluation of induction wire heating system applied to hot wire GTAW (IHW-GTAW)", *Journal of Materials Processing Technology*, 281, 1–10, 2020.

[92] Xie, Y.; Cai, Y.; Zhang, X.; Luo, Z.: "Characterization of keyhole gas tungsten arc welded AISI 430 steel and joint performance optimization", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 99, 347–361, 2018.

[93] Feng, Y.; Luo, Z.; Liu, Z.; Li, Y.; Luo, Y.; Huang, Y.: "Keyhole gas tungsten arc welding of AISI 316L stainless steel", *Materials and Design*, 85, 24–31, 2015.

[94] Wilson, M.: "TIP TIG: new technology for welding", *Industrial Robot: An International Journal*, 34, 462–466, 2007.

[95] Vidyarthi, R. S.; Dwivedi, D. K.: "Activating flux tungsten inert gas welding for enhanced weld penetration", *Journal of Manufacturing Processes*, 22, 211–228, 2016.

[96] Pandya, D.; Badgujar, A.; Ghetiya, N.: "A novel perception toward welding of stainless steel by activated TIG welding: a review", *Materials and Manufacturing Processes*, 36, 877–903, 2021.

[97] Sun, Q. J.; Lin, S. B.; Yang, C. L.; Zhao, G. Q.: "Penetration increase of AISI 304 using ultrasonic assisted tungsten inert gas welding", *Science and Technology of Welding and Joining*, 14, 765–767, 2009.

[98] Leitner, R. E.; Mcelhinney, G. H.; Pruitt, E. L.: "An Investigation of Pulsed GTA Welding Variables", *Welding Journal*, 62, 405–410, 1973.

[99] Tsai, C. L.; Hou, C. A.: "Theoretical analysis of weld pool behavior in the pulsed current GTAW process", *Journal of Heat Transfer*, 110, 160–165, 1988.

[100] Lu, S. P.; Fujii, H.; Nogi, K.; Sato, T.: "Effect of oxygen content in He-O₂ shielding gas on weld shape in ultra deep penetration TIG", *Science and Technology of Welding and Joining*, 12, 689–695, 2007.

[101] Durgutlu, A.: "Experimental investigation of the effect of hydrogen in argon as a shielding gas on TIG welding of austenitic stainless steel", *Materials and Design*, 25, 19–23, 2004.

[102] Lu, S.; Fujii, H.; Nogi, K.: "Arc ignitability, bead protection and weld shape variations for He-Ar-O₂ shielded GTA welding on SUS304 stainless steel", *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 1231–1239, 2009.

[103] Key, J. F.: "Anode/Cathode Geometry and Shielding Gas Interrelationships in GTAW",

Welding Journal, 59, 364–370, 1980.

[104] American Welding Society: "Welding Handbook: Materials and Applications, Part 1", American Welding Society, Miami, 2011.

[105] ASM International: "ASM Metals Handbook Volume 1 - Properties and Selections - Irons Steels and High and Performance", ASM International, Ohio, 1993.

[106] American Iron and Steel Institute: "Welding of Stainless Steels and Other Joining Methods", Nickel Development Institute, Durgham, 1988.

[107] American Welding Society: "AWS A30M/A3.0 - Standard Welding Terms and Definitions", American Welding Society, Miami, 2010.

[108] Lippold, J. C.: "Welding Metallurgy and Weldability", John Wiley & Sons, Inc, Hoboken, 2015.

[109] Lancaster, J. F.: "Metallurgy of welding", Abington Publishing, Cambridge, 1999.

[110] Folkhard, E.: "Welding Metallurgy of Austenitic Stainless Steels", Springer Vienna, Vienna, 1988.

[111] Kujanpaa, V.; Suutala, N.; Takalo, T.; Moisio, T.: "Correlation Between Solidification Cracking and Microstructure in Austenitic and Austenitic-Ferritic Stainless Steel Welds", Welding Research International, 9, 55–76, 1979.

[112] Kou, S.: "Welding Metallurgy", John Wiley & Sons, New Jersey, 2003.

[113] Jiju, A.: "Design of Experiments for Engineers and Scientists", Elsevier Science & Technology Books, Amsterdam, 2003.

[114] Mohan Kumar, S.; Siva Shanmugam, N.: "Studies on the weldability, mechanical properties and microstructural characterization of activated flux TIG welding of AISI 321 austenitic stainless steel", Materials Research Express, 5, 1–47, 2018.

[115] Giridharan, P. K.; Murugan, N.: "Optimization of pulsed GTA welding process parameters for the welding of AISI 304L stainless steel sheets", International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 40, 478–489, 2009.

[116] Huang, H.; Shyu, S.; Tseng, K.; Chou, C.: "Effects of the Process Parameters on Austenitic Stainless Steel by TIG-Flux Welding", Journal of Materials Science & Technology, 22, 367–374, 2006.

[117] Jamshidi Aval, H.; Farzadi, A.; Serajzadeh, S.; Kokabi, A. H.: "Theoretical and experimental study of microstructures and weld pool geometry during GTAW of 304 stainless steel", International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 42, 1043–1051, 2009.

[118] Lu, S.; Fujii, H.; Nogi, K.: "Sensitivity of Marangoni convection and weld shape variations to welding parameters in O₂-Ar shielded GTA welding", Scripta Materialia, 51, 271–277, 2004.

[119] Rodrigues, A.; Loureiro, A.: "Effect of shielding gas and activating flux on weld bead geometry in tungsten inert gas welding of austenitic stainless steels", Science and Technology of Welding and Joining, 10, 760–765, 2005.

[120] Stadler, M.; Freton, P.; Gonzalez, J. J.: "Influence of welding parameters on the weld pool dimensions and shape in a TIG configuration", Applied Sciences, 7, 1–16, 2017.

[121] Vasudevan, M.: "Effect of A-TIG Welding Process on the Weld Attributes of Type 304LN and 316LN Stainless Steels", Journal of Materials Engineering and Performance, 26,

1325–1336, 2017.

[122] Huang, H. Y.: "Effects of shielding gas composition and activating flux on GTAW weldments", *Materials and Design*, 30, 2404–2409, 2009.

[123] Tathgir, S.; Bhattacharya, A.; Bera, T. K.: "Influence of current and shielding gas in TiO₂ flux activated TIG welding on different graded steels", *Materials and Manufacturing Processes*, 30, 1115–1123, 2015.

[124] Craine, R. E.: "On determining the shape of weld pools", *Applied Scientific Research*, 44, 261–275, 1987.

[125] Lin, M. L.; Eagar, T. W.: "Influence of Arc Pressure on Weld Pool Geometry", *Welding Journal*, 64, 163–169, 1985.

[126] Tanaka, M.; Shimizu, T.; Terasaki, H.; Ushio, M.; Koshi-Ishi, F.; Yang, C. L.: "Effects of activating flux on arc phenomena in gas tungsten arc welding", *Science and Technology of Welding and Joining*, 5, 397–402, 2000.

[127] Ahmadi, E.; Ebrahimi, A. R.: "Welding of 316L Austenitic Stainless Steel with Activated Tungsten Inert Gas Process", *Journal of Materials Engineering and Performance*, 24, 1065–1071, 2015.

[128] Yushchlnko, K. A.; Kovalenko, D. V.; Krivtsun, I. V.; Demchenko, V. F.; Kovalenko, I. V.; Lesnoy, A. B.: "Experimental studies and mathematical modelling of penetration in TIG and A-TIG stationary arc welding of stainless steel", *Welding in the World*, 53, 253–263, 2009.

[129] Heiple, C. R.; Roper, J. R.: "Mechanism for Minor Element Effect on GTA Fusion Zone Geometry", *Welding Journal*, 61, 97–102, 1982.

[130] Pitscheneder, W.; DebRoy, T.; Mundra, K.; Ebner, R.: "Role of sulfur and processing variables on the temporal evolution of weld pool geometry during multikilowatt laser beam welding of steels", *Welding Journal*, 75, 71–80, 1996.

[131] Pollard, B.: "Effects of Minor Elements on the Welding Characteristics of Stainless Steel", *Welding Journal*, 67, 202–214, 1988.

[132] Takeuchi, Y.; Takagi, R.; Shinoda, T.: "Effect of bismuth on weld joint penetration in austenitic stainless steel", *Welding journal*, 71, 283–290, 1992.

[133] Shyu, S. W.; Huang, H. Y.; Tseng, K. H.; Chou, C. P.: "Study of the performance of stainless steel A-TIG welds", *Journal of Materials Engineering and Performance*, 17, 193–201, 2008.

[134] Lu, S.; Fujii, H.; Nogi, K.: "Weld shape variation and electrode oxidation behavior under Ar-(Ar-CO₂) double shielded GTA welding", *Journal of Materials Science and Technology*, 26, 170–176, 2010.

[135] Tseng, K. H.; Chou, C. P.: "The study of nitrogen in argon gas on the angular distortion of austenitic stainless steel weldments", *Journal of Materials Processing Technology*, 142, 139–144, 2003.

[136] Lothongkum, G.; Viyanit, E.; Bhandhubanyong, P.: "Study on the effects of pulsed TIG welding parameters on delta-ferrite content, shape factor and bead quality in orbital welding of AISI 316L stainless steel plate", *Journal of Materials Processing Technology*, 110, 233–238, 2001.

[137] Qi, B. J.; Yang, M. X.; Cong, B. Q.; Liu, F. J.: "The effect of arc behavior on weld geometry by high-frequency pulse GTAW process with 0Cr18Ni9Ti stainless steel",

International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 66, 1545–1553, 2013.

[138] Tseng, K. H.; Chou, C. P.: "Effect of pulsed gas tungsten arc welding on angular distortion in austenitic stainless steel weldments", Science and Technology of Welding and Joining, 6, 149–153, 2001.

[139] Abu-Aesh, M.; Taha, M.; El -Sabbagh, A.; Dorn, L.: "Welding of fully –Austenitic stainless steel using pcgtaw process; Part I: Bead structure", Journal of Manufacturing Processes, 38, 21–29, 2019.

[140] Kumar, S.; Shahi, A. S.: "On the Influence of Welding Stainless Steel on Microstructural Development and Mechanical Performance", Materials and Manufacturing Processes, 29, 894–902, 2014.

[141] Reza Tabrizi, T.; Sabzi, M.; Mousavi Anijdan, S. H.; Eivani, A. R.; Park, N.; Jafarian, H. R.: "Comparing the effect of continuous and pulsed current in the GTAW process of AISI 316L stainless steel welded joint: microstructural evolution, phase equilibrium, mechanical properties and fracture mode", Journal of Materials Research and Technology, 15, 199–212, 2021.

POPIS OZNAKA I KRATICA

A – magnetski vektorski potencijal
 AC – izmjenična struja
 AC -TIG – TIG zavarivanje izmjeničnom strujom
 A -TIG – TIG zavarivanje podpomognuto aktivnim premazima
 B – gustoća magnetskog polja
 d - distribucijski faktor
 DC – istosmjerna struja
 $DCEN$ -TIG – TIG zavarivanje istosmjernom strujom s negativnim polom na elektrodi
 $DCEP$ -TIG – TIG zavarivanje istosmjernom strujom s pozitivnim polom na elektrodi
 D/W omjer – omjer dubine penetracije i širine zone taljenja
 e – naboj elektrona ($1,602 \times 10^{-19}C$)
 F – elektromagnetska sila
 f_l – udio tekuće faze u diskretizacijskom elementu
 g – gravitacija
 h – koeficijent konvektivnog prijenosa topline
 HW -TIG – TIG zavarivanje vrućom žicom
 I – jakost struje
 J – gustoća električne struje
 j_c – gustoća električnog toka na katodi
 j_r / j_z – gustoća električnog toka u radijalnom / aksijalnom smjeru
 j_{arc} – gustoća električnog toka na radnom komadu
 K -TIG – TIG zavarivanje ključanicom
 k_B – Boltzmanova konstanta ($1,380 \times 10^{-23} J \cdot K^{-1}$)
 L_f – latentna toplina taljenja
 LTE – stanje lokalne termodinamičke ravnoteže u električnom luku
 P – tlak
 p_{arc} – tlak kojim električni luk djeluje na radni komad
 P_M – maksimalni pritisak električnog luka
 P -TIG – TIG zavarivanje impulsnom strujom
 q_{arc} – toplinsko opterećenje kojim električni luk djeluje na radni komad
 q_c – intezitet prirodne konvekcije
 q_r – intezitet zračenja
 r – radijalni smjer
 R_c – radijus katodne točke
 R_q, R_j, R_p, R_d – efektivni radijusi (distribucijski faktori) unutar kojih djeluje električni luk
 S_Φ – izvor ili ponor u promatranoj domeni
 T – temperatura
 T_s – solidus temperatura
 T_l – likvidus temperatura
 t – vrijeme
 T_0 – temperatura okoline
 U -TIG – TIG zavarivanje podpomognuto ultrazvukom
 u – brzina u radijalnom smjeru
 V – napon električnog luka
 v – brzina u aksijalnom smjeru
 \vec{v} – vektor brzine
 z – aksijalni smjer

α – koeficijent toplinske vodljivosti
 β – koeficijent toplinske ekspanzije
 κ – toplinska difuzivnost
 κ^{eq} – ekvivalentna toplinska difuzivnost
 μ_0 – magnetska permeabilnost vakuuma ($1.2566 \times 10^{-6} H/m$)
 μ – dinamički viskozitet
 τ_m – tangencijalno naprezanje uslijed Marangonijske konvekcije
 τ_d – tangencijalno naprezanje uslijed sile otpora strujanju plazme
 σ_B – Stefan-Boltzmannova konstanta ($5,67 \times 10^{-8} Wm^2K^{-4}$)
 σ – električna vodljivost
 Φ – skalarna varijabla
 Γ_Φ – koeficijent difuzije
 ρ – gustoća
 η – iskoristivost električnog luka

SAŽETAK

Najvažnije prednosti elektrolučnog zavarivanja netaljivom volframovom elektrodom u zaštitnoj atmosferi inertnog plina (TIG zavarivanje) uključuju relativno jednostavnu procesnu opremu i visoku kvalitetu zavarenog spoja. Upravo zbog kvalitete zavarenog spoja, proces se često koristi za zavarivanje austenitnih nehrđajućih čelika. Ova skupina legura na bazi željeza i kroma pronašla je svoju primjenu u brojnim industrijama, često u izrazito korozivnim atmosferama na vrlo visokim ili niskim temperaturama. Austenitni nehrđajući čelici imaju relativno dobru zavarljivost, ali je za definiranje postupka zavarivanja potrebno poznavati poteškoće koje zavarivanje može uzrokovati, poput metalurških promjena, pojave pukotina i narušavanja otpornosti na koroziju u zoni zavarenog spoja.

Iako se TIG proces sastoji od relativno jednostavne opreme, fizikalni principi na kojima se temelji prilično su složeni. Međutim, njihovo poznavanje važan je preduvjet za fundamentalno razumijevanje procesa i utjecaja brojnih zavarivačkih parametara na njega. Neki od osnovnih zavarivačkih parametara TIG procesa — poput jakosti struje, brzine zavarivanja, duljine električnog luka te tipa, promjera i oblika vrha volframove elektrode — imaju snažan utjecaj na generiranje i prijenos topline u sustavu volframova elektroda-električni luk-radni komad. Izravno mjerenje i opažanje utjecaja navedenih parametara na proces u pravilu je veoma zahtjevno zbog nepovoljnih uvjeta koji vladaju u električnom luku poput visokih temperatura i zračenja. Stoga su brojni autori provodili eksperimentalna istraživanja u kojima su promatrali utjecaj zavarivačkih parametara na geometriju zone taljenja koja je važna za postizanje kvalitete zavarenog spoja, ali služi i kao indirektan pokazatelj utjecaja zavarivačkih parametara na TIG proces.

U ovom kvalifikacijskom radu prikazan je opsežan pregled literature u kojoj se analiziran utjecaj osnovnih parametara TIG procesa zavarivanja na geometriju zone taljenja, mikrostrukturne promjene i deformacije austenitnih nehrđajućih čelika. Različiti autori nerijetko su utvrdili drugačiji utjecaj istog zavarivačkog parametra na geometriju zone taljenja a navedeno upućuje kako i odabir ostali zavarivačkih parametara, koji u uspoređenim istraživanjima nisu jednaki, također utječe na promatrani odnos. Utvrđeno je i kako geometrija zone taljenja značajno ovisi o udjelu površinskih aktivnih elemenata u kemijskom sastavu austenitnog nehrđajućeg čelika zbog njihovog utjecaja na konvektivni prijenos topline (Marangonijevu konvekciju) u tekućem metalu. Odabirom odgovarajućih zavarivačkih parametara donekle je moguće smanjiti neželjne mikrostrukturne promjene i deformacije radnog komada, gdje su se uspješnima pokazale i neke od inačica TIG procesa.

Pojašnjene su i osnove matematičkog modeliranja TIG procesa koje je danas, razvojem računala i brojnih numeričkih metoda, evoluiralo u snažan popratni alat za analizu kompleksnih pojava uzrokovanih zavarivanjem. Upravo su teško izvediva mjerenja u električnom luku i njegovoj blizini bila jedan od glavnih razloga za matematičko modeliranje procesa zavarivanja. Pregledom dostupne literature ustanovljeno je kako razvijeni i validirani modeli TIG procesa mogu uspješno izračunati zonu taljenja, zavarivanjem uzrokovane deformacije i naprezanja, mikrostrukturne promjene te poboljšati razumijevanje utjecaja zavarivačkih parametara na proces.