

ENERGEETIKA. ELEKTROTEHNIKA. MÄENDUS D56

Vedelmetalli juhitava segamisvõimaluse uurimine alalisvoolu kaarleekahjus

HEIGO MÖLDER



TALLINNA TEHNICAÜLIKOOL
Energeetikateaduskond
Elektrotehnika aluste ja elektrimasinate instituut

**Doktoritöö on lubatud kaitsmisele filosoofiadoktori kraadi
taotlemiseks energia- ja geotehnika erialal 15. mail 2012**

Juhendaja: Jaan Järvik, tehnikakandidaat, professor,
Elektrotehnika aluste ja elektrimasinate instituut,
Tallinna Tehnikaülikool

Oponendid: Juhani Tellinen, tehnikadoktor, GAMGA OY, Soome
Viktor Kesküla, tehnikakandidaat, TTÜ emeriitdotsent,
Eesti

Doktoritöö kaitsmise aeg: 15. Juuni 2012

Deklaratsioon:

Deklareerin, et käesolev väitekiri, mis on minu iseseisva töö tulemus, on esitatud Tallinna Tehnikaülikooli filosoofiadoktori kraadi taotlemiseks ja selle alusel ei ole varem taotletud akadeemilist kraadi.

Heigo Mõlder

Autoriõigus: Heigo Mõlder, 2012
ISSN 1406-474X
ISBN 978-9949-23-303-8 (publication)
ISBN 978-9949-23-304-5 (PDF)

THESIS ON POWER ENGINEERING,
ELECTRICAL ENGINEERING, MINING ENGINEERING D56

**Analysis of liquid metal controlled
stirring method in dc electric arc furnace**

HEIGO MÖLDER



EESSÕNA

Käesolev uurimistöö sai alguse juba 2006. aastal, mil tegin magistritöö käigus esimesi katseid vedelmetalli segamisprotsessi modelleerimiseks tarkvara „Infloytica“ abil. Sealt edasi sai proovitud teisi elektromagnetväljade arvutustarkvarasid „Maxwell“, „Femm“ ja „Ansys“, kuni 2010. aastal jõudsin programmini COMSOL Multiphysics. Siis kulus veel poolteist aastat igapäevast martüüriumi, kuni lõpuks õnnestus saada esimesed vedelmetalli voolamise modelleerimistulemused.

Siinkohal tahan kogu südamest tänada oma uurimistöö juhendajat professor Jaan Järvikut, kes kõigi nende aastate jooksul mind väga innustavalt toetas. Ilma tema motiveeriva suhtumise ja juhendava abita käesolevat uurimistööd vaevalt et oleks sündinud. Samuti on mind kogu selle aja jooksul väga tugevalt oma nõuannete ja aruteludega toetanud ka professor Kuno Janson ja dotsent Aleksander Kilk – suur tänu ka neile.

Veel sooviksin tänada TTÜ Thomas Johann Seebecki elektroonikainstituudi vanemteadurit Rauno Gordonit, kes oli toeks ja alati nõus kaasa mõtlema tarkvaras tekkivate arvutustõrgete üle. Samuti tahaksin tänada Šveitsi COMSOL Multiphysics harukontori juhatajat Dr Sven Friedel'it, kelle juures õnnestus Zürichis koolitusel käia ja milles oli hiljem väga palju abi. Eriiline tänu kuulub ka rootsi ettevõtte Validus Engineering insenerile Bertil Waldén'ile, kelle abil tänu terve aasta kestnud kirjavahetusele õnnestus lõpuks tööle saada mudeli turbulentse voolamise moodul. Siinkohal tänaksin ka tarkvara COMSOL Multiphysics toetusgruppi, kellega sai uurimistöö raames pidevalt konsulteeritud.

Kogu väitekirja valmimise aja töötasin ühes ruumis doktorantide Lauri Küti ja Ants Kallastega, kelle tehnilisest taibust ja optimistlikust suhtumisest oli ühtelugu abi ja kellele siinkohal selle eest tänu avaldan. Samuti tänaksin veel eraldi doktorant Toomas Vaimanni, kes aitas kaasa artiklite kirjutamisel, ja vanemteadur Tiiu Sakkost väga tõhusa abi eest nii artiklite kui ka väitekirja viimistlemisel. Siinkohal avaldan tänu ka kõigile teistele kolleegidele TTÜ Elektrotehnika aluste ja elektrimasinate instituudist, kes ühel või teisel moel on minu töö valmimisele toeks olnud.

Lõpuks tahaksin avaldada väga sügavat tänu oma vanematele ja elukaaslasele nende kannatliku, mõistva ja toetava suhtumise eest kõigi õpinguaastate jooksul.

Tallinn, mai 2012

Heigo Mõlder

SISUKORD

KASUTATUD SÜMBOLID	8
1. SISSEJUHATUS	11
1.1 Olemasolev tehnika tase	13
1.2 Kirjanduse ülevaade	23
1.3 Lähteolukorra analüüs ja ülesande püstitus	25
1.4 Vedelmetalli juhitava segamisega alalisvoolu kaarleekahju tööpõhimõte	26
2. VEDELMETALLI JUHITAVA SEGAMISEGA KAARLEEKAHJU INSENERARVUTUSE ALUSED	32
2.1 Magnetvälja jaotuse määramise võtteid	32
2.2 Lõplike elementide meetod	33
2.3 Geomeetrilised mõõtmed ja materjalide parameetrid.....	36
2.4 Alalisvoolu kaarleekahju analüütiline voolu- ja võimsusparameetrite arvutus	37
2.5 Kaarleekahju elektromagnetväljade arvutuste põhivõrandid	40
2.6 Kaarleekahju piiritingimuste määramine, matemaatilise lähtemudeli koostamine	41
3. KOLMEMÕÖTMELISED ELEKTRIOSA ARVUTUSED LÕPLIKE ELEMENTIDE MEETODIL	46
3.1 Lõplike elementide meetodi arvutusvõrgustiku sätted	46
3.3 Kolmemõõtmeline potentsiaalide jaotus	47
3.4 Kolmemõõtmeline voolutiheduste jaotus	48
3.5 Magnetvoo tiheduse jaotus kahemõõtmelise mudeli korral	49
3.6 Magnetvoo tiheduse jaotus kolmemõõtmelise mudeli korral	52
3.7 Lorentzi jõudude kolmemõõtmelised arvutused	54
4. KOLMEMÕÖTMELISED VEDELMETALLI VOOLAMISARVUTUSED	58
4.1 Reynoldsi kriteeriumi arvväärtuse määramine	58
4.2 Navier-Stokesi ja Reynoldsi võrrandid	60

4.3 Kolmemõõtmeline vedelmetalli voolamise arvutus lõplike elementide meetodil	62
4.4 Vedelmetalli voolamine pinge vahelduvkomponendi erinevatel sagedustel	66
5. KOLMEMÕÕTMELINE KAARLEEKAHJU ANALÜÜS NELJA ELEKTROODI KASUTAMISE KORRAL	71
5.1 Kaarleekahi, kolm elektroodi üleval, üks all	71
5.2 Kaarleekahi, üks elektrood üleval, kolm elektroodi all	74
6. KOLMEMÕÕTMELINE TEMPERATUURIARVUTUS JA TEMPERATUURIERINEVUSTEST TULENEV VEDELMETALLI KONVEKTSIOON	75
6.1 Temperatuurijaotus vedelmetallis	75
6.2 Temperatuurierinevustest tulenev voolamine	78
VIIDATUD KIRJANDUSE LOETELU	80
PUBLIKATSIOONID	86
JÄRELDUSED	86
KOKKUVÕTE	90
CONCLUSIONS	92
ABSTRACT	94
LISA A	96
LISA B	99
LISA C	103
DISSERTATIONS defended at Tallinn University of Technology on Power Engineering, Electrical Engineering and Mining Engineering	135

KASUTATUD SÜMBOLID

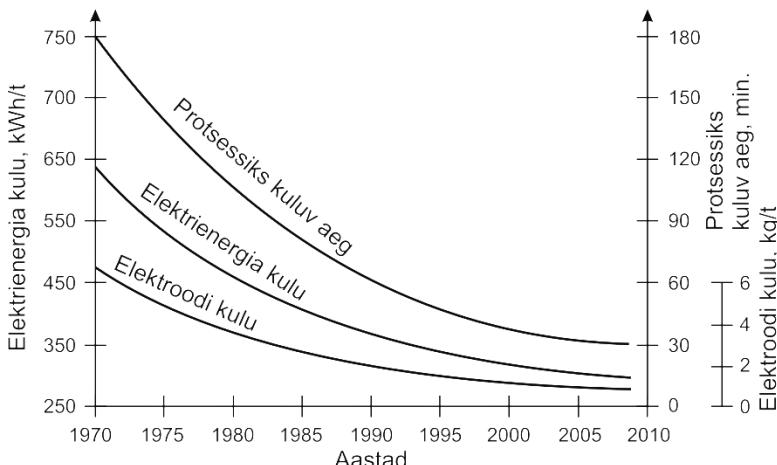
\vec{A}	magnetiline vektorpotentsiaal
α	temperatuuri konstant elektrilise juhtivuse arvutamiseks
α_1	soojuspaisumise tegur
B	magnetvoo (magnetvälja) tihedus
B_x	magnetvoo tihedus, x -telje suunaline
B_y	magnetvoo tihedus, y -telje suunaline
B_z	magnetvoo tihedus, z -telje suunaline
\vec{B}	magnetvootiheduse vektor
C_P	soojusmahtuvuse konstant
c_0	valguse kiirus
D_b	kaarleekahju vannis oleva vedelmetalli ülemine läbimõõt
d_a	elektroodi läbimõõt
\vec{E}	elektrivälja tugevuse vektor
E	elektromotoorjõud
e	eksponent
e_1	primaar elektromotoorjõud
e_2	sekundaarne indutseeritud vastuelektromotoorjõud
ε	dielektriline läbitavus
ε_3	pinna emissioonitegur
ε_0	vaakumi dielektriline läbitavus
\vec{F}	Lorentzi jõutiheduste vektor
\vec{F}_T	temperatuuri erinevusest tulenev jõuvektor
F_x	jõutihedus, x -telje suunaline
F_y	jõutihedus, y -telje suunaline
F_z	jõutihedus, z -telje suunaline
f	sagedus
g	gravitatsioonikonstant
$grad$	gradient ehk ruumilise muutumise kiirus
\vec{H}	magnetvälja tugevuse vektor
H	vedelmetalli kõrgus
h	soojusülekande tegur
I	voolu efektiivväärthus
I_0	voolu alaliskomponent
I_m	voolu vahelduvkomponendi amplituud
i	ühikvektor x -teljel
i_A	A -faasi hetkvool
i_B	B -faasi hetkvool
i_C	C -faasi hetkvool
J_A	voolutihedus elektroodis A
J	voolutihedus
j	ühikvektor y -teljel

k	ühikvektor z -teljel
k_1	metalli soojusjuhtivus
L	lineaarmõõde (kaarleekahju keskmine läbimõõt)
ΔL_x	elemendi lineaarmõõde, x -telje sihiline
ΔL_y	elemendi lineaarmõõde, y -telje sihiline
ΔL_z	elemendi lineaarmõõde, z -telje sihiline
l	vedelmetalli või elektroodi pikkus
\vec{n}	pinnanormaali vektor
\otimes	voolamisvektorite komponendid
P	aktiivvõimsus
p	rõhk
ρ_1	vedelmetalli tihedus
ρ_2	elektroodi tihedus
R	aktiivtakistus
R_a	kaugus kaarleekahju telgjoonest elektroodi telgjooneni
Re	Reynoldsi arv
Re_{kr}	Reynoldsi arvu kriitiline väärthus
Re_x	lokaalne Reynoldsi arv, x -telje sihis
Re_y	lokaalne Reynoldsi arv, y -telje sihis
Re_z	lokaalne Reynoldsi arv, z -telje sihis
r_a	elektroodi raadius
r_b	vedelmetalli põhja raadius
$rot\vec{V}$	voolamise pööriskomponent
S	elektroodi ristlõikepindala
T	periood, olenevalt kontekstist ka temperatuur
T_{alg}	algtemperatuur
T_{ref}	vedelmetalli referentstemperatuur
$T_{välis}$	välimiskeskkonna temperatuur
t	aeg
u_A	A -faasi hetkpinge
u_B	B -faasi hetkpinge
u_C	C -faasi hetkpinge
U_{mag}	magnetiline skalaarpotentsiaal
U_0	pinge alaliskomponent
U_m	pinge vahelduvkomponendi amplituud
U	pinge efektivväärthus
\bar{u}	keskmine voolamiskiirus, x -telje suunaline
u'	vedelmetalli voolamise pulsatsioonikiirus
u	vedelmetalli voolamiskiirus, x -telje suunaline
\vec{V}	vedelmetalli voolamiskiiruse vektor
V	vedelmetalli voolamise kiirus (keskmine)
ϑ	vedelmetalli kinemaatiline viskoossus
v	vedelmetalli voolamiskiirus, y -telje suunaline

Q	voolu poolt põhjustatud soojushulk
q_{01}	vedelmetalli ülemiselt pinnalt eralduv soojushulk
q_{02}	kaarleekahju vanni külgedelt ja põhjast eralduv soojushulk
W	energia
w	vedelmetalli voolamiskiirus, z -telje suunaline (olenevalt kontekstist ka abitasandi pind)
μ	materjali magnetiline läbitavus
μ_0	vaakumi magnetiline läbitavus
μ_2	vedelmetalli dünaamiline viskoossus
x_A	elektroodi telgjoone koordinaat x - telje suhtes
y_A	elektroodi telgjoone koordinaat y - telje suhtes
x_a	elektroodi piirjoone koordinaadid x -telje suhtes
y_a	elektroodi piirjoone koordinaadid y -telje suhtes
ς	eritakistus
σ	elektriline juhtivus
σ_1	vedelmetalli juhtivus
σ_2	grafiitelektroodi juhtivus
σ_3	Stefani-Boltzmanni konstant
Φ_0	magnetvoo alaliskomponent
Φ_{2m}	indutseeritud magnetvoo vahelduvkomponent
Φ_m	magnetvoo vahelduvkomponent
ψ_1	elektroodi raadiuse r_a ja elektroodi telje vaheline nurk, olenevalt kontekstist ka aheldusvoog
ψ_2	vanni serva ja vedelmetalli põhja vaheline nurk, olenevalt kontekstist ka sekundaarne aheldusvoog
ω	nurksagedus
∇	nabla ehk Hamiltoni operaator
φ	nurk, olenevalt kontekstist ka potentsiaal

1. SISSEJUHATUS

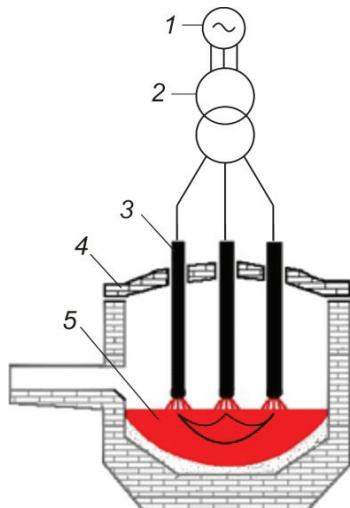
Energiatarbimise järsk kasv kogu maailmas on hakanud tekitama kahju ümbritsevale keskkonnale. See tingib vajaduse piirata energiatarbimist tingimusates, kus vajadus erinevate tehnomaterjalide järele aina kasvab. Tähtsamateks tehnomaterjalideks on metallmaterjalid (metallid ja metallisulamid). Neid nimetatakse tihti ka infoajastu tsivilisatsiooni selgrooks. On üldtundud ja teada, et kõige parema metallikvaliteedi tagavad kaarleekahjud [26], [29], [30]. Kaarleekahjud on ühed maailma võimsamad elektriseadmed, mille võimsuste diapsoon on 1...100 MW ja kus kasvõi 1% võrra efektiivsema seadme väljatöötamine tagab tohutu energia kokkuhoiу [1]. Tulenevalt sellest asjaolust on kaarleekahjud teinud läbi drastilisi arenguid, näiteks suudetakse 100...130 tonnise kaarleekahju sulatusprosess lõpuni viia juba 30...40 minuti jooksul, mis veel 20...30 aastat tagasi oleks olnud täiesti kujuteldamatu saavutus. Elektrienergia kulu ühe sulatataava metallitonni kohta on varasema 580...650 kWh asemel praeguseks juba 320...350 kWh. Samuti on 4...5 korda vähenenud elektroodide kulu ühe sulatataava metallitonni kohta ja paranenud metalli kvaliteet [2].



Joonis 1.1. Põhiline areng 120 tonnise kaarleekahju korral

Elektrikaarahjus ehk kaarahjus (*electric arc furnace, arc furnace*) toimub materjalide sulatamine elektrikaare abil – elektrienergia muundatakse soojusenergiaks. Elektrikaar tekitatakse grafiitelektroodide ja metalltäite vahel, st ahjutäite sulatamine toimub kaare otsetoimel (joonis 1.2). Sellise ahju täpsem nimetus on otsetoimega elektrikaarahhi (*direct arc furnace*), kaare kaudtoimega elektrikaarahjus (*indirect arc furnace*) põleb kaar elektroodide vahel. Püsiva kaarepikkuse tagamiseks kasutatakse elektroodihoidjaid, mis automaatjuhtimissüsteemi abil liigutavad elektroode 3 kas üles- või allapoole [80]. Ahjutäite laadimise (*charging, loading*) ajaks pööratakse ahju „katus“ (kaas) 4 koos elektroodidega kõrvale, et avada laadimiseks ahju vann. Sulatise (terase) 5 väljalaskmine

(tapping) toimub mööda renni, milleks ahju kallutatakse. Räbu väljalaskmine toimub samuti renni kaudu. Ahjude mahutavus on 0,5...400 tonni. Elektrikaarahjude kõrge temperatuur võimaldab hästi sulatada aluselist räbu, mis tagab täielikuma väävli (S) ja fosfori (P) eraldumise.



Joonis 1.2. Vahelduvvoolu elektrikaarleekahi.

1 – toitevõrk, 2 – ahjutrafo, 3 – elektrood, 4 – kaas, 5 – sulametall

Kaarleekahju vann täidetakse tavaliselt vanametalliga, mis võtab algul palju rohkem ruumi kui sulanud metall. Metalli sulatamiseks süüdatakse elektrikaared elektroodide ja sulatatava metalli vahel. Kaares toimub väga intensiivne elektrienergia muundamine soojusenergiaks. Ahju täites tekib sulatuslehter, mis laieneb ja ahju vanni põhja tekib vedelmetalli kiht. Lehtrid iga elektroodi ümber laienevad seni, kuni kogu metall nende ümber on sulanud. Seejärel algab hapendamine, metalli puhastamine lisanditest ja vääristamine, kus lisatakse sulami kvaliteeti tõstvaid lisandeid. Kvaliteetterase kiireks valmistamiseks on vaja vedelmetall segada ühtlase koosseisuga massiks. Vedelmetalli liikumist saab tagada elektromagnetvälja abil – metallile toimivate ruumiliste elektromagnetvälja jõududega. Elektromagnetiline jõud \vec{F} ruumiühiku kohta mittemagnetilises hea elektrijuhtivusega keskkonnas madala sageduse korral on väljendatav seosega

$$\vec{F} = |\vec{J} \times \vec{B}|,$$

kus \vec{J} on voolutiheduse vektor ja \vec{B} on magnetvootiheduse (induktsiooni) vektor.

Joonisel 1.2 kujutatud vahelduvvoolu elektrikaarahju toitepinge sagedus on reeglina 50 Hz. Elektromagnetvälja tekitavad vedelmetallis seda metalli läbivad kolm voolu. Allika klemmideks on trafo sekundaarmähise klemmid. Ühelt klemmilt suundub vool läbi ühe elektroodi ja elektrikaare vedelmetalli, sealta läbi teise kaare ja elektroodi tagasi teisele klemmile. Nii tekib kolm voolu, millel on

120-kraadised faasinihked ja mis ka ruumis paiknevad sümmeetrilise kolmnurga tippudes ning tekitavad pöördmagnetvälja. Vedelmetallis kulgevad need kolm voolu põhiliselt pindmistes kihtides, valides endale kõige lühema (väiksema takistusega) tee elektrikaarte paaride vahel. Seetõttu jaotuvad ka elektromagnetilised jõud vedelmetallis ebaühtlaselt. Jõudude ümberpaiknemine ja suurus pole reguleeritavad. Metalli segamine ei ole tõhus, põhiline segamisprotsess toimub vedelmetalli pinnakihtides, kuna enamik voolust sulgub seal. See välistab ökonomise ja täisjuhitava sulamite segamise. Täisjuhitava segamise all mõeldakse siin ja edaspidi sellist segamist, kus segamiskiirus on muudetav nullist kuni mingi nimikiiruseni ja tagasi. Samuti on muudetav segamise intensiivspunkti ümberpaigutamine ruumis ilma tehnoloogilist protsessi katkestamata.

Mida paremini vedelmetalli segatakse, seda parema kvaliteediga metall saadakse. Segamine kiirendab tahke metalli sulamist ja ühtlustab vedelmetalli temperatuuri kogu metalli ruumalas. Kui segamist ei toimu, võib temperatuuri erinevus metalli massis ulatuda üle 300°C , kuna elektrikaar kuumutab põhiliselt metalli pindmisi kihte (vahetult elektroodide all on erinevus muidugi veel suurem). Peale selle tagab segamine tõhusama kahjulike lisandite eemaldamise ja väärastavate lisandite ühtlase jaotumise kogu metalli massi sees.

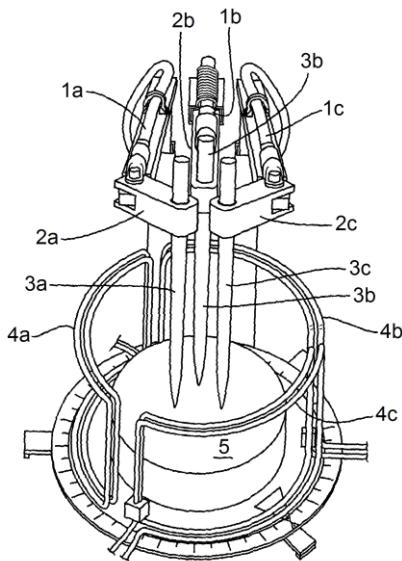
Käesoleva uurimistöö eesmärgiks on kontrollida uut originaalset ideed vedelmetalli segamiseks alalisvoolu kaarleekahjus ja selle realiseerimisvõimalust praktikas.

Vedelmetalli juhitav segamine katlas viiks metallitöötuse uuele tasemele – tagaks ühtlasema metallimassi ja hoiaks ära võimalikke toormaterjali defekte, mis tähendaks olulist lõpploodangu kvaliteedi tõusu. Samuti saavutatakse vedelmetalli segamisega metallimassi kiirem sulamine, mis hoiaks kokku kogu tööprotsessiks kuluvat aega ja energiat.

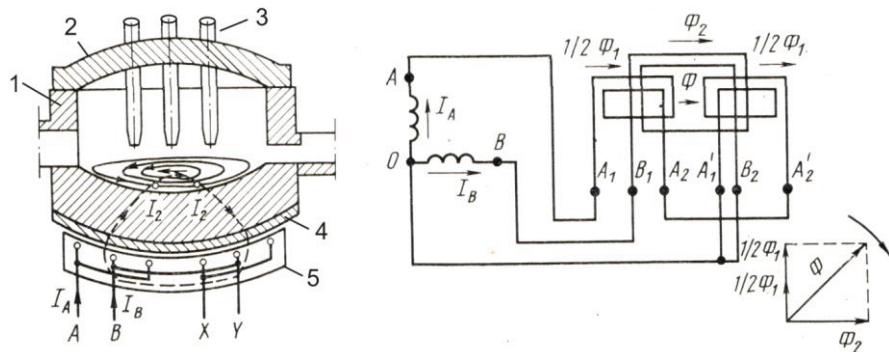
1.1 Olemasolev tehnika tase

Tuntud on vedelmetalli elektromagnetilise segamise meetod, kus kasutatakse spetsiaalset induktsioonseadet (joonis 1.3). See paikneb vedelmetalli katla külgedel ja kujutab endast elektrimootori staatorile sarnaseid mähiseid [3]. Kaarleekahjule lisatud mähistega indutseeritakse vedelmetallis elektromotoorjõud, mis kutsuvad esile pöörisvoolud. Nende voolude magnetväljade liitumisel staatori-väljaga tekivad jõud, mis panevad ahju vannis vedelmetalli kihid liikuma. Metalli keskmise liikumiskiirus moodustab tavaliselt $0,03\ldots0,06 \text{ m/s}$. Puuduseks on asjaolu, et mittemagnetiline õhupilu vedelmetalli ja staatori vahel on suur, sõltudes kaarleekahju katla vanni seina paksusest. See nõrgendab tugevalt sulametallile mõjuvat elektromagnetilist momenti.

Tuntud on selline vedelmetalli elektromagnetilise segamise meetod, kus kasutatakse kaarleekahju vanni põhja all asetsevat spetsiaalset lisaseadet [4]. Joonisel 1.4 on toodud vahelduvvoolu kaarleekahi koos vedelmetalli elektromagnetilise segamise seadmega.



Joonis 1.3. Vedelmetalli segamine elektromagnetvälja abil. 1a, 1b, 1c – elektroodi toitelatistus; 2a, 2b, 2c – elektroodid hoidjad; 3a, 3b, 3c – elektroodid; 4a, 4b, 4c – kaarleekahju külgedel paiknevad mähised; 5 – vedelmetall



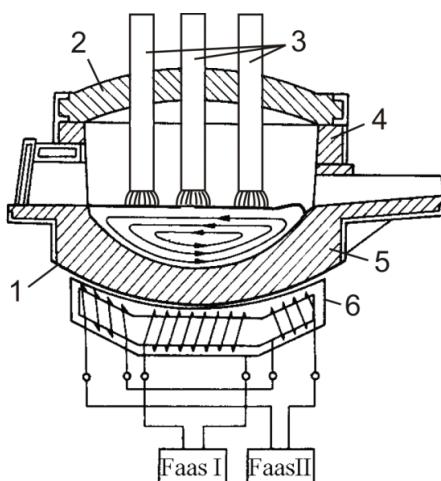
Joonis 1.4. Vedelmetalli segamine elektromagnetvälja abil.

1 – vann; 2 – kaas; 3 – elektroodid; 4 – mittemagnetiline põhi; 5 – induktor

Elektromagnetiline segamisseade paigaldatakse (laotatakse) ahju vanni põhja alla. Selleks on sirgestatud induktor (staator), mis tekitab kulgmagnetvälja. Viimase tööpõhimõttele on sarnane ühefaasilise lineaarasünkroonmootori tööpõhimõttale. Kaarekujuline induktor (staator), paikneb ahju vanni küllastuvast magnetmaterjalist või mittemagnetilisest materjalist põhja all. Staatori kuju peab tagama võimalikult ühtlase õhupilu ahju põhja ulatuses nii piki staatorit kui ka laiuses. Staatoril on kaks mähist A ja B , mille voolude faasinihe on 90° . Need voolud tekitavad kulgmagnetvälja. Siin on A faasi mähis jaotatud kahte osa (A_1-A_2 ja $A'_1-A'_2$), B faasi mähis (B_1-B_2) paikneb aga nende osade vahel. Mähiste ümberlülitamisega võib tekitada vastassuunalise kulgvälja. Kulgväli

indutseerib vedelmetallis elektromotoorjõud, mis kutsuvad esile pöörisvooolud, mille magnetväljade liitumisel staatoriväljaga tekivad jõud, mis panevad ahju vannis vedelmetalli alumised kihid liikuma. Viimased, jõudes vanni seinteni, tõusevad metalli ülakihti ja panevad metalli liikuma alumisele kihile vastupidises suunas. Metalli liikumiskiirus moodustab tavaliselt $0,03\ldots0,06$ m/s. Puuduseks on asjaolu, et mittemagnetiline õhupilu vedelmetalli ja staatori vahel on vahemikus $200\ldots900$ mm. See nõrgendab tugevalt metallile mõjuvat elektromagnetilist momenti. Näiteks 600 mm õhupilu asendamisel 900 mm õhupiluga (st suurendamisel 1,54 korda) väheneb moment kolm korda.

Tuntud on ka eelmisele lahendusele sarnane vedelmetalli elektromagnetilise segamise meetod [5], kus kaarahi varustatakse spetsiaalse segistiga, mis kiirendab etteantud kvaliteediga sulami valmistamist. Selleks tehakse ahjuvanni põhi mittemagnetterasest ja selle alla paigaldatakse mähisega staator (joonis 1.5).

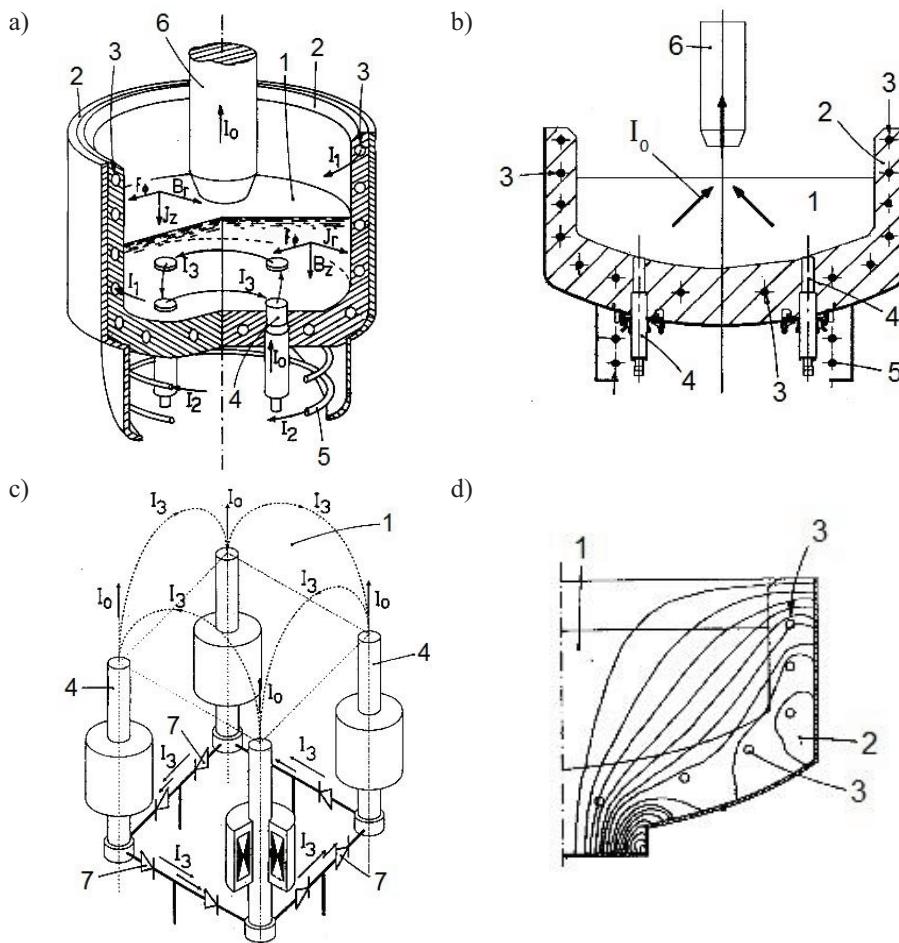


Joonis 1.5. Ahju põhja all paiknev elektromagnetiline segisti. 1 – vann; 2 – kaas; 3 – elektrood; 4 – vanni müüritis; 5 – magnetiline põhi; 6 – staator

Staatori mähiste poolt tekitatud kulgmagnetväli haarab vedelmetalli ja paneb selle liikuma. Selleks, et magnetvälja sissetungimissügavus oleks suurem ja metalli segamine efektiivsem, toidetakse staatorit madalsagedusliku $0,4$ kuni $0,6$ hertsise pingega, mis saadakse spetsiaalselt elektrimasinalt või pooljuhtmuundurilt. Meetodi puuduseks on suur õhupilu vanni põhja all oleva mähise ja vannis oleva vedelmetalli vahel. Selline segamismeetod on kallis ja suhteliselt keerukas. Meetodi teostamiseks on peale ahju vanni põhja alla paigaldatava eriseadme vaja ka madalsageduslikku eritoiteallikat. Tuntud on ka lahendus, kus staatoriga mähised paigutatakse vanni küljele [68].

Veel on tuntud vedelmetalli segamise meetod, kus segamiseefekti saavutamiseks kasutatakse lisamähiseid kaarleekahju vanni seinte sees [28]. Kui neid mähiseid läbib vool, siis tekib see mähise ümber magnetvälja, mille jõujooned sulguvad läbi kaarleekahju vannis oleva vedelmetalli. Kaarleekahju põhjaelekt-

roodide ja kaarleekahju ülemise elektroodi vahel tekitatakse voolud, mis läbivad vedelmetalli ja ühtlasi ristuvad kaarleekahju seinte sees olevate mähiste poolt tekitatava magnetväljaga. See tähendab, et vastavalt Lorentzi seadusele tekivad vedelmetallis jõud, mis segavad vedelmetalli. Kaarleekahju põhikonstruktsiooni on tutvustatud joonisel 1.6. Jooniste täpsem kirjeldus koos tööpõhimõtte selgitamisega on toodud patentis [28]. Meetod tagab küll hea segamisintensiivsuse, kuid kaarleekahju konstruktsioon on seejuures väga keerukas. Osa kaarleekahju seinte sees olevate mähiste poolt tekitatavast magnetväljast aheldub kaarleekahju seintes enne vedelmetallini jõudmist. Selline lahendus on küllaltki keerukas ja ahju valmistamine kallis.

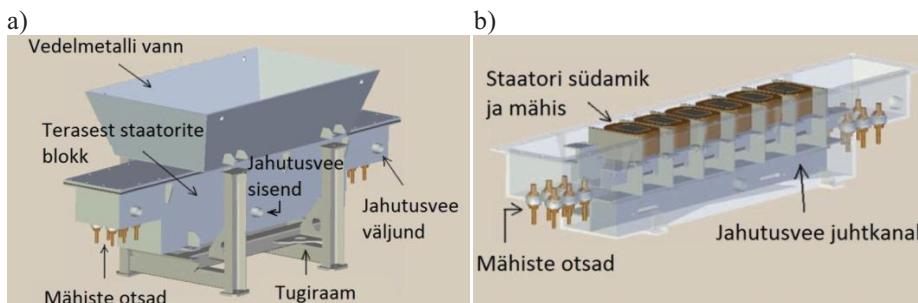


Joonis 1.6. Lisamähiste kasutamine kaarleekahju vanni seinte sees.

a – kaarleekahju ehitus: 1 – vedelmetall, 2 – vann, 3 – mähised vanni müüritisest, 4 – põhjaelektroodid vanni all, 5 – mähis, 6 – elektrood; **b** – kaarleekahju läbilõige; **c** – põhjaelektroodide voolutrajektoorid ja dioodid 7; **d** – mähiste tekitatud magnetvoo tiheduste jõujooned

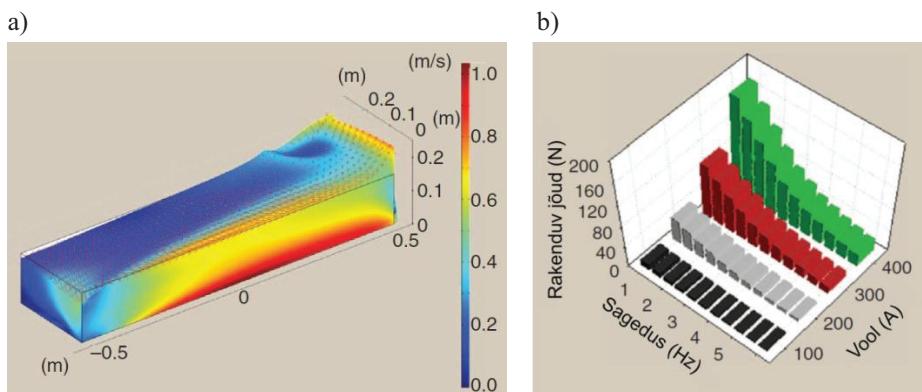
Tuntud on ka tööpõhimõttelt eelmisele variandile pisut sarnane vedelmetalli segamise meetod, kus mähised on paigutatud vedelmetalliga täidetud vanni alla. Sellel lahendusel puuduvad metalli sulatamiseks möeldud elektroodid. Metall valatakse segistisse juba sulas olekus. Segisti vanni alla on paigutatud suurevõimsused mähised, millest vahelduvvoolu läbilaskmisel tekib vahelduv magnetväli. Selle välja jõujooned sulguvad läbi vannis oleva vedelmetalli, kus indutseeritakse pöörisvoolud, mis ristudes primaarahela magnetväljadega tekivad Lorentzi joud. Lorentzi joud panevad vedelmetalli vannis voolama. Sellist vedelmetalli segistit, mis praegu on veel katseseadme staatuses, kirjeldatatakse lähemalt ajakirjas IEE Industry Applications [27].

Selline konstruktsioonilt lineaarmootoriga sarnanev segamisseade (joonis 1.7) on möeldud väiksema metallikoguse segamiseks. Artiklis [27] on vaadeldud 600 kg tsingi segamiskiirust elektrivoolu mitmesuguste värtustele korral. Vedelmetalli segamiskiiruseks saadi kuni 1 m/s, kui vool oli 400 A ja sagedus 1 Hz. Arvutuslikeks joududeks saadi 160 N. Segamiskiiruste jaotumine vannis ning segamisjõudude sõltuvus sagedusest ja vooludest on toodud joonisel 1.8. Nagu selgub, on kõige suurem segamisefaktiivsus saavutatud sagedusel 1 Hz, mis võib olla lähtesuuruseks ka käesoleva töö sagedusparameetrite valikul.



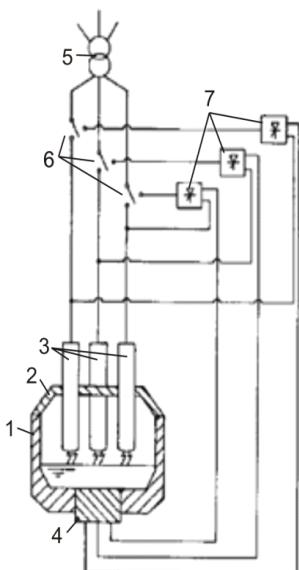
Joonis 1.7. Elektromagnetiline metalli segamisseade.

a – segamisseadme ehituse põhimõte; b – vanni all olevate mähiste paigutus



Joonis 1.8. Elektromagnetiline metalli segamisseade. a – segamiskiiruste jaotumine vannis; b – segamisjõudude sõltuvus mähiseid läbivast voolust ja sagedusest

Tuntud on joonisel 1.9 näidatud kombineeritud alalis- ja vahelduvvoolu kaarleekahi [31]. Metalli sulatamise ajal töötab ahi alalisvoolu ahjuna, sulamетalli hapendamise ja legeerimise ajal aga vahelduvvoolu ahjuna, kusjuures mõlemas etapis toimub vähesel määral metalli segamine sarnaselt joonisel 1.2 toodud kaarleekahjuga. Antud kaarleekahhus toimub metalli sulatamine nii, et vahelduvvoolutoite korral rakendatakse trafo 5 sekundaarpinge ümberlüliti 6 abil vahetult ahju ülemistele elektroodidele 3, aga põhjaelektrood 4 on toiteahelast eraldatud. Ahju ümberlülitamisel alalisvoolu toitele suletakse ümberlüliti 6 kontaktid, mis annavad toitepinge kolme alaldi 7 sisenditele. Iga alaldi väljundpinge rakendatakse ahju elektroodidele 3 ja 4. Alaldite plussklemmid ühendatakse ühise põhjaelektroodiga ja miinusklemmid igaüks erineva elektroodiga. Selle meetodi põhiliseks puuduseks on mittejuhitav segamine. Puuduseks on ka madal segamisintensiivsus, sest segamine vahelduvvoolutalitluses toimub sage-dusel 50 Hz.

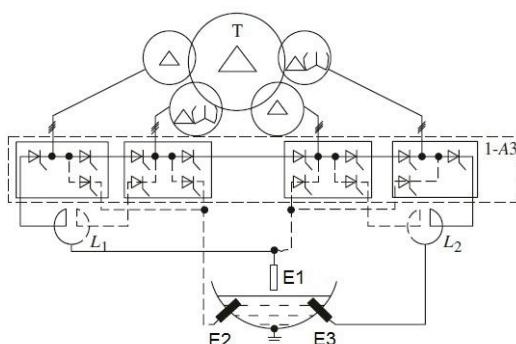


Joonis 1.9. Alalis- ja vahelduvvoolu toitele sobiv kaarleekahi. 1 – vann; 2 – kaas; 3 – grafiitelektrood; 4 – põhjaelektrood; 5 – trafo; 6 – ümberlüliti; 7 – alaldi

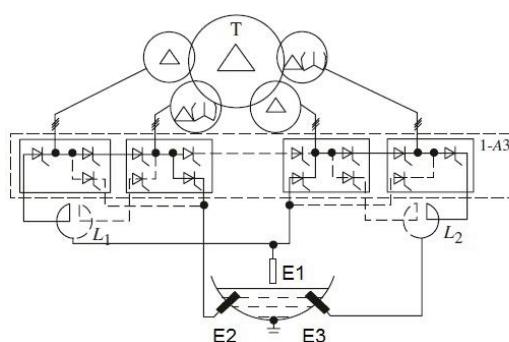
Tuntud on vedelmetalli segamise meetod, kus segamisefekti saavutamiseks kasutatakse peamiselt vedelmetalli läbivaid voolusid [10]–[14]. Esimeses etapis, kui metall ei ole veel sulanud, hoitakse sisselülitatuna alumist põhjaelektroodi E3 ja ülemist elektroodi E1 (joonis 1.10). Türistormuundurid on lülitatud jadamisi, mis tähendab, et pinge hoitakse suhteliselt kõrgel ja vool on madal. Teises etapis, kui põhiline metallimass on juba sulanud, lülitatakse sisse kahe sektsiooniga türistormuundur kõigi elektroodidega paralleltalitluses. See tähendab, et pingे langeb poole võrra, vool suureneb kahekordseks ja võimsus jäab samaks. Algav segamisprotsess välistab metalli kohtulekuumenemise. Kuna põhjaelektroodid on paigutatud ülemise elektroodi suhtes nihutatult, tekib voolus nii

horisontaalne kui vertikaalne komponent. Elektromagnetiliste jõudude mõjul hakatakse vedelmetalli ülemise elektroodi alla kokku tõmbama, kust edasi liigub vedelmetalli voog ülemise elektroodi alt otse alla. Tekitatakse vedelmetalli pöörised nagu joonisel 1.11. Seejuures on teises etapis segamisprotsess suhteliselt lokaalne, toimudes enamasti ainult vedelmetalli katla keskel ülemise elektroodi all. Seejärel lülitatakse sisse kolmas etapp, milleks lülitatakse türistormuundurid rööbiti. Vool kasvab vörreldes esimese ja teise etapiga veelgi, pinge langeb ning kaarleekahju tarbitav võimsus jäääb samaks. Kuna vedelmetalli läbiv vool kasvab, intensiivistub järelkult ka vedelmetalli segamine. Antud lahenduse korral kasutatakse vedelmetalli segamiseks alalispinget.

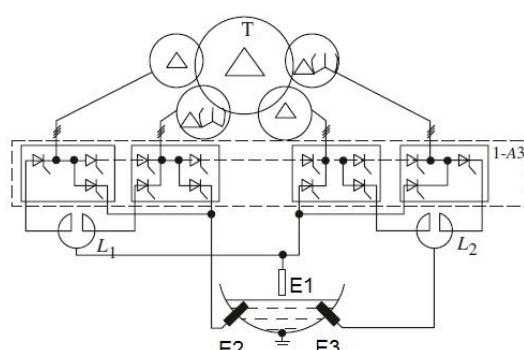
a)



b)

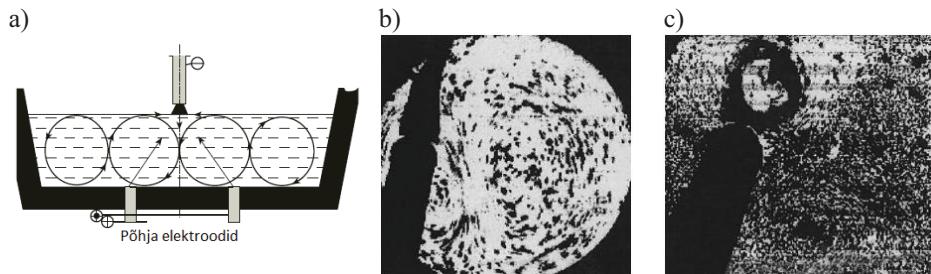


c)



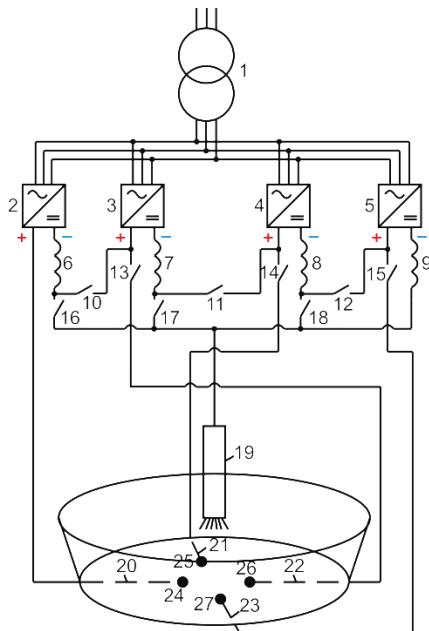
Joonis 1.10. Kaarleekahju DPPTU-NP toitelülitused.

a – esimene etapp; b – teine etapp; c – kolmas etapp



Joonis 1.11. Vedelmetalli segamine kaarleekahjus DPPTU-NP. a – vedelmetalli vertikaalse segamise tööpõhimõte; b – vedelmetalli segamine normaalselt; c – segamine moonutatud vedelmetalli voogude puhul

Artiklis [10] on mainitud patenti [14], kus vedelmetalli segamine on lahendatud ühe ülemise ja nelja alumise elektroodiga (joonis 1.12). Täiendavat efekti vedelmetalli segamisele loodetakse saada põhjaelektroodide toitejuhtmete paigutamisest kaarleekahju katla alla nii, et toitejuhtmed on kaarleekahju vanni põhjaga rööbiti. Põhjaelektroodide toitejuhtmete voolust tekib ümber juhtmete magnetvoog, mis aheldub vedelmetallil. Aheldunud magnetvoog ja vedelmetalli läbiv vool kutsuvad esile Lorentzi jõud, mis hakkavad vedelmetalli segama.

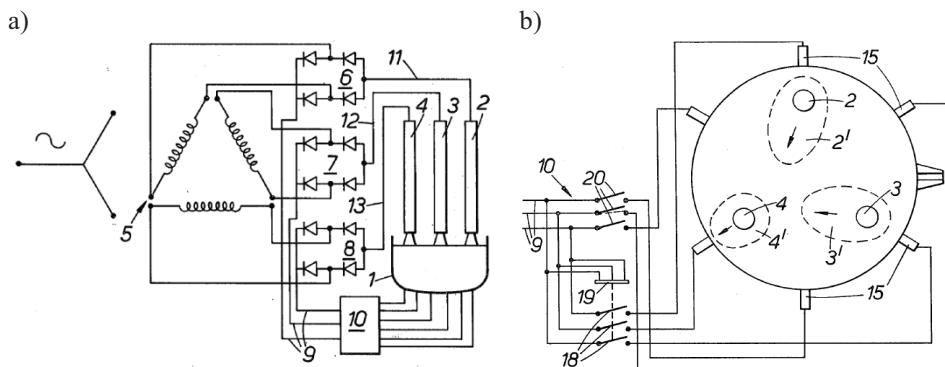


Joonis 1.12. Nelja põhjaelektroodiga alalisvoolu kaarleekahi

Vaadeldava skeemi tööpõhimõte on sarnane joonisel 1.11 kirjeldatule. Esimeses etapis lülitatakse sisse lülitid 10, 11 ja 12. See tähendab, et kõik alalid 2...5 on lülitatud jadamisi, toitepinge on elektroodide 19 ja 24 vahel, pingi on suur, aga vool väike. Järgmises etapis lülitatakse välja lülit 11, sisse lülitid 14 ja 17, mis

tähendab, et alaldid on paarikaupa rööbiti, töösse jäavad elektroodid 19, 24 ja 25. Teises etapis pingे langeb poole võrra, vool suureneb kahekordseks ja võimsus jäab samaks. Kolmandas etapis lülitatakse välja lülitid 10 ja 12, sisestatakse lülitid 13, 14, 15 ja 16, mis tähendab, et töösse jäavad elektroodid 19, 24, 25, 26 ja 27. Viimases etapis on kõik alaldid lülitatud rööbiti, mis annab maksimaalse voolu ja viib samas toitepinge alla. Kahjuks ei ole antud patendis kirjeldatud vedelmetalli segamist ega täpsemalt vedelmetalli liikumist vannis. Samuti jäab kaarleekahju põhja alla paigaldatud põhjaelektroodide toitejuhtmete 20, 21, 22 ja 23 magnetväljade mõju vedelmetalli segamisele küsitavaks, kuna tõenäoliselt aheldub magnetvoog kaarleekahju vanni paksuse tõttu suuremalt jaolt enne vedelmetalli. Sellele vaatamata on siiski tegemist antud uurimistöö raames käsitletava lahenduse ühe olulisema konkurentidiga.

Tuntud on veel niisugune segamismeetod, kus kasutakse sõltumatuid toiteallikaid, mille väljundpinge muudetakse läbi dioodsilla alalispingeks [79]. Segamiseefekti saavutamiseks kasutatakse vedelmetalli läbivate voolude mõju, kui viimaseid juhitakse kolme ülemise elektroodi ja kuue ringilülitatava põhjaelektroodi kaudu. Joonisel 1.13a on kujutatud kaarleekahi, mis sisaldab vanni 1, mille kohal paikneb kolm ülemist elektroodi 2, 3 ja 4. Kogu süsteem saab toite trafolt 5, mille sekundaarahel on kolmnurkühenduses ja mille sekundaarahela mähised moodustavad sõltumatud toiteallikad. Trafo sekundaarahela väljundklemmid on läbi dioodsildade 6, 7 ja 8 ühendatud elektoodidega. Joonisel on numbritega 9...13 märgitud ühendusjuhtmed ning 10 kujutab endast ümberlülitit, mille skeem on näidatud joonisel 1.13b.



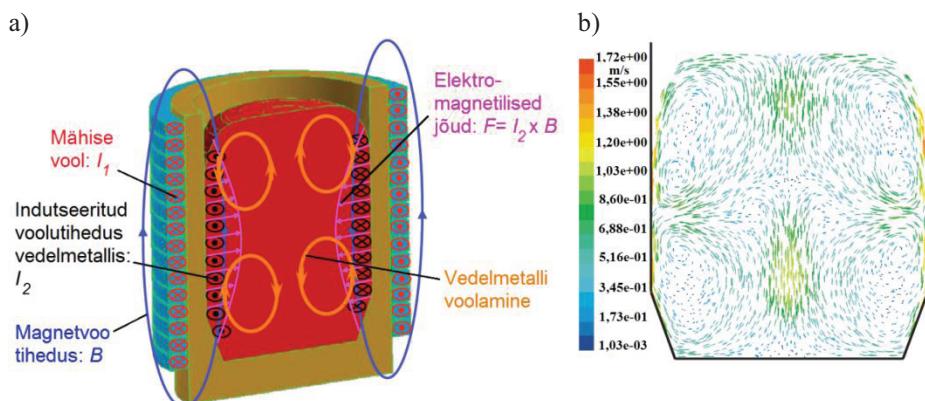
Joonis 1.13. Kolme ülemise ja kuue põhjaelektroodiga alalisvoolu kaarleekahi.
a – üldstruktuur; b – põhjaelektroodide ümberlülitamise põhimõtteskeem

Joonisel 1.13b on kujutatud kaarleekahju pealtvaade, kus ülemised elektroodid on märgitud numbritega 2, 3 ja 4. Põhjaelektroodide lülitusplokk 10 sisaldab kontaktorit 19 (mis lülitab korraga kontakte 18) ja faase ükshaaval lülitavaid lüeliteid 20. Lüeliteid 20 ükshaaval sisestatakse lülitades tekib voolukontuur ülemiste elektroodide ja ühe sisestatud põhjaelektroodi 15 vahel. Ükshaaval erinevaid põhjaelektroode 15 lülitades saab juhtida (ringi pöörata) ülemiste elektroodide

all tekkivat kaarleegi aktiivtsooni 2', 3' ja 4'. Kui avada lülit 20 ja lülitada kontaktori 19 abil sisse lülitid 18, tekib aktiivtsoon ülemiste elektroodide ja neile kõige lähemal olevate põhjaelektroodide vahel. Erinevate põhjaelektroodide sisse- ja väljalülitamisega saab valida voolukontuuride sulgumistee konda ja sellega intensiivistada segamisprotsessi. Nimetatud patendis pakutud lahendust võib pidada väga heaks ja segamisprotsessi seisukohast küllalt töhusaks. Puuduseks on toitepinge sujuva sagedusreguleerimise puudumine ja põhjaelektroodide suur hulk. Samuti on sellise talitluse tarbeks raske valmistada lülitit (suured voolud, suur lülitussagedus). Kahjuks ei ole patendis segamisprotsessi täpselt kirjeldatud.

Tuntud on vedelmetalli segamise meetod, kus metalli sulatamiseks ja segamiseks kasutatakse induktsioonahjusid. Induktsioonahju põhikomponentideks on ahju vann, ahju vannis olev sulametall, ahju vanni ümbrisse mähis ja ahju väliskest (joonis 1.14). Induktsioonahju tööpõhimõte seisneb selles, et elektrivõrgust võetav energia kantakse elektromagnetilise induktsiooni vahendusel üle kuumutatavasse metalli. Metall kuumeneb temas tekkivate pöörivoolude toimel. Selline energia ülekandeviis on sarnane kõigil induktsioonahjudel.

Lihtsustatult võiks induktsioonahju tööpõhimõtet kirjeldada järgmiselt: toitevõrgu muutuv elektromotoorjõud $e_1 = \text{var}$ tekitab mähises voolu i_1 , mis tekitab mähise ümber magnetvoog $\psi_1 = \Phi_1 \cdot w_1 = \Phi_1$. Kui võtta keerdude arvuks näiteks $w_1 = 1$, siis aheldusvoog $\psi_1 = \Phi_1 \cdot w_1 = \Phi_1$. Ajas muutudes tekitab see juhtivas keskkonnas vastuelektromotoorjõu $d\Phi_1/dt = -e_2$. On teada, et igal ajahetkel $e_1 = \sum -e_2$ [32]. Kuna sekundaarrahel on massiivne lühiskontuur sisaldav keskkond, siis indutseeritakse nendes kontuurides vastuelektromotoorjõud $e_2 = -d\psi_2/dt = -d(\Phi_2 \cdot w_2)/dt = -d\Phi_2/dt$. Siin Φ_2 on määratud kontuuri pindalaga, sõltudes sellest, kui suur osa magnetvoost Φ_1 kontuuris aheldub. Indutseeritud elektromotoorjõud e_2 kutsub lühiskontuuris esile voolu i_2 , see vool omakorda tekitab magnetvoog Φ_2 , mis on vastassuunaline vooga Φ_1 . Seega on summaarne magnetvoog $\Phi_{\Sigma} = \Phi_1 + (-\Phi_2)$.



Joonis 1.14. Metalli segamine induktsioonahjus. a – segamispõhimõte; b – segamise arvutil modelleerimise tulemus [66]

Sisuliselt on induktsioonahi lühistalitluses töötav trafo, mille primaarmähiseks on induktori mähis ja lühistatud sekundaarmähiseks elektrit juhtiv kuumutatav keha. Induktsioonkuumutuse kasutusvaldkond on lai, vastavad seadmed on väga erineva konstruktsiooniga ja ka toitepinge sagedus varieerub 50 hertsist sadade megahertsideni. Seega on toiteallikate skaala väga lai ja nende liigimate raskendatud. Induktsioonahjud on tuntud ka sulametalli segamisseadmetena [33]–[37], [66], [82]. Väga põhjaliku ülevaateartikli induktsioonahjude lõplike elementide meetodil teostatud arvutustest nii elektromagnetväljade kui ka vedelmetalli voolamiste kohta, samuti temperatuuriarvutustest, on koostanud Toronto Ülikooli professor J. D. Lavers [38]. Käesoleva uurimistöö raames induktsioonahjusid lähema vaatluse alla ei võeta, kuigi nende arvutusmetoodikat saab osaliselt rakendada ka kaarleekahjude korral.

1.2 Kirjanduse ülevaade

Hea sissejuhatuse elektromagnetohüdrodünaamika valdkonda annab Läti teadlaste poolt 1989. a avaldatud raamat „Electrically Induced Vortical Flows“ [62], kus on esitatud magnetohüdrodünaamika põhivõrandid ja kirjeldatud katseid elavhõbeda voolamisega, kui sellele rakendatakse pingi. Teise olulise sissejuhatava teosena tuleks mainida Cambridge'i Ülikooli poolt 2001. a välja antud raamatut „An Introduction to Magnetohydrodynamics“ [63], mis sisaldab ajaloolist ülevaadet magnetohüdrodünaamikast ja selle valdkonna põhivõrandeid. Üsna hea täpsem ülevaade alalisvoolu kaarleekahjude ajaloost on antud artiklites [29] ja [30], kus kirjeldatakse alalisvoolu kaarleekahjude eeliseid vahelduvvooluahjude ees. Samuti iseloomustatakse põhjaelektroodide kasutamisega seotud probleemidele leitud lahendusi ning gaaskuumutustehnoloogia kasutuselevõttu kaarleekahju seadmetes. Kaarleekahju arenduste viimase aja trendidest, gaasi-seadmete kasutamisest, jahutussüsteemidest ja nende arvutustest antakse mõningane ülevaade artiklis [65] ja raamatus “Innovation in Electric Arc Furnace“ [2].

Meid huvitava segamisprosessi seisukohast pakuvad huvi artiklid, kus on kirjeldatud vedelmetalli segamist Lorentzi jõudude mõjul. Rohkem võib kohata artikleid, kus on kirjeldatud vedelmetallplasma voolamist ja Lorentzi jõudude arvutusi kaarleegis. Olgu nimetatud mõned olulisemad neist – [64], [67], [53]. Loetletud artiklitest selgub, et Lorentzi jõuvektorite suund on selline, mis tirib plasmat elektroodide alla kokku või üritab seal koos hoida.

Kaarleekahjus toimivate Lorentzi jõudude arvutamise kohta vedelmetallis, kusjuures oleks arvestatud ka vedelmetalli voolamist, võib leida vaid üksikuid artikleid. Hiljuti, 2011. a ilmunud artiklis [69] on käsitletud ühe elektroodpaariga alalisvoolu kaarleekahju, kus on analüüsitud Lorentzi jõudude mõju vedelmetalli voolamisele põhjaelektroodi juures. Näiteks on voolu 80 kA korral saadud jõutihedused kuni $3,9 \cdot 10^4 \text{ N/m}^3$ ja vedelmetalli voolamiskiirus põhjaelektroodi lähedal kuni 0,25 m/s, mida võib pidada suhteliselt realistlikuks. Arusaamatuks jäab aga ülemise elektroodi poolt tekitatavate Lorentzi jõudude mõju puudumine vedelmetalli voolamisele.

Veel on üsna huvitav 2011. aastal Rootsis ilmunud N. Arzpeyma magistritöö [70], milles uuritakse kolme ülemise elektroodiga kaarleekahju vedelmetalli sisse tahke terasetüki lisamisel – kui kiiresti see ära sulab loomuliku soojuskonvektsiooni tõttu ja võrdlevalt siis, kui rakendatakse elektromagnetväljade põhjustatud jõude. Kahjuks on osa jooniseid selles töös väga halvasti loetavad, ent uurimistöö järeldustes väidetakse, et Lorentzi jõudude mõju on küllaltki suur ja sulamisprotsess lisajõudude tõttu kiireneb.

Üks huvipakkuvamaid on 2010. aastal publitseeritud artikkel magneesiumoksiidi (MgO) alalisvooluahjus voolamise modelleerimisest Lorentzi jõudude mõju arvestamisega [71]. Nimetatud artiklis vaadeldakse kahe ülemise elektroodi vahel tekkivaid voolamisi – 10 kA voolu rakendamisel on saadud maksimaalseks voolamiskiiruseks elektroodi lächedal 13 cm/s.

Artiklites [17] ja [72] on vaadeldud kolmemõõtmelist voolutiheduse jaotust ja pinnaefekti tekkimist kolme ülemise elektroodi kasutamisel vahelduvvooluahjudes.

Artikkel [73] on samuti üks huvipakkuvamaid. Nimelt on selles uuritud sulami Ni-Cu-Fe-S segamist 50 Hz vahelduvpingel kolme ülemise elektroodi kasutamisega. Eraldi on vaadeldud nii voolutihedust kui ka temperatuuri jaotust, arvestades nii räbu kui ka kaarleekahju jahtumistingimusi. Artiklis kirjeldatud voolamiskiiruse ei saa aga käesolevas uurimistöös indikaatorina võtta, sest kasutatud sulamite tihedused ja juhtivused on liiga erinevad.

Väga olulisteks artikliteks käesoleva uurimistöö seisukohast võib pidada artiklieid [74], [83]. Nendes kirjeldatakse nii katsemõõtmiste kui ka kahemõõtmeliste modelleerimistulemuste abil vedelmetalli voolamist alalisvoolu eksperimentaalkatlas, kus üleval on üks elektrood ja kogu kaarleekahju põhi on juhitiv. Veel võib leida 2009. ja 2010. aastal ilmunud artikleid nii elektromagnetvälja teoria kui ka voolamise kohta alalisvoolu kaarleekahjus, kus segamist vaadeldakse kahe põhjaelektroodi ja ühe ülemise elektroodi korral [10], [11], [14], [19]. Viimati nimetatud artikleid kirjeldatakse üksikasjalikumalt käesoleva töö eelmises ja ka järgmistes peatükkides.

Temperatuuri jaotust kaarleekahjudes on ülevaatlikult kirjeldatud artiklites [56] ja [75]–[78]. Väidetakse, et reeglinä on jaotub temperatuur kaarleekahjus suhteliselt ühtlaselt, temperatuuride erinevus jäab vedelmetallis ca 100...300 °C vahelle.

Üldiselt on vedelmetalli voolamisest kaarleekahjudes ilmunud äärmiselt vähe uurimusi, kuna vedelmetalli elektromagnet- ja temperatuuriväljadest tingitud voolamise analüütiline arvutamine on ülimalt keerukas. Modelleerimistarkvarad on aga alles viimasel 10...15 aastal suutnud multifüüsika erinevates valdkondades teatud 3D-lahendusi pakkuda.

Käesolevas peatükis on nimetatud kõiki uurimistöö autorit poolt leitud olulisemaid kirjandusallikaid. Ülejäänud kirjandusallikatele on viidatud joostvalt töö käigus.

1.3 Lähteolukorra analüüs ja ülesande püstitus

Erialakirjanduse ja patentiuuringu materjalidest selgub, et alalisvoolu kaarleekahjudel on rida eeliseid vahelduvvoolu ahjudega võrreldes. Nende puhul on parem elektrikvaliteet, stabiilsem sulatusprotsess ja väiksem elektroodide kulu ühe tonni sulatatava metalli kohta [6], [26], [29], [30]. Põhiliseks puuduseks on, et ei ole võimalik segamist juhtida. Selleks, et ära kasutada alalisvoolu kaarleekahju eelised ja lisada juurde võimalus vedelmetalli segamist juhtida, uurime varianti, kus toiteallikate juhtseadme abil lisatakse alalistoitepingele pöördvälja tekitamiseks mõeldud madalsageduslik vahelduvkomponent.

Vahelduvvoolu kaarleekahjude korral sulguvad liinipingetest põhjustatud voolud vedelmetallis ja tekitavad ajas sagedusega 50 Hz muutuva magnetvälja, mis ristudes voolutiheduse jõujoontega (ka pöörisvoolu jõujoontega) tekitab Lorentzi jõud, mis segavad vedelmetalli. Võib arvata, et ajas 50 Hz sagedusega muutuv pöördvälja on vedelmetalli kaasahaaramiseks liiga kiire – tekib suur libistusmoment, mis tähendab, et segamisefekt pole piisav ja juhtimisvõimalus puudub.

Käesoleva töö põhieesmärgiks on uurida originaalset segamismeetodit, mis võimaldaks ökonomielselt ja tõhusalt segada erinevaid vedelmetalli koguseid. Püstitatud ülesande lahendamiseks on vaja analüüsida, milline peaks olema ahju ehitus, kui palju peaks olema ahjul elektroode, milline on elektroodide ja voolukontuuride kõige soodsam paigutus ning milline sagedus on vedelmetalli segamise tõhususe seisukohast optimaalne.

Kuna töö põhiidee seisneb alalistpingele vahelduvkomponendi lisamises, siis on esmalt vaja uurida lihtsustatud juhtumite tarbeks magnetväljade ning vedelmetallis tekkivate jõudude arvutusaluseid. On vaja uurida nii alalis- kui ka vahelduvpingest tulenevate jõudude teket massiivses vedelas sekundaarahelas. Kuna püstitatud ülesanne on äärmiselt keerukas kombinatsioon elektromagnetväljade ja hüdrodünaamika ülesannetest, siis on mõistlik kasutada modelleerimistarkvara, mille teatud lahendtulemusi saab hinnata ka analüütiselt.

Töö lõppesmärgiks on hinnata saadud tulemuste põhjal uuritava meetodi sobivust vedelmetalli juhitavaks segamiseks alalisvoolu kaarleekahjudes. Lisääsmärgiks on vedelmetalli kaarleekahjus voolamise detailne kirjeldamine, kuna siiani on vedelmetalli voolamist ülesande keerukuse tõttu suhteliselt vähe uuritud. Uurimistöö tulemused võivad olla rakendatavad ka kõigi muude juhtivate vedelike segamisel.

Teaduslik uudsus:

- Uuritakse, kas või kui suurt mõju avaldab vedelmetalli segamisele erinevate sagedustega vahelduvkomponendi lisamine alalistpingele. Teadaolevalt ei ole sellise kombineeritud toitepinge korral vedelmetalli kaarleekahjus voolamist ja voolamiskiirusi varem uuritud.
- Uuritakse vedelmetalli segamist olukorras, kus ühele vedelmetalli keskkonnale on rakendatud kolm üksteisest sõltumatut toiteallikat. Teada-

olevalt ei ole sellise lahenduse korral vedelmetalli voolamist ja voolamiskiirust varem kirjeldatud.

- Uuritakse eespool nimetatud lahenduse korral eraldi Lorentzi jõududest tulenevat vedelmetalli voolamist ja temperatuurierinevustest tulenevat voolamist ning hinnatakse kummagi voolamise osakaalu kogu voolamises.

Töö praktiline väärthus:

- Töös käsitletavat arvutusmetoodikat ja konstrueeritud arvutimodelit saab väikese varieerimisega kasutada voolamise arvutamiseks kõigi põhiliste kaarleekahju konstruktsioonide puhul, kuna mudeli põhivõrrandid ja seosed erinevate programmimoodulite vahel on loodud.
- Koostatud arvutusmuudel laseb hinnata voolu-, magnetvoo- ja jõutiheduse väärthusi kaarleekahjus, samuti vedelmetalli voolamise kiirusi, temperatuure ja kadusid. Samuti sobib muudel kaarleekahju õigeks dimensioneerimiseks.
- Uurimistöö peaks andma TTÜ Elektrotehnika aluste ja elektrimasinate instituudile hea baasi koostööks vastavate ettevõtetega, et pakkuda neile abi nii elektromagnetvälju, hüdrodünaamikat kui ka temperatuuri jaotust hõlmavate analoogsete objektide modelleerimisel.

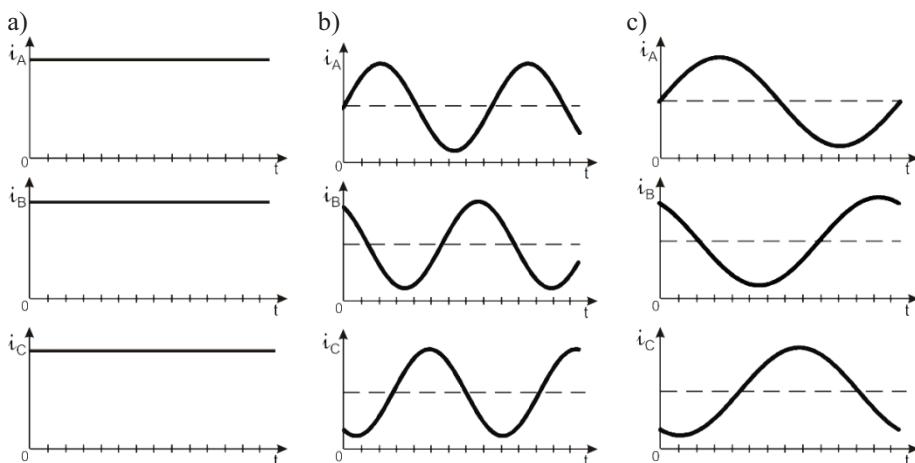
1.4 Vedelmetalli juhitava segamisega alalisvoolu kaarleekahju tööpõhimõte

Teostatud patendiotsingust ja kirjanduse analüüsist selgub, et alalispinglele lisatud vahelduvkomponendifil põhinevat segamismeetodit pole varem uuritud või vähemalt ei õnnestunud sellist lahendust käsitlevat kirjandust leida.

Alljärgnevalt on prof Jaan Järviku, prof Kuno Jansoni ja doktorant Heigo Mõldri poolt välja pakutud patentne leiutis (patenditaotlus on sisse antud 14.03.2011) vedelmetalli segamiseks [6]. Leiutise eesmärk on juhitav vedelmetalli segamine võimalikult lihtsal moel ja lihtsate vahenditega. Tegemist on vedelmetalli kaarleekahjus segamise meetodiga, mille kohaselt vedelmetalli segamine toimub seda läbivate elektrivoolude ja nende voolude põhjustatud magnetväljade koostöimel tekkivate jõudude mõjul. Toiteallikast kaarleekahju voolu andvad elektroodid paigutatakse mööda suletud kontuuri ja nende elektroodide kaudu vedelmetalli antavate voolutugevuste perioodilise muutmisega tekitatakse selles pöördmagnetvälvi. Selleks antakse igale elektroodile alalisvool, mille suurust muudetakse ühe ja sama perioodilise juhtsignaali järgi, kusjuures iga elektroodi juhtsignaal on eelmise elektroodi juhtsignaali suhtes ajaliselt nihutatud võrdse faasinihkenurga võrra. Kõikide faasinihkenurkade summa vastab ajaliselt juhtsignaali täisperioodile. Elektroodide voolutugevust muutev juhtsignaal sisaldab nii alalis- kui ka vahelduvkomponenti. Sealjuures muutub vahelduvkomponent ajas siinusseaduse järgi ja vahelduvkomponendi kahekordne amplituudväärthus väiksem kui alaliskomponent. Segamise intensiivsuse

reguleerimine toimub juhtsignaali vahelduvkomponendi amplituudi ja sageduse reguleerimise teel.

Joonisel 1.15a on kujutatud kaarleekahju elektroodide hetkvoolusid i_A , i_B ja i_C ajal, kui metalli ei segata. Metalli sulatamise algfaasis on esmatähitis metalli kiire sulamine ja selleks hoitakse elektroodide voolutugevused pidevalt maksimaalselt lubatud väärustele lähedal. Kui on tekkinud piisavalt vedelmetalli, võib alustada segamist. See tähendab, et elektroodide vooludele lisatakse vahelduvvool. Voolud segamisaasis on näidatud joonistel 1.15b ja c. Vahelduvvoolu lisamine toimub spetsiaalse juhtseadme abil, kus formeeritakse ka segamisvoolu amplituud ja faasijärjestus.



Joonis 1.15. Kaarleekahju elektroodide voolud.

a – voolud, kui metalli ei segata; b – voolud, kui metalli segatakse ühes suunas;
c – voolud, kui metalli segatakse vastupidises suunas ja segamisjõudude maksimumpunktliikumise kiirust on vähendatud sageduse vähendamisega

Tähtis on kahjulike lisandite kiire eemaldamine vedelmetallist ja seejärel metalli vääristamisaasis legeerivate lisandite viimine nõutavale tasemele ning nende kiire ja ühtlane metallis jaotumine. See saavutatakse kaarleekahjus segatava vedelmetalli parima segamiskiruse valikuga ja segamissuundade vahetamisega. Vajalik kiirus ja suund saadakse pöördvälja tugevuse ja suuna muutmisega. Sulami puastamise ja vääristamise ajal tagavad elektroodide voolud i_A , i_B ja i_C pöördvälja tekke ja katavad kaarleekahjust keskkonda eralduvad soojuskaod. Toiteallikate ajas muutuvad väljundpinged avalduvad järgmiselt:

$$u_A = U_0 + U_m \sin \omega t , \quad (1.1)$$

$$u_B = U_0 + U_m \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}) , \quad (1.2)$$

$$u_C = U_0 + U_m \sin(\omega t - \frac{4\pi}{3}) , \quad (1.3)$$

kus U_0 – toitepinge alaliskomponent, V;

U_m – toitepinge vahelduvkomponendi amplituudväärthus, V;

ω – nurksagedus, rad/s, $\omega = 2\pi f$, kus f on toitesagedus;

t – aeg, s.

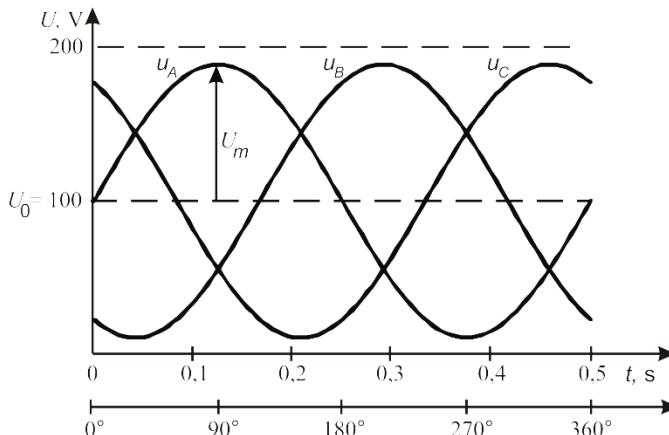
Kui toitepinge hetkväärtus on teada, saame arvutada ka pinge efektiivväärtuse U , kusjuures ei tohi unustada alaliskomponendi mõju:

$$U = \sqrt{\frac{1}{T} \left[\int_0^T (U_0 + U_m \sin(\omega t - \varphi))^2 dt \right]}, \quad (1.4)$$

kus T – periood, s;

φ – faasnihke nurk, rad.

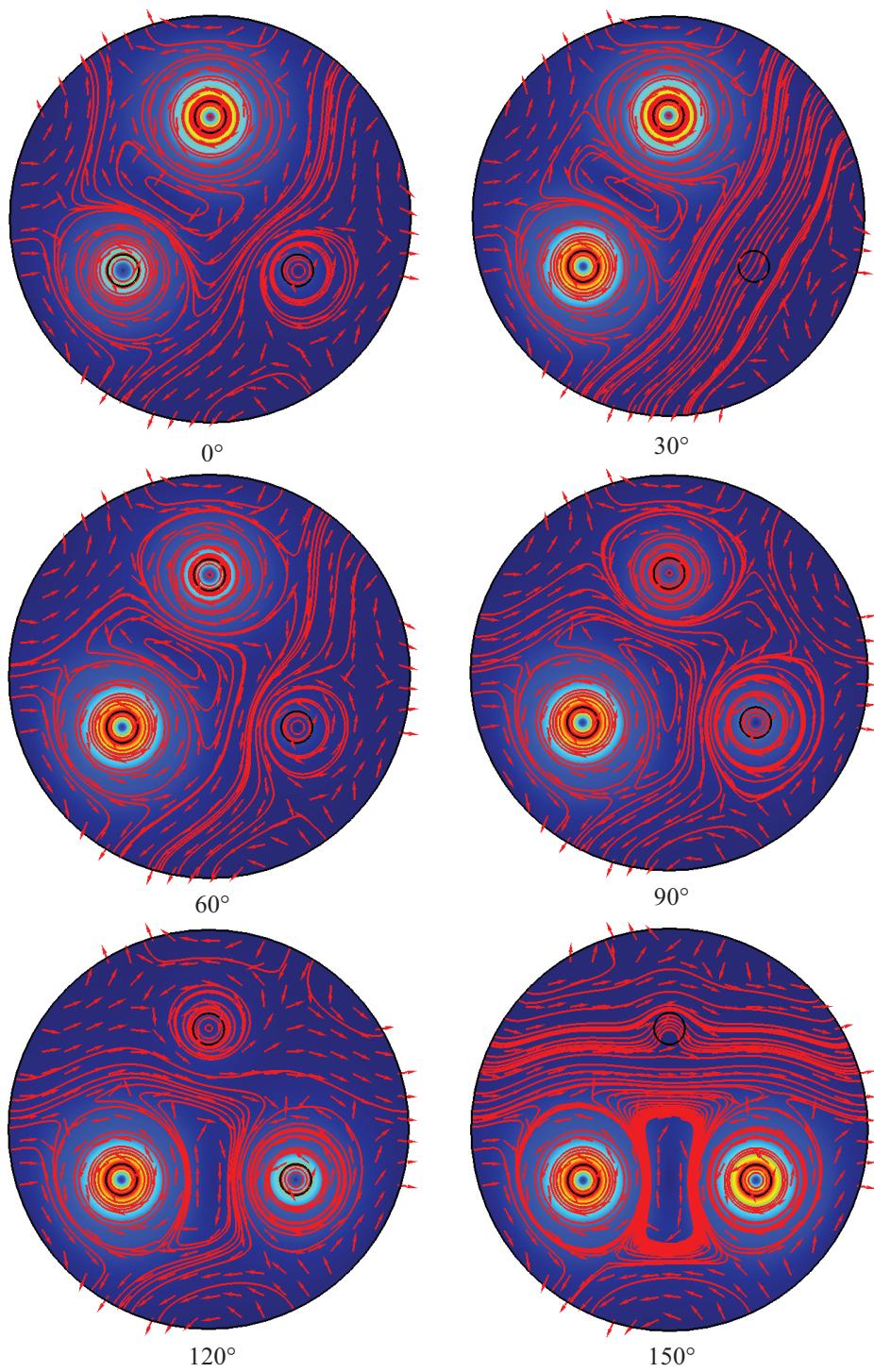
Joonisel 1.16 on selgitatud kolme toiteallika pinge u_A , u_B ja u_C muutumist ajas. Antud näites on alalispinge $U_0 = 100$ V ja pinge vahelduvkomponendi sagedus 2 Hz (sagedus peab arvatavasti olema suhteliselt madal, et vältida suure libistuseefekti tekkimist) ja amplituudväärusega $U_m = 85$ V.



Joonis 1.16. Toiteallikate pingete muutumine ajas sagedusel 2 Hz

Joonisel 1.17 on joonise 1.16 pingetele vastavate voolude magnetvälja pildid iga 30° järel. Näha on magnetvälja jõujoonte muutumine erinevatel ajahetkedel sageduse 2 Hz korral. Siit selgub, et resulteeruv magnetvälja suund muutub sõltuvalt faasnihkest. Sageduse suurendamisel muutub magnetvälja suund kiiremini. Joonisel on näidatud magnetvälja jõujoonte muutumine kuni nurgani 150° . Edasi toimub kõik sarnaselt. Siit joonistub välja ka see nähtav efekt, et magnetvälja jõujoonte tihedus vastab väljatugevusele. Mida kaugemale elektroodidest minna, seda rohkem väheneb magnetvoo tihedus (põördvõrdeliselt kaugusega juhist). Magnetvoo suuremat tihedust illustreerib punakas toon ja kõige väiksem magnetvootiheduse kontsentratsioon on näha tumesinisena.

Käesoleval ajal puudub kirjeldatud moel vedelmetallide segamiseks vajalik tehniline lahendus. Kirjeldatud segamismeetodi realiseerimiseks sobivad aga mitmed olemasolevad alalisvoolu kaarleekahju konstruktsioonid. Nende juhtimisautomaatika tuleks aga energеetiliselt ökonoomsemat ja segamise seisukohast tõhusamat tulemust andva meetodi järgi oluliselt ringi kujundada.



Joonis 1.17. Summaarne magnetvälvi sagedusel 2 Hz iga 30° järel

Patenditaotluses [6] pakutud meetodi rakendamiseks kaarleekahjudes on vähemalt neli lahendusvariandi (joonis 1.18).

Leiutise eeliseks võrreldes tuntud lahendustega on juhitava segamisefekti saavutamine ilma tugevvoolu lisaseadmeta (ainult juhtimisseadme täiustamise ja elektroodide sobiva kaarleekahju paigutamisega).

Esimene lahendus on joonisel 1.18a kujutatud kaarleekahi, mis sisaldab vanni 1, milles asub sulametall 2. Kaarleekahju vannis vedelmetalli kohal paiknevad ruumis üksteise suhtes 120° võrra nihutatud ülemised elektroodid 3.1, 3.2 ja 3.3 ning põhja all alumised elektroodid 4.1, 4.2 ja 4.3, mida toidetakse elektri-võrgust 6 läbi elektroodide toiteallikate 5.1, 5.2 ja 5.3. Kaarleekahju juhtimiseks on juhtimissüsteem 7, mis sisaldab kolme toiteallika juhtimisseadet 8.1, 8.2 ja 8.3, kaarleekahju võimsuse regulaatorit 9 ning vedelmetalli segamise juhtimisseadet 10. Viimane sisaldab segamissignalide formeerimise seadet 11, segamis-sageduse generaatorit 12, segamisvoolu amplituudi formeerimissignaali seadet 13 ja faasijärjestuse formeerimissignaali seadet 14.

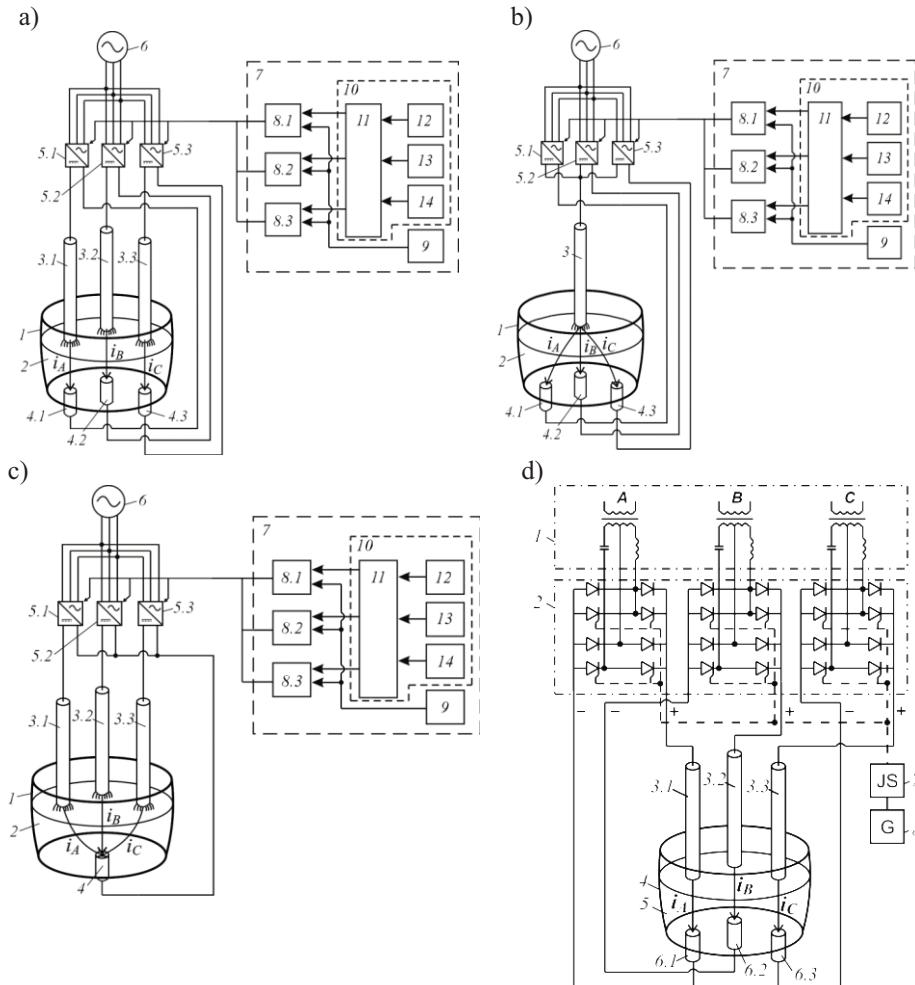
Teine lahendus on joonisel 1.18b kujutatud kaarleekahi, millel on üks ülemine elektrood 3, mis paikneb kaarleekahju vanni keskel, ning kolm alumist elektroodi 4.1, 4.2 ja 4.3. Seadme ülejää nud koosteosad on samad, mis esimesel variandil joonisel 1.18a.

Kolmenda lahendusena on joonisel 1.18c kujutatud kaarleekahi, millel on üks alumine kaarleekahju vanni keskel paiknev elektrood 3 ja kolm ülemist elektroodi 4.1, 4.2 ja 4.3. Seadme ülejää nud koosteosad on samad, mis esimesel ja teisel variandil joonistel 1.18a ja b.

Neljas lahendusvariant joonisel 1.18d erineb joonisel 1.18a toodust ainult toiteallika osas. Siin kasutatakse paralleel- ja järjestikresonantsi vahendumisega muundurit (PJV-muundurit), mille töötasid välja J. Järvik ja K. Janson ning mis patenteeriti 20.12.2004. a [7]. See lahendus võimaldab võimusteguri korrigeerimist muunduri sisendimpedantsi stabiliseerimise teel, mis saavutatakse sellega, et muunduri väljundis olevale silufiltrile antava voolu ja pinge vahel hoitakse pöördvõrdelist sõltuvust. Vajalik pöördvõrdeline sõltuvus saadakse passiiv-elementidega lülituse loomuliku karakteristiku abil. Selliseks lülituseks on paralleel- ja järjestikresonantsi vahendumisega muundur.

Joonisel 1.18d toodud variandi korral juhitakse juhtseadmega kas ainult induktiivset õlga või siis on võimalik kondensaatori „lühistamine“ mahtuvuslikus õlas. PJV-muunduri põhiline eelis seisneb selles, et lihtsate vahenditega on saavutatud heatasemeline võrgusõbralikus ja seda sellise järsult ning sügavalt muutliku koormuse korral nagu seda on elektrikaar.

Käesoleva uurimistöö raames on lähema vaatluse all joonisel 1.18d toodud variant, sest see on kõige efektiivsem lahendus nii metalli segamise kui ka võrgusõbralikkuse seisukohast. Selle variandi puhul, nagu ka kolme eelneva puhul, tekivad voolukontuurid läbi vedelmetalli ainult ülevalt alla (või vastupidi), tagades parimad tingimused metalli segamiseks.



Joonis 1.18. Vedelmetalli juhitava segamisega kaarleekahju skeem.

a – kolm ülemist ja kolm alumist elektroodi; b – üks ülemine ja kolm alumist elektroodi;
c – kolm ülemist ja üks alumine elektrood; d – toiteallikaks on PJV-muundur

Siiin kirjeldatule lisaks on uurimustöö autor artiklis [81] vaadelnud lahendust, kus kaarleekahju toiteallikad on üksteisest sõltuvad, see tähendab, et toitetrafo sekundaarahela mähised ei ole üksteisest lahutatud nagu joonisel 1.18d, vaid ühendatud kolmnurka. Sellest tuleneb, et artiklis toodud skeemi korral sulguvad voolukontuurid ka ülemiste elektroodide vahel, mis mõjutab teatud määral vedelmetalli voolamise suunda.

2. VEDELMETALLI JUHITAVA SEGAMISEGA KAARLEEKAHJU INSENERARVUTUSE ALUSED

2.1 Magnetvälja jaotuse määramise võtteid

Uuritava alalisvoolu kaarleekahju magnetvälja jaotuse uurimiseks ja analüüsiks on võimalik kasutada mitmeid erinevaid võtteid, millest põhilistena tuleks nime-tada järgmisi [20]:

- Põhimõtteliselt on võimalik analüütiliselt lahendada nii Poissoni, Laplace'i kui ka Maxwell'i võrrandeid, kuid reaalsete seadmete ja mudelite puhul on see enamasti väga keerukas.

Põhjused:

- geomeetriliselt keeruka kujuga piirid ja neile vastavad piirtingimused on raskesti formuleeritavad;
- mittelineaarsed keskkonnatingimused (hüdrodünaamika);
- teatud määral mittehomogeensed keskkonnatingimused.

Otsesse analüütilise lahendamise võtteid kasutatakse harva ja siis oluliste lihtsustustega.

- Tihtilugu, kui on tegemist sümmeetrilise mudeliga, saab Maxwell'i võrrandite rakendamisel 3D-mudeli asemel kasutada 2D-mudelit. Seejuures saab siiski arvesse võtta ka kolmanda mõõtme mõju ligikaudsete võrrandite kaudu. Praktikas kasutatakse sellist lähenemisviisi mõnikord elektrimasinate magnetväljade uurimisel, kus aksiaalsuunalised mõjud võib arvesse võtta mähiste kohta rakendatavate ahelavõrrandite kaudu.

Veel ühe lihtsustusena kasutatakse mõnikord magnetvälja kirjeldamisel vektorpotentsiaali asemel skalaarpotentsiaali. See võimaldab lihtsustada matemaatilist avaldist, et Laplace'i või Poissoni võrrandite abil skalaarpotentsiaale määrrata. Saab kasutada ka näiteks muutujate eraldamise meetodit. Magnetvälja tugevuse saab siis määrrata gradiendi funktsoonina skalaarpotent-siaalist:

$$\vec{H}(x, y) = -\nabla U_{mag}(x, y).$$

- Analüütiliseks magnetväljade lahendamiseks sobiva geomeetria korral saab ühe kaudse meetodina kasutada konformseid teisendusi. Konformsete teisenduste kohaselt koostatakse mudel kahemõõtmelisel tasandil, mida kirjeldab esialgu ristkoordinaatides kompleksmuutuja tasapind $z = x + jy$. Seejärel teisendatakse mudeli geomeetria ja piiritingimused konformsete teisenduste abil w -abitasapinnale, $w = u + jv$. Järgmise sammuna saab z -tasapinnal oleva magnetilise skalaarpotentsiaali $U_{mag}(z)$ asendada w -abitasapinna magnetvälja komplekspotentsiaaliga $W_m(w)$, mis on teisendatav teatud üleminekuvõrranditega. Lihtsustatult öeldes määrratakse w -abitasandil magnetvälja tiheduse vektor $\vec{B}_w(u, v)$, mis seejärel teisendatakse tagasi z -tasapinnale, määrates lähteülesande püstituses otsitava magnetvälja tiheduse $\vec{B}_z(x, y)$ avaldise.

Konformsete teisenduste meetod on sarnane näiteks sümbolmeetodile, mida kasutatakse tihti elektrotehnikas siinuseliste voolude ja pingete analüüsил. Sümbolmeetodi korral asendatakse siinuseliselt muutuvad aegsõltuvad suurused vastavate komplekssuurustega, mis lahenduvad algebraliste võrranditega. Kirjeldatud konformsete teisenduste meetodit käesolevas uurimistöös ei kasutata, kuna objekti geomeetria ja kolme faasi summaarne magnetvälja jaotus on selle lahendusmeetodi rakendamiseks liialt keerukas.

- d) Lähtudes Maxwelli võrranditest on voolu-, magnetvoo- ja jõutiheduste jaotust võimalik modelleerida matemaatiliselt. Selleks on laialdasemalt kasutusel järgmised numbrilised meetodid [49], [50], [51]:
- lõplike vahede meetod ehk võrgumeetod;
 - lõplike elementide meetod;
 - rajaelementide meetod jt.

Kõige põhjalikumalt on välja arendatud lõplike elementide meetodi rakendustele põhinevad tarkvarad. Lõplike elementide meetod võimaldab analüüsida konkreetse konstruktsooni, materjali parameetrite ja ettemääratud piirtingimuste korral väljajaotusi (Comsol Multiphysic, Maxwell, ANSYS, Infolytica, MagNet, Femm jt).

Sellised tarkvarapaketid on enamasti üles ehitatud magnetilise vektorpotentsiaali $\vec{A}(r, z, \varphi)$ määramisele, kasutades sealjuures seesmiselt genereeritud elementvõrgustiku numbriliseks analüüsiks erinevaid variatsiooni-meetodeid. See meetod ei anna väljajaotuse üldlahendeid, vaid konkreetse juhtumi erilahendi [20].

- e) Mõistagi saab magnetvälja jaotust uurida ka katseliselt. Selline lähenemine annab infot ainult konkreetse mudeli kohta, kuna geomeetriliste mõõtmete muutmine on suhteliselt keerukas. Üldlahendeid see meetod ei võimalda ja pealegi oleks kaarleekahju tingimustes selline katsetamine majanduslikus mõttes äärmiselt kallis. Peale teoreetiliste lahenduste väljatöötamist ja arvutil modelleerimist tuleb seda muidugi teha.

2.2 Lõplike elementide meetod

Lõplike vahede meetodit ehk võrgumeetodit hakati kasutama kahemõõtmelises süsteemis staatiliste elektromagnetväljade arvutamiseks 1960ndatel [45]. Aastail 1960...1961 oli antud teemal publitseeritud juba ca 15 artiklit. Sealt edasi, 1970ndatel, jõuti lõplike elementide meetodini, millest 1980ndate alguseks oli välja arendatud juba lihtsamate objektide aegsõltuvate pöörisvoolude ja sekundaarväljade arvutamine. 1990ndatel oli kahemõõtmeliste elektromagnetväljade arvutamine juba igapäevane tööriist paljudes valdkondades [8], [46]. Alates 2000. aastast hakati jõuliselt arendama kolmemõõtmelisi väljaarvutustarkvarasid ning tänapäeval on jõutud selliste multifüüsika tarkvaradeni nagu Comsol, Ansys, Infolytic jne. Tänapäeval võib leida ca 20...25 tuhat (hulk kasvab pidevalt) teadusartiklit antud meetodi rakendustest. Lõplike elementide meetodi plahvatuslik areng on toiminud peamiselt seetõttu, et see võimaldab lahendada

väga paljusid ülimalt keerukaid tööstuserakendustes tekkivaid elektromagnetväljade, mehaanilise elastsuse ja hüdrodünaamikaga seotud probleeme [47].

Tegelikule väljajaotusele vastav potentsiaalijaotus on selline, et välja potentsiaalne energia oleks minimaalne. Seega otsime lõplike elementide meetodil lahendit sellise funktsiooni kaudu, mille varieerumisel või otselahendamisel jõuame minimaalsele väljaenergiale vastava tulemuseni. Näiteks kahemõõtmelise elektrivälja energia W pikkusühiku kohta saab kirjutada kujul

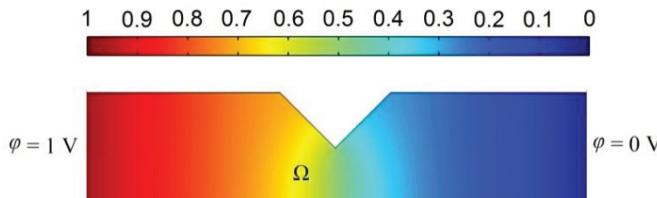
$$W(\varphi) = \frac{1}{2} \int_{\Omega} |\nabla \varphi|^2 d\Omega, \quad (2.1)$$

kus φ – potentsiaal, V;

∇ – nabla ehk Hamiltoni vektoroperaator;

Ω – kahemõõtmelise objekti piirkond (joonis 2.1).

Näiteks on joonisel 2.1 kujutatud takistit, mille külge seina on tehtud kolmnurkne sisselööige. Takisti vasakpoolsel otspinnal on potentsiaal $\varphi = 1$ V ja parempoolsel otspinnal $\varphi = 0$ V. Takistil tekkiv elektriväli jaotub minimaalse energia printsibi kohaselt, see tähendab, et potentsiaalide vahe jaotub kogu takisti ulatuses võimalikult ühtlaselt.



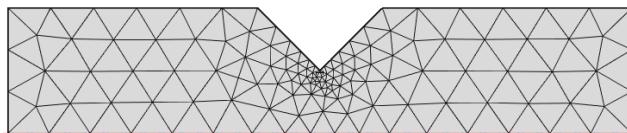
Joonis 2.1. Potentsiaali jaotumine sisselöökega takistil

Minimaalse energiaprotsiip on potentsiaali jaotuse seisukohast matemaatiliselt ekvivalentne Laplace'i võrrandiga – Laplace'i võrrandit rahuldas potentsiaalijaotus minimeerib ühtlasi väljaenergiat (ja vastupidi). Seega on väljaprobleemi lahendamiseks kaks teed [50]:

- a) Laplace'i võrrandite otsene lahendamine (näiteks muutujate eraldamise meetodil või lõplike vahede meetodil).
- b) Alternatiivne idee – lahend võiks baseeruda minimaalsel väljaenergial eeldusel, et potentsiaal φ on kombinatsioon sobivalt valitud funktsionitest (tundmatute kordajatega). Välja minimeerimise protsessi tulemusena määratatakse need kordajad ja sel teel ka aproksimeeritud (lähdetatud) potentsiaalijaotus vaadeldavas väljatsoonis. See ongi lõplike elementide meetodi idee.

Lõplike elementide meetodi rakendamisel jaotatakse objekt paljudeks alamobjektideks (alampiirkondadeks), mida nimetatakse lõplikeks elementideks (joonis 2.2). Iga lõpliku elemendi piires vaadeldakse (aproksimeeritakse) potentsiaali kui funktsiooni muutumist lihtsa võrrandi abil (tavaliselt mingit järgu polünoomi abil). Seejärel valitakse polünoomi kordajad selliselt, et variatsiooni-protsiip (st väljaenergia minimeerimine) on ligikaudselt rahuldatud. Sellise lahenduse täpsust saab tõsta, kui tihendada välja jaotamist elementideks

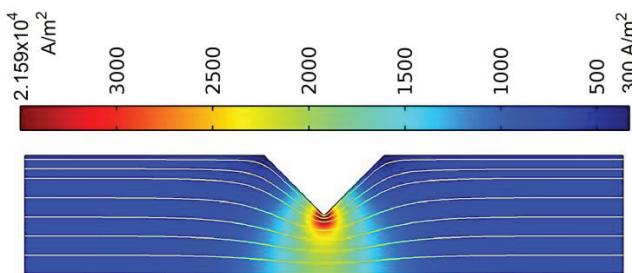
(väiksemad elemendid) või suurendada potentsiaalijaotust kirjeldava polünoomi järku (üksiku lõpliku elemendi piires).



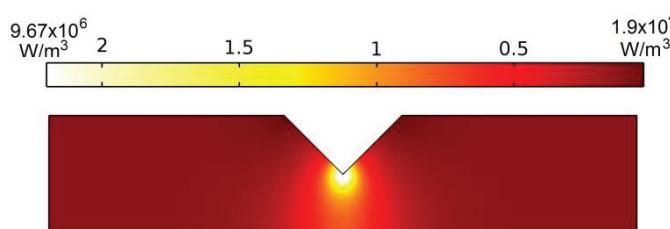
Joonis 2.2. Elementide jaotus sisselõikega takistil

Praktikas valitakse lõplikes elementides sõlmed (näiteks kolmnurga tipud). Sõlmede vahel kirjeldab muutuva suuruse värtuste muutumist polünoom, interpooleerides selle muutumise seaduspära sõlmpunktide funktsioonivärtuste vahel. Kui lõplike elementide geomeetria on ette võetud (või antud), siis sõltub üle lõpliku elemendi integreerimise tulemusena saadud variatsiooniavaldis (muutuja avaldis) ainult funktsiooni värtustest sõlmedes. Seega annab variatsiooni-prinzipi vörrandisüsteemi funktsiooni sõlmvärvustele jaoks. Lahendades selle vörrandisüsteemi sõlmede jaoks, saab lahendite abil (aproksimeerides) kirjeldada väljaotust kogu vaadeldavas piirkonnas [50].

Kui võrgustiku sõlmpunktide vaheline potentsiaalide erinevus on teada, saame arvutada voolutihedused mis tahes sõlmpunktide vahel. Üksikute sõlmpunktide vahel olevaid voolutihedusi summeerides saame voolutiheduse jaotuse kogu objekti ulatuses (joonis 2.3). Tulemus on seda täpsem, mida rohkem elemente valime. Potentsiaalijaotuse ja voolutiheduse leidmise järel saame arvutada näiteks takistis eralduva võimsustiheduse igas ruumipunktis kogu objekti ulatuses, joonis 2.4.



Joonis 2.3. Kahemõõtmeline voolutiheduse jaotus sisselõikega takistis



Joonis 2.4. Kahemõõtmeline eralduva võimsustiheduse jaotus sisselõikega takistis

Lõplike elementide meetodil modelleerimine arvutil tähendab, et programmile tuleb ette anda täpsed piirtingimused, valida kaarleekahju pinge ja magnet-ahela parameetrid, samuti materjalid, nende juhtivused ja vedelmetalli viskoos-suse, temperatuuri, tiheduse jne parameetrid. Antud töös keskendutaksegi peamiselt lõplike elementide meetodil teostatavatele lahendustele. Analüütelist lahendamist on mõistlik kasutada ainult osaliselt, kuna ülesanne on keerukas (vaja on lahendada aegsõltuv kolmemõõtmeline mudel, sidudes omavahel elektromagnetvälja ja hüdrodünaamika ülesanded) ja arvutuste maht on suur. Numbrilise meetodiga arvutil saadav tulemus tagab suurema täpsuse.

2.3 Geomeetrilised mõõtmed ja materjalide parameetrid

Olgu meil tööpõhimõtte kontrollimise lähtemudeliks järgmiste ehituslike parameetritega kaarleekahi. Valitud kaarleekahju elektroodide läbimõõt on 0,27 m ja ülemiste elektroodide pikkus 0,5 m. Ülemiste elektroodide pikkus on valitud meelega lühike, et vähendada hiljem lõplike elementide meetodil teostatavate arvutuste mahtu. Alumiste elektroodide pikkus on 0,3 m ja kaarleekahhus oleva vedelmetalli kogus on ca 50 tonni. Seega on tegemist suhteliselt keskmiste mõõtudega alalisvoolu kaarleekahjuga. Kaarleekahju geomeetrilised mõõtmed on antud tabelis 2.1 ja valitud materjalide parameetrid tabelis 2.2 [48].

Tabel 2.1. Kaarleekahju geomeetrilised parameetrid

Geomeetrilise mõõtme nimetus	Väärtus
d_a – elektroodi läbimõõt	0,27 m
S – elektroodi ristlõikepindala	0,058 m ²
l – elektroodi pikkus	0,5 ja 0,3 m
D_b – kaarleekahjus oleva vedelmetalli ülemine läbimõõt	3,4 m
d_b – kaarleekahjus oleva vedelmetalli alumine läbimõõt	2,4 m
H – vedelmetalli kõrgus	0,9 m
Vedelmetalli kogumass	50 t

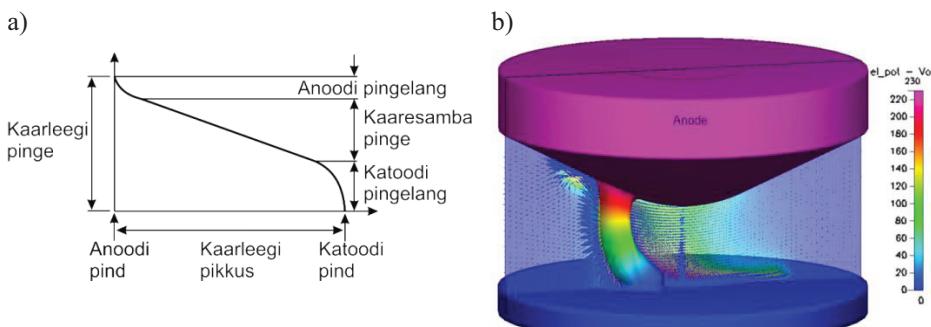
Tabel 2.2. Valitud materjalide parameetrid

Vedelmetalli parameeter	Väärtus
ρ_1 – vedelmetalli tihedus	7024 kg/m ³
T_{ref} – vedelmetalli keskmne temperatuur	1873 K
μ_2 – dünaamiline viskoossus	5,03 Pa·s
σ_1 – vedelmetalli juhtivus	$1,04 \cdot 10^6$ S/m
Grafiitelektroodi parameeter	Väärtus
ρ_2 – grafiitelektroodi tihedus	1950 kg/m ³
σ_2 – grafiitelektroodi juhtivus	$3 \cdot 10^3$ S/m

Segamisprotsessi tööpõhimõtte kontrollimiseks ja modelleerimisarvutuste lihtsustamiseks jätame mudeli koostamisel arvutustest välja vedelmetalli pinnale tekkiva räbu kihi, kuna selle paksus ja takistus muutuvad sõltuvalt materjalile

lisatavatest legeerivatest komponentidest ja sulatusprotsessi kestusest. Samuti jätame arvutuste lihtsustamiseks arvestamata elektroodide ja vedelmetalli vahel tekkiva kaarleegi. Kaarleek on omaette keerukas modelleerimisülesanne, kuna takistus võib muutuda suurtes piirides. Enamasti tekib sulatusprotsessi alguses elektroodi alla lohk, kuhu veel sulamata metall vanni külgedelt hakkab sisse kukkuma. See toob endaga kaasa suuri kaarleegi takistuse muutusi, mis halvendab elektri kvaliteeti elektrivõrgus.

Hea ülevaate kõige olulisematest seisukohtadest kaarleegi kasutamisel annab Inglismaa teadlase A. E. Guile artikkel [39]. Samuti on kaarleeki lõplike elementide meetodil kolmemõõtmeliselt modelleerinud Korea teadlased Y. Suh, H. Park, Y. Lee ja P. K. Steimer [40] ning Iraani ja Rumeenia teadlased [41], [42]. Selgub, et lihtsustatult tuleks kaarleeki arvesse võtta kui lisatakistust, mille takistus sõltub põhiliselt elektroodi kaugusest vedelmetallist. Igal takistil tekib aga täiendav pingelang, mida illustreerib joonis 2.5.



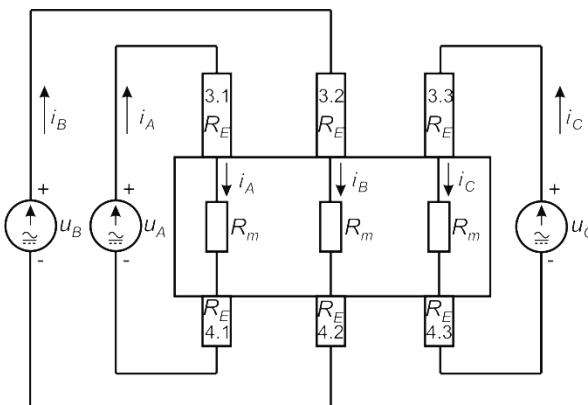
Joonis 2.5. Kaarleegil tekkiv täiendav pingelang. a – graafik, b – 3D-mudel, kui anoodil on positiivne toitepinge ja katoodi pingeks on valitud 0 V [39], [40]

Vedelmetalli segamispõhimõttte kontrollimiseks pole räbu ja kaarleek väga olulised, ent reaalset kaarleekahju projekteerides tuleb nii räbukihil kui ka kaarleegil tekkiv pingelang toiteallikate valimisel arvesse võtta. Arvutuste lihtsustamiseks anname mudelis esialgu vedelmetallile kogu kaarleekahju vanni ulatuses konstantse temperatuuri 1873 K. See tähendab, et metall on vedelas olekus ja on kaotanud oma magnetilised omadused. Täpsemat temperatuuride jaotumist ja sellest tulenevat vedelmetalli voolamist vaatleme peatükis 6.

2.4 Alalisvoolu kaarleekahju analüütiline voolu- ja võimsusparametrite arvutus

Enne kui minna lõplike elementide meetodi juurde, tuleks kaarleekahju analüüsida Kirchhoffi voolu- ja pingeseaduste järgi. Nagu on näha joonisel 2.6, on meie segamismeetodi eripäraks see, et igal elektroodpaaril on oma sõltumatu toiteallikas. See tähendab, et voolukontuurid sulguvad vedelmetallis ainult ühe toiteallika piires, ehk siis alumistest elektroodidest otse ülemistesse elektroodi-desse (või vastupidi). See lihtsustab oluliselt elektromagnetväljade pilti vedel-

metallis. Vedelmetallis tekkivate jõudude suund on oluliselt korrapärasem kui siis, kui voolukontuurid sulguksid naaberelektroodpaaride kaudu.



Joonis 2.6. Alalisvoolu kaarleekahju põhimõtteskeem

Selleks, et arvutada alalisvoolu kaarleekahjus vedelmetalli läbivaid voole, tuleb esmalt arvutada kogu ahela takistus. Selleks, et arvutada takistust, on vaja võtta arvesse vedelmetalli ja elektroodide juhtivused ning geomeetrlised mõõtmehed, mis on toodud tabelites 2.1 ja 2.2.

Arvutuste lihtsustamiseks on muutuvad parameetrid, nagu elektrikaar ja vedelmetalli pinnale tekkiv räbukihi takistus, praegu arvesse võtmata jäetud. Ahela aktiivtakistus on ligikaudselt arvutatav seosega

$$R = \frac{\varsigma l}{S}, \quad (2.2)$$

kus R – vedelmetalli või elektroodi aktiivtakistus, Ω ;

ς – vedelmetalli või elektroodi eritakistus, Ωm ;

S – vedelmetalli või elektroodi ristlõikepindala, m^2 ;

l – vedelmetalli või elektroodi pikkus, m .

Arvutustulemused näitavad, et vedelmetalli takistuseks valitud geomeetria korral on ligikaudu $R_m = 1,22 \cdot 10^{-7} \Omega$ ja ahelas olevate ülemise ja alumise elektroodi takistus on kokku $R_E = 4,59 \cdot 10^{-3} \Omega$. Kui nüüd ahela ligikaudne takistus on teada, saab järgmise sammuna arvutada kaarleekahju ligikaudsed voolud. Kaarleekahju voolud sõltuvad aga toitepingest. Alguses, kui metall pole veel vedeldunud, lülitatakse kaarleekahi puhtalt alalispinge U_0 talitlusel (maksimaalne toitepinge amplituud, mida toitesüsteem võimaldab on kestvalt peal). Seejärel, kui metall on juba sulas olekus, hakatakse lisama vahelduvpinge komponendi. Vahelduvkomponendi sageduseks valime esialgu 2 Hz, eeldades, et toitepinge sagedus peab olema küllalt madal välimaks suurt libistusefekti. Samas võib oletada, et mida madalam on toitepingesagedus, seda vähem indudeeritakse vedelmetallis pöörisvoole ja seda väiksemad on tekkivad Lorentzi jõud (vääide vajab mudelil kontrollimist). Sagedusparametrite valik sõltub lisaks veel vedelmetalli viskoossusest, voolutugevusest ja kaarleekahju geomeetrilistest

mõõtmetest. Optimaalse sagedusvahemiku leidmist vaatleme punktis 4.4. Vedel-metalli kaarleekahjus segamise põhimõtte kontrollimiseks valitud toitepinge parameetrid on toodud tabelis 2.3.

Tabel 2.3. Valitud toitepinge parameetrid

Muutujad	Aktsepteeritav vahemik	Valitud väärtsused
U_0 – pinge alaliskomponent	100…1000 V	100 V
U_m – pinge vahelduvkomponent	$0 \leq U_m \leq U_0$	85 V
U – pinge efektiivväärtus.	100…1000 V	116,673 V
f – toitepinge sagedus	0…50 Hz	2 Hz
Toitepingete faaside vaheline nihkenurk	120°	120°

Kui on valitud pinge ja arvutatud takistusparameetrid, on võimalik arvutada kaarleekahju voolu hetkväärtused järgmistes seostest:

$$i_A = \frac{U_0 + U_m \sin(\omega t - 0)}{R_m + R_E}, \quad (2.3)$$

$$i_B = \frac{U_0 + U_m \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3})}{R_m + R_E}, \quad (2.4)$$

$$i_C = \frac{U_0 + U_m \sin(\omega t - \frac{4\pi}{3})}{R_m + R_E}. \quad (2.5)$$

Arvutame voolu hetkväärtused näiteks ajahetkel $t = 0,125$ s ehk 90° juures, kui toitesagedus on 2 Hz. Ühe elektroodpaari maksimaalseks hetkvooluväärtuseks saame $i_A \approx 35,8$ kA ja kahe ülejäänud elektroodi hetkvoolu väärusteks $i_B \approx 11,2$ kA ja $i_C \approx 11,2$ kA. Siinjuures peab kindlasti silmas pidama, et voolu väärustused sõltuvad siiski väga palju veel kaarleegi ja räbukihi takistustest. See tähendab, et reaalse kaarleekahju projekteerimisel on samade vooluväärtuste saavutamiseks vaja toitepingeid tösta.

Valitud toitepinged võimaldavad välja arvutada ka voolu efektiivväärtused, kusjuures siin kasutatava meetodi korral ei tohi unustada alalisvoolu komponenti. Voolu efektiivväärtus on arvutatav seosega

$$I = \sqrt{\frac{1}{T} \cdot \left[\int_0^T (I_0 + I_m \sin(\omega t - \varphi))^2 dt \right]}, \quad (2.6)$$

kus I_0 – voolu alaliskomponent, A;

I_m – voolu vahelduvkomponendi amplituud, A;

T – periood, s;

φ – faasinhike nurk, rad.

Voolu efektiivväärtuseks saame $I = 25,42$ kA, nüüd saame arvutada ka kolmifaasilise kaarleekahju ligikaudse aktiivvõimsuse:

$$P = 3 \cdot U \cdot I \cdot \cos\varphi; \quad (2.7)$$

Kuna aktiivkoormusel on pingevektori ja vooluvektori vaheline nurk võrdne nulliga, siis $\cos\varphi$ arvesse ei tule. Aktiivvõimsuseks saame $P \approx 8,88$ MW. Kaarleekahju ennast võib lugeda praktiliselt aktiivtarbijaks, reaktiivkomponente tekitavad põhiliselt toitetrafod, türistoralaldid ja elektrikaar. Kuna antud meetodi puhul kasutame alalispinget, millele lisatud vahelduvkomponent on madalsageduslik, on tekkiv reaktiivvõimsus väike. Reaktiivvõimsuste arvutamist on lähemalt käsitletud näiteks K. Jansoni doktoritöös [43], kus on analüüsitud reaktiivvõimustest sõltuvust toiteallika konfiguratsioonist ja näidatud, kuidas saab reaktiivvõimsust komponeerida.

2.5 Kaarleekahju elektromagnetväljade arvutuste põhivõrandid

Elektromagnetvälja jaotust iseloomustab Maxwellli I seadus (koguvoolu seadus), mis kirjeldab voolutiheduse J , A/m², sõltuvust magnetvälja tugevusest H , A/m [21]:

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J}. \quad (2.8)$$

Lähtudes Maxwellli II seadusest (elektromagnetilise induksiioni seadus, mille olemuse esimesena avistas Faraday, kuid mille matemaatiliselt formuleeris Maxwell) on elektrivälja tugevus E , V/m, sõltuvuses magnetvoo tiheduse B , T, muutumise kiirusest:

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}. \quad (2.9)$$

Magnetvälja tugevuse H ja magnetvoo tiheduse B vahelist sõltuvust võib kirjeldada seosega, kus μ on materjali ehk keskkonna magnetiline läbitavus, H/m:

$$\vec{B} = \mu \vec{H}. \quad (2.10)$$

Voolutihedus on arvutatav Ohmi seadusega, mis kehtib voolavale keskkonnale, kus σ on elektriline juhtivus, S/m, ja \vec{V} on vedelmetalli voolamiskiirus:

$$\vec{J} = \sigma (\vec{E} + (\vec{V} \times \vec{B})). \quad (2.11)$$

Ruumala igas punktis saame magnetvoo tiheduse ja voolutiheduse alusel arvutada Lorentzi jõutiheduse, N/m³:

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B}. \quad (2.12)$$

Selleks, et arvutada elektromagnetilisi jõude, on kõigepealt vaja lahendada magnetvoo tiheduse \vec{B} ja voolutiheduse \vec{J} võrandid, mis on üksteisest sõltuvad, nagu ilmneb valemitest (2.8), (2.10) ja (2.11). Eespool olevatest võranditest (2.9...2.11) saab tuletada diferentsiaalvõrandi magnetvoo tiheduse \vec{B} jaoks:

$$\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma \mu} \nabla^2 \vec{B} + \nabla \times \vec{V} \times \vec{B}. \quad (2.13)$$

Kuna metalli magnetilised omadused metallurgilises protsessis kaovad (magnetiline läbitavus võrdub ühega, kui on ületatud nn. Curie punkt), siis võib võrrandi paremat poolt oluliselt lihtsustada [16] ja esitada võrrandi järgmiselt:

$$\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma\mu} \nabla^2 \vec{B}. \quad (2.14)$$

See on magnetilise difusiooni võrrand. Püsiolekus saab selle võrrandi taandada elliptiliseks osatuletisfunktsioniks. Nüüd saab ülaltoodud magnetilise difusiooni võrrandi lahendada ligikaudsete piiritingimustega, et saada B_x , B_y , B_z väärтused. Edasi saab magnetvoo tiheduse abil arvutada indutseeritud voolutiheduse, mis on määratud valemiga (2.8) [16].

Kuna elektromagnetväli muutub ajas siinuseiselt, siis on vajalik asendada Lorentzi valem (2.12) aegkeskmise vormiga. Lorentzi jõu x -, y - ja z -telje suunaliised komponendid on arvutatavad seostega

$$F_x = J_y B_z - J_z B_y; \quad (2.15)$$

$$F_y = J_z B_x - J_x B_z; \quad (2.16)$$

$$F_z = J_x B_y - J_y B_x. \quad (2.17)$$

Selleks, et arvutada välja sulamaletalli vektorialne liikumine katlas, on esmalt vaja leida Lorentzi jõud ja seejärel kasutada Navier-Stokesi võrandeid [44].

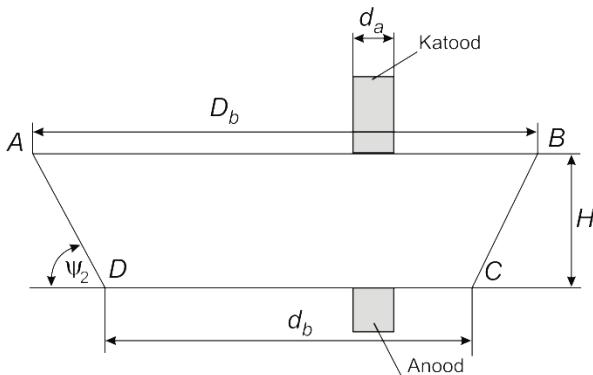
2.6 Kaarleekahju piiritingimuste määramine, matemaatilise lähtemudeli koostamine

Selleks, et arvutada välja vedelmetalli liikuma panevad jõud, on esmalt vaja määratleda kaarleekahju piiritingimused, seejärel elektri- ja magnetväljad olukorras, kus on tegemist aksiaalsümmeetrilise kaarleekahjuga. Ülesande lahendamiseks on mõistlik koostada matemaatiline mudel, mis oleks lähtemudeliks lõplike elementide meetodi arvutimudeli koostamisel. Elektromagnetväljade matemaatilise mudeli lihtsustamiseks kasutame ainult ühest ülemisest ja ühest alumisest elektroodist koosnevat elektroodpaari (joonis 2.6). Kuna tegemist on kolme sõltumatu toiteallikaga, on teiste elektroodide poolt tekitatavate elektromagnetväljade matemaatiline mudel sarnane.

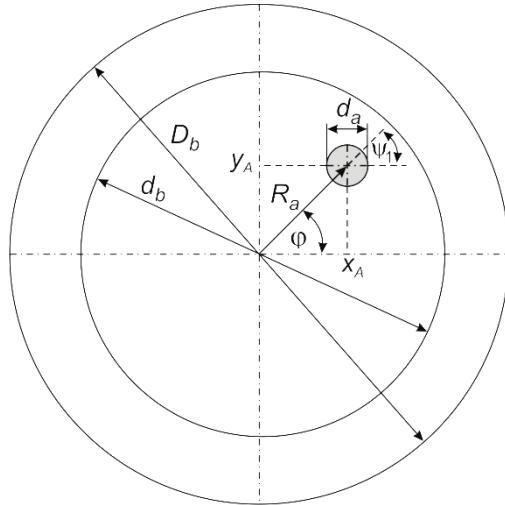
Potentsiaalivälja $U(r, z, \varphi)$ kirjeldamiseks aksiaalsümmeetrilise kaarleekahju korral kasutame Laplace'i võrandit silindrilistes koordinaatides [19]:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial U}{\partial r} + \frac{\partial^2 U}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial z^2} = 0. \quad (2.18)$$

a)



b)



Joonis 2.6. Kaarleekahju mõõtmned lihtsustatud mudelarvutusteks.
a – külgvaade, b – pealtvaade

Määratleme piirtingimused ülemise elektroodi all:

$$x_A = R_a \cos \varphi; \quad y_A = R_a \sin \varphi; \quad (2.19)$$

$$x_a = x_A + r_a \cos \psi_1; \quad y_a = x_A + r_a \sin \psi_1; \quad (2.20)$$

$$z = H; \quad 0 \leq \psi_1 \leq 2\pi; \quad \frac{\partial U}{\partial z} = -\frac{J_s}{\sigma}, \quad (2.21)$$

kus R_a – elektroodi telgjoone kaugus vedelmetalli telgjoonest, m;

x_A – on elektroodi telgjoone koordinaat x -telje suhtes;

y_A – on elektroodi telgjoone koordinaat y -telje suhtes;

x_a – elektroodi piirjoone koordinaadid x -telje suhtes;

y_a – elektroodi piirjoone koordinaadid y -telje suhtes;

r_a – elektroodi raadius $d_a / 2$, m;

ψ_1 – elektroodi raadiuse r_a ja elektroodi telje vaheline nurk;

φ – elektroodi telgjoone kauguse R_a vedelmetalli telgjoone vaheline nurk;

σ – vedelmetalli juhtivus, $1,04 \cdot 10^6$ S/m;

J_s – voolutihedus, A/m².

Tähistame elektroodi aluse pindala, mis on määratud piirjoone koordinaatidega x_a ja y_a , sümboliga S_a , määrame piirtingimused vedelmetalli ülemisel pinnal, mis jäab väljapoole elektroodi alust pinda:

$$z = H; \quad 0 \leq \varphi \leq 2\pi; \quad R_b \leq r \leq \sqrt{\frac{\pi R_b^2 - S_a}{\pi}}; \quad \frac{\partial U}{\partial z} = 0. \quad (2.22)$$

Vedelmetalli külgedel AD ja BC (joonis 2.6) saame piirtingimusteks:

$$z = 0 - H; \quad \varphi = 0 - 2\pi; \quad r = R_b + z \cot \psi_2; \quad (2.23)$$

$$\left. \frac{\partial U}{\partial n} \right|_{BC} = 0; \quad \left. \frac{\partial U}{\partial z} \right|_{BC} \cos \psi_2 + \left. \frac{\partial U}{\partial r} \right|_{BC} \sin \psi_2 = 0, \quad (2.24)$$

kus ψ_2 on vanni serva ja põhja vaheline nurk ning \vec{n} on pinnanormaal vektor.

Määratledes piirtingimused alumise elektroodi all, saame:

$$x_A = R_a \cos \varphi; \quad y_A = R_a \sin \varphi; \quad (2.25)$$

$$x_a = x_A + r_a \cos \psi_1; \quad y_a = x_A + r_a \sin \psi_1; \quad (2.26)$$

$$z = 0; \quad 0 \leq \psi_1 \leq 2\pi; \quad U = 0. \quad (2.27)$$

Määrame piirtingimused vedelmetalli põhjapinnal, mis jäab väljapoole põhja-elektroodi alust pinda saame:

$$z = 0; \quad 0 \leq \varphi \leq 2\pi; \quad r_b \leq r \leq \sqrt{\frac{\pi r_b^2 - S_a}{\pi}}; \quad U = 0, \quad (2.28)$$

kus r_b on vedelmetalli põhja raadius $d_b / 2$, m.

Andes ette potentsiaalivälja $U(r, z, \varphi)$, saame määrata potentsiaali gradiendi (elektrivälja tugevuse) vedelmetalli katla iga ruumipunktis:

$$\vec{E} = -\frac{\partial U}{\partial n}; \quad E_r = -\frac{\partial U}{\partial r}; \quad E_z = -\frac{\partial U}{\partial z}; \quad E_\varphi = -\frac{\partial U}{r \partial \varphi}; \quad (2.29)$$

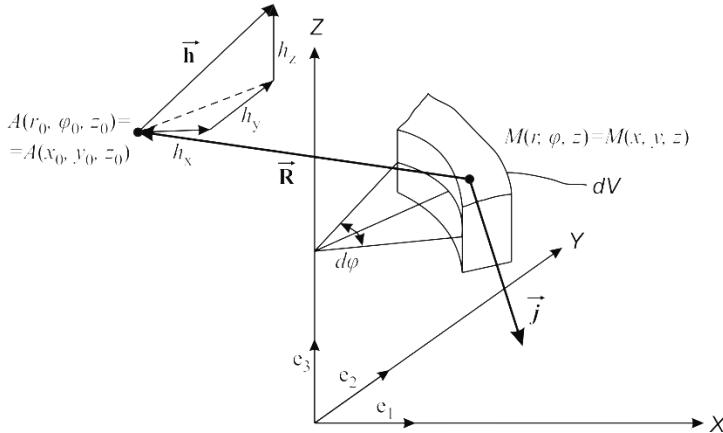
$$|\vec{E}| = \sqrt{E_r^2 + E_z^2 + E_\varphi^2}. \quad (2.30)$$

Voolutihedus on arvutatav seosega $\vec{J} = \sigma \vec{E}$. Magnetvälja tugevus suvalises punktis A määratatakse kindlaks kasutades Biot'-Savart'-Laplace'i seadust:

$$\vec{H}_A = \int_V \frac{1}{4\pi R^3} [\vec{J} \times \vec{R}], \quad (2.31)$$

kus \vec{R} on voolu elemendi \vec{J} raadiuse vektor punkti A . Silindrilistes koordinaatides on ruumielement määratletud järgmiselt (joonis 2.7):

$$dV = rd\varphi dr dz. \quad (2.32)$$



Joonis 2.7. Skemaatiline diagramm magnetvälja arvutamiseks [19]

Lähtudes superpositsiooni printsibist ja vaadeldes väljatugevust ühes suvalises punktis $A(r_0, \varphi_0, z_0)$, saame üle kogu ruumala integreerides määratava väljatugevuse igas ruumipunktis. Kui me leiame ruumielemandist dV koordinaatidega $M(r, \varphi, z)$ läbi mineva voolutiheduse, siis saame Cartesiuse ristkoordinaatide süsteemi üle minnes, kirjutades punkti A kohta järgmiselt:

$$A(r_0, \varphi_0, z_0),$$

kus $x_0 = r_0 \cos \varphi_0$, $y_0 = r_0 \sin \varphi_0$, ja $z_0 = z_0$. Punkt M Cartesiuse ristkoordinaatide süsteemi saame kirjutada

$$M(x, y, z),$$

kus $x = r \cos \varphi$, $y = r \sin \varphi$, ja $z = z$. Vektori pikkus punktist A punktini M on arvutav seosest

$$|\vec{R}| = \sqrt{(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 + (z - z_0)^2}, \quad (2.33)$$

või

$$|\vec{R}| = \sqrt{(r \cos \varphi - r_0 \cos \varphi_0)^2 + (r \sin \varphi - r_0 \sin \varphi_0)^2 + (z - z_0)^2}. \quad (2.34)$$

Cartesiuse ristkoordinaatides saame pikkusvektori \vec{R} ja voolutiheduse vektori \vec{j} kirjutada järgmiselt:

$$\vec{R} = (\lambda'_1, \lambda'_2, \lambda'_3), \quad \vec{j} = (\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)$$

$$\lambda'_1 = x_0 - x; \quad \lambda_1 = J_r \cos \varphi - J_\varphi \sin \varphi;$$

$$\lambda'_2 = y_0 - y; \quad \lambda_2 = J_r \sin \varphi - J_\varphi \cos \varphi;$$

$$\lambda'_3 = z_0 - z; \quad \lambda_3 = J_z.$$

Vektor \vec{h} on määaratud järgmiste valemiga:

$$\begin{aligned}
\vec{h} &= \vec{j} \times \vec{R} = \left(\left| \frac{\lambda_2 \lambda_3}{\lambda'_2 \lambda'_3} \right|, \left| \frac{\lambda_3 \lambda_1}{\lambda'_3 \lambda'_1} \right|, \left| \frac{\lambda_1 \lambda_2}{\lambda'_1 \lambda'_2} \right| \right) = \\
&= h_x \vec{e}_1 + h_y \vec{e}_2 + h_z \vec{e}_3 = \\
&= (\lambda_2 \lambda'_3 + \lambda_3 \lambda'_2) \vec{e}_1 + (\lambda_3 \lambda'_1 + \lambda_1 \lambda'_3) \vec{e}_2 + (\lambda_1 \lambda'_2 + \lambda_2 \lambda'_1) \vec{e}_3. \quad (2.35)
\end{aligned}$$

Seejärel leiate kogu magnetvälja projektsiooni x -telje suhtes valemitide (2.31)...(2.35) alusel:

$$\begin{aligned}
H_x &= \frac{1}{4\pi} \int_V \frac{(\lambda_2 \lambda'_3 - \lambda_3 \lambda'_2)}{R^3} dV = \\
&= \frac{1}{4\pi} \int_V \frac{(\lambda_2 \lambda'_3 - \lambda_3 \lambda'_2) r dr d\varphi dz}{[(r \cos \varphi - r_0 \cos \varphi_0)^2 + (r \sin \varphi - r_0 \sin \varphi_0)^2 + (z - z_0)^2]^{\frac{3}{2}}} = \\
&= \frac{1}{4\pi} \iiint_{0 \ 0 \ 0}^{R_b \ 2\pi H} \frac{[(J_r \sin \varphi + J_\varphi \cos \varphi)(z_0 - z) - J_z(r_0 \sin \varphi_0 - r \sin \varphi)r dr d\varphi dz]}{[(r \cos \varphi - r_0 \cos \varphi_0)^2 + (r \sin \varphi - r_0 \sin \varphi_0)^2 + (z - z_0)^2]^{\frac{3}{2}}}. \quad (2.36)
\end{aligned}$$

Tähistame lihtsustamise mõttes, et võrrandi osa

$$\frac{r}{[(r \cos \varphi - r_0 \cos \varphi_0)^2 + (r \sin \varphi - r_0 \sin \varphi_0)^2 + (z - z_0)^2]^{\frac{3}{2}}}$$

on η ja saame, et

$$\begin{aligned}
H_x &= \frac{1}{4\pi} \iiint_{0 \ 0 \ 0}^{R_b \ 2\pi H} [(J_r \sin \varphi + J_\varphi \cos \varphi)(z_0 - z) - \\
&\quad - J_z(r_0 \sin \varphi + r \sin \varphi)] \eta dr d\varphi dz. \quad (2.37)
\end{aligned}$$

Sarnaselt saame leida ka H_y ja H_z projektsionid. Teades Cartesiuse ristikoodinaatide ja silindriliste koordinaatide omavahelisi suhteid, saame ristikoodinaatide jaoks kirjutada:

$$H_x = H_r \cos \varphi_0 + H_\varphi \sin \varphi_0; \quad (2.38)$$

$$H_y = H_r \sin \varphi_0 + H_\varphi \cos \varphi_0; \quad H_z = H_z. \quad (2.39)$$

Vektori $\vec{H} = (H_r, H_\varphi, H_z)$ võime silindrilistes koordinaatides kirjutada järgmiselt:

$$H_r = H_y \sin \varphi_0 - H_x \cos \varphi_0; \quad H_z = H_z; \quad (2.40)$$

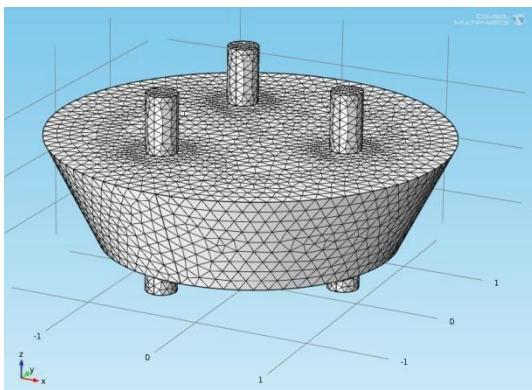
$$H_\varphi = H_y \cos \varphi_0 - H_x \sin \varphi_0. \quad (2.41)$$

Kasutades sarnast arvutusmetoodikat, saame panna paika elektromagnetväljade piir- ja arvutusparametrid tarkvara Comsol Multiphysics 4.2a jaoks, mis võimaldab teha kolmemõõtmelisi aegsõltuvaid väljaarvutusi.

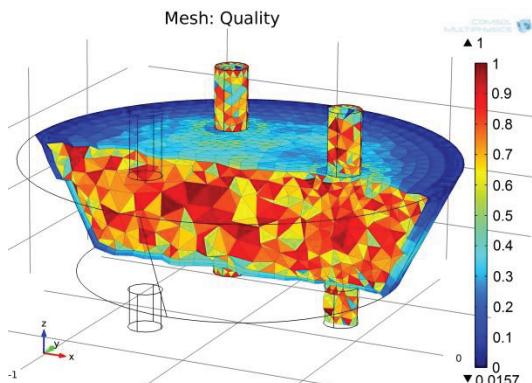
3. KOLMEMÕÖTMELISED ELEKTRIOSA ARVUTUSED LÕPLIKE ELEMENTIDE MEETODIL

3.1 Lõplike elementide meetodi arvutusvõrgustiku sätted

Kaarleekahju voolutiheduse, magnetvootiheduste ja tekkivate jõutiheduste täpseks uurimiseks viime arvutused läbi lõplike elementide (FEM) meetodil. FEM-meetod tähendab, et uuritav objekt jaotatakse lõplikeks alamobjektideks (koostatakse arvutusvõrgustik, vt joonised 3.1 ja 3.2) ning arvutatakse iga alamobjekti väärtsused vastavalt diferentsiaal- või integraalmeetodil. Seejärel liidetakse üksikute alamobjektide jaoks saadud tulemused üheks tervikukks.



Joonis 3.1. Arvutusvõrgustik FEM-meetodi rakendamiseks



Joonis 3.2. Arvutusvõrgustiku läbilõige, elementide suurused

Arvutuste läbiviimiseks, nagu eespool juba mainitud, valime programmi Comsol Multiphysics 4.2a kahel peamisel põhjusel. Esiteks on meil võimalus kasutada TTÜ Energeetika ja Infotehnoloogia teaduskondade poolt juba ostetud tarkvara ja ei ole vaja enam teha suuri täiendavaid finantskulutusi. Teiseks, nii elektromagnetväljade kui ka hüdrodünaamika ülesannete lahendamiseks on

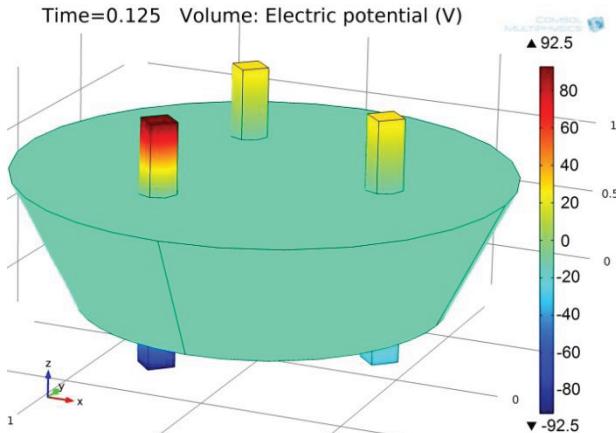
vaja multifüüsikat võimaldavat tarkvara, mis oluliselt piirab programmi valikut. Comsol Multiphysic täidab, küll piiratud ulatuses, ent siiski, meile vajalikud põhikriteeriumid. Ülesande lahendamiseks kasutame tarkvara Comsol Multiphysic 3.5 ja 4.2a ning selle erinevaid mooduleid – „AC/DC Electrical Circuit“, „AC/DC Electric Currents“, „AC/DC Magnetic Fields“, „Turbulent Flow“ ja „Conjugate Heat Transfer“.

Kuna lõplike elementide arvutuse viime läbi arvutiprogrammi abil, siis on ülesandeks programmile võimalikult täpselt ette anda kaarleekahju pinge ja magnetahela parameetrid ning materjalide juhtivuslikud parameetrid. Samuti peame väga täpselt määratlema objekti minimaalsed vajalikud geomēetrilised mõõtmed. Mida suurem on objekt, seda rohkem elemente kaarleekahju kohta tuleb ja arvutuste maht kasvab.

FEM-mudelis koostame arvutusvõrgustiku koguelementide arvuga 66148, millest nelinurkseid, nn tetraelemente, on 56064, prismaelemente 10084, kolmnurkelemente 6262, äärelemente 460 ja tipuelemente 57. Arvutusvõrgustik on valitud selliselt, et elektroodide kontaktpinna lächedal võrgustik tiheneb ja ülejäänud vedelmetalli osas pisut hõreneb. Mida tihedam arvutusvõrgustik on, seda täpsem on tulemus, ent siinkohal peab lähtuma kasutatavast arvutiressursist, eeskätt protsessori võimsusest ja mälumahust. Modelleerimise läbiviimiseks oli kasutada arvuti järgmiste põhiparameetritega: protsessor Intel Core i7, 2,80 GHz; muutmälu (RAM) 12 GB; operatsiooniüsteem 64 Bitti. Selliste parameetritega arvutil võtab valitud mudeli ja programmi parameetrite kasutamisel elektromagnetväljade ja hüdrodünaamika ülesannete üheaegne lahendamine antud katla toitepinge 2 Hz sageduse korral aega ca 18 tundi. Arvustusteks kuluv aeg sõltub otsetsett nii arvutusvõrgustiku tihedusest, aegsõltuva mudeli korral ajasammust ja kaarleekahju toitepinge sagedusest. Mida väiksem ajasamm ja suurem toitepinge sagedes, seda rohkem arvutused aega võtavad, kriitilised piirtingimused seab siinkohal ka arvuti protsessori kiirus ja mälumaht.

3.3 Kolmemõõtmeline potentsiaalide jaotus

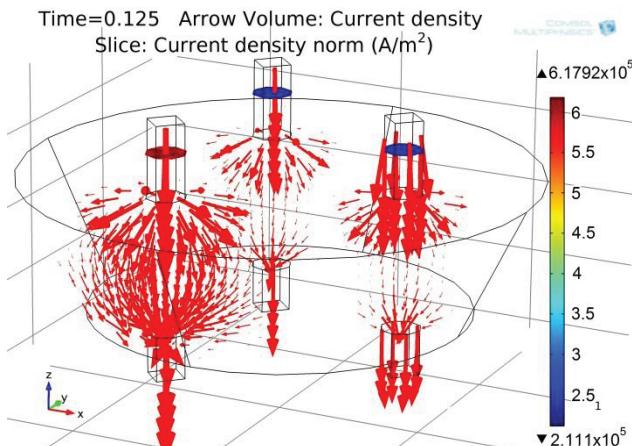
Esmalt vaatleme potentsiaalide jaotust (joonis 3.3) kogu kaarleekahju ulatuses 2 Hz korral ajahetkel $t = 0,125$ s (vt joonis 1.16, võib valida ka ajahetke 9,625 s, kuna sellele vastavad samad toitepinge väärtsused kui hetkele 0,125 s.). Sellel ajahetkel on ühe elektroodpaari toitepinge maksimaalse väärtsusega $u_A = 185$ V (vt tabel 2.3), mis koosneb alaliskomponendist $U_0 = 100$ V ja vahelduvkomponendist $U_m = 85$ V. Kahe ülejäänud elektroodpaari toitepinged on võrdsed ja nende väärus on $u_B = u_C = 57,5$ V. Nagu on näha jooniselt 3.3, tekib põhiline pingelang elektroodidel, mis tuleneb sellest, et elektroodi juhtivus $\sigma_2 = 3 \cdot 10^3$ S/m on oluliselt halvem vedelmetalli juhtivusest $\sigma_1 = 1,04 \cdot 10^6$ S/m. On teada, et mida parema elektrijuhtivusega on materjal, seda raskem on tekitada potentsiaalide erinevust. Materjalil on kergelt liikuma pääsevate vabade elektronide tõttu niiöelda potentsiaali tasakaalustamisvõime.



Joonis 3.3. Potentsiaalide jaotus kaarleekahjus, ajahetkel $t = 0,125$ s

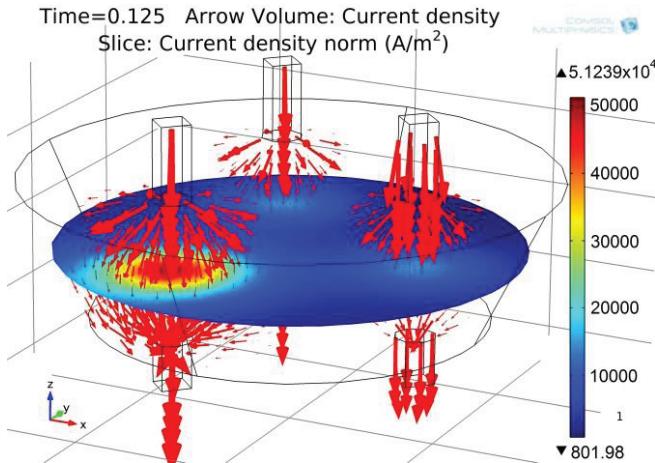
3.4 Kolmemõõtmeline voolutiheduste jaotus

Vaatleme voolutiheduse jaotust samal sagedusel ja ajahetkel nagu potentsiaalide jaotust joonisel 3.3. Joonisel 3.4 näeme, et voolukontuurid sulguvad ühe toiteallika piires – ülemisest elektroodist otse alla vastaselektroodi. Võttes vertikaaltasapinna läbi ülemiste elektroodide, saame määrrata voolutihedused elektroodides. Maksimaalse toitepingega elektroodis on voolutihedus $J_A = 6,18 \cdot 10^5$ A/m², mida elektroodi ristlõikepindalaga $S = 0,058$ m² korrutades saame arvutada hetkvoolu i_A , mis langeb kokku valemiga 2.3 järgi arvutatuga.



Joonis 3.4. Voolutihedused ülemistes elektroodides ja voolukontuurid vedelmetallis toitepinge 2 Hz sageduse korral ajahetkel $t = 0,125$ s

Joonisel 3.5 on toodud voolutiheduse jaotus samal ajahetkel horisontaaltasapinnas vedelmetalli keskel. Kuna vedelmetalli läbimõõt on elektroodi omast oluliselt suurem, siis on ka voolutihedus väiksem (voolukontuurid ruumis panduvad).



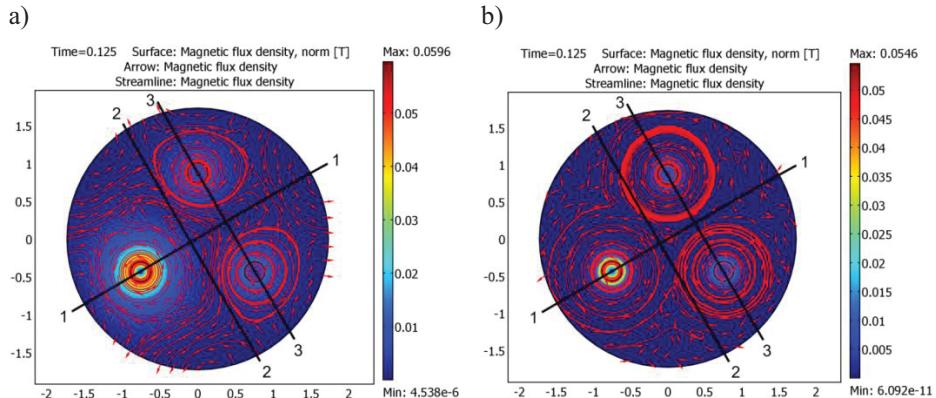
Joonis 3.5. Voolutiheduse jaotus horisontaaltasapinnas vedelmetalli keskel

3.5 Magnetvoo tiheduse jaotus kahemõõtmelise mudeli korral

Vaatleme esmalt lihtsustatud mudelina kahemõõtmelise magnetvoo tiheduse jaotust pealtvaates jällegi ajahetkel $t = 0,125$ s sagedusel 2 Hz. Olgu toitepingeteks taas $u_A = 185$ V ja $u_B = u_C = 57,5$ V (vt tabel 2.3). Kahemõõtmelise mudeli kasutamisel on üks oluline eelis kolmemõõtmelise mudeli ees – nimelt arvutuste maht. Kui on vaja hinnata mitte väga täpselt magnetvoo tiheduse jaotust paljudel erinevatel sagedustel, siis on kahemõõtmeline mudel hea abivahend. Selleks, et näha magnetvoo tiheduse B jaotumist kahemõõtmeliselt kogu vedelmetalli ristlõike ulatuses, valime üle kogu ristlõike kolmes erinevas kohas sirged, millel toome välja magnetvoo tiheduse jaotuse.

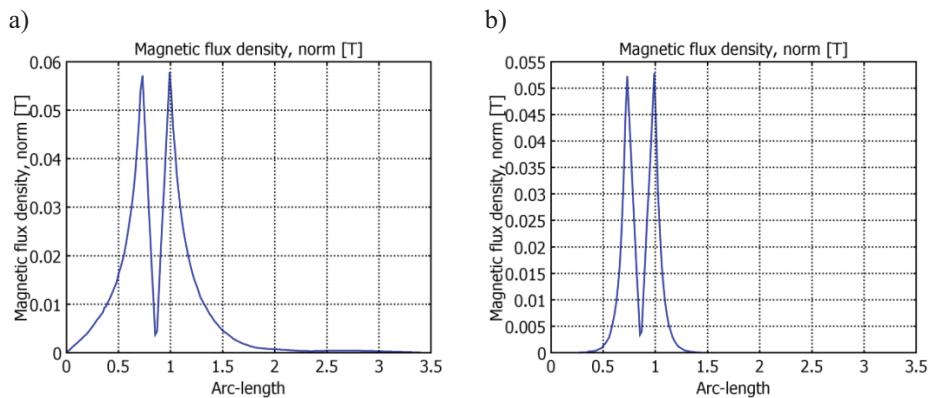
Joonisel 3.6a toodud magnetvoo tiheduse jaotuse korral sagedusel 2 Hz tuleb märkida, et kahemõõtmelise mudeli korral liiguvalt voolud otse ülemistest elektroodidest alumistesse, mis tähendab, et voolutiheduse jõujooned ruumis ei pundu. See omakorda tähendab, et magnetvoo tihedus elektroodi läheosal on kolmemõõtmelise arvutuse omast pisut suurem (magnetvootihedusel pole võimalik minna z -telje suunas). Küll aga annab kahemõõtmeline magnetvoo tiheduse arvutus lihtsustatud ettekujutuse selle jaotumisest. Joonisel 3.6b on võrdluseks näidatud magnetvoo tiheduse jaotus ka 50 Hz korral.

Nagu on näha joonistelt 3.7...3.9, kahaneb elektroodi keskel magnetvoo tihedus B praktiliselt nullini. See on seletatav asjaoluga, et elektroodi sees on nn voolutorude magnetvälja jõujooned üksteisele vastassuunas ja kompenseerivad üksteist. Järgi jäädvad ainult elektroodi pinnale lähemal olevate voolutorude magnetväljad. Näide magnetvoo tiheduse muutusest ajas mööda joont 2 on joonisel 3.10.



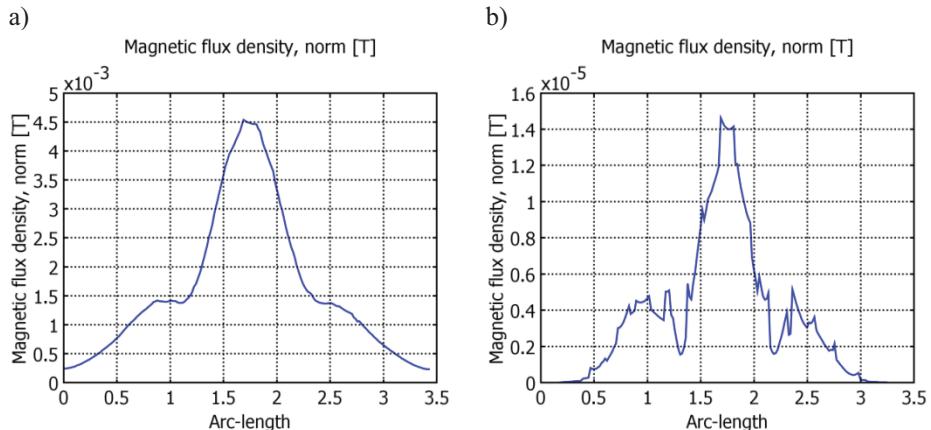
Joonis 3.6. Magnetvoo tiheduse B jaotus 2D-mõõtmelisel arvutusel.

a – sagedusel 2 Hz ; b – sagedusel 50 Hz



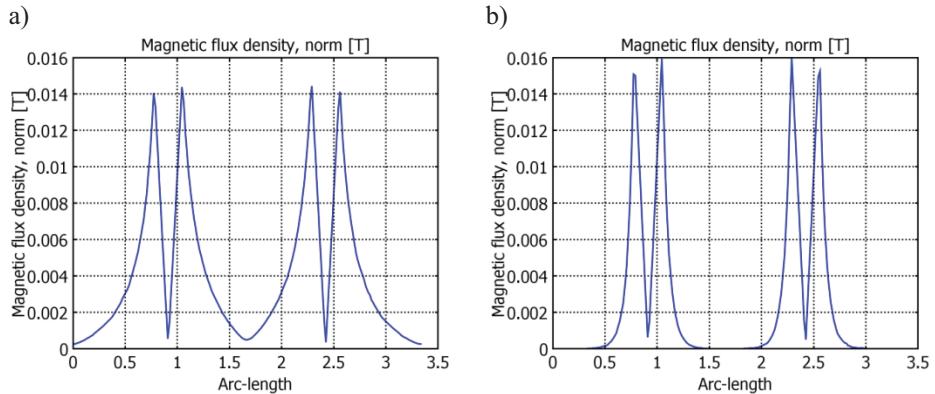
Joonis 3.7. Magnetvoo tiheduse B jaotus mööda joont 1 joonisel 3.6.

a – sagedusel 2 Hz (joonis 3.6a); b – sagedusel 50 Hz (joonis 3.6b)



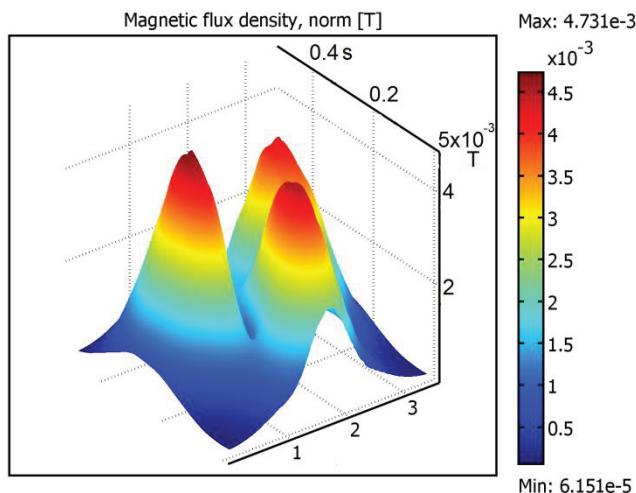
Joonis 3.8. Magnetvoo tiheduse B jaotus mööda joont 2 joonisel 3.6.

a – sagedusel 2 Hz (joonis 3.6a); b – sagedusel 50 Hz (joonis 3.6b)



Joonis 3.9. Magnetvoo tiheduse B jaotus mööda joont 3 joonisel 3.6.

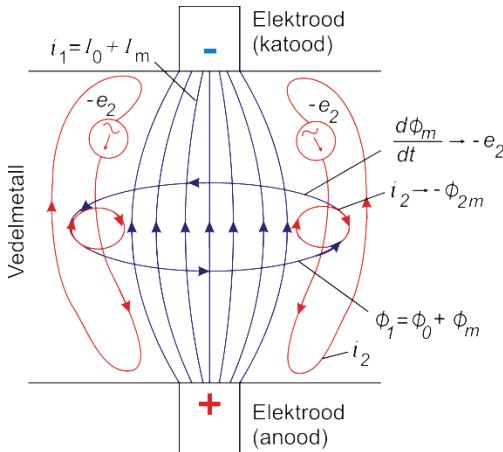
a – sagedusel 2 Hz (joonis 3.6a); b – sagedusel 50 Hz (joonis 3.6b)



Joonis 3.10. Magnetvoo tiheduse muutus joonel 2 joonisel 3.6a integreerituna üle aja $t = 0 \dots 0.5$ s.

Joonisel 3.11 on lihtsustatult selgitatud, miks primaarvoolu vahelduvkomponendi sageduse suurenedes summaarne magnetvootihedus vedelmetallis langeb.

Kui elektroodpaari vool on $i_1 = I_0 + I_m$, kus I_0 on voolu alaliskomponent ja I_m vahelduvkomponent, siis põhjustab see vool vedelmetallis magnetvoo $\phi_1 = \Phi_0 + \Phi_m$, mille ajas muutuv komponent $d\Phi_m/dt$ kutsub vedelmetallis esile vastuelektrumotoorjõu $-e_2$ tekke. Viimane tekitab elektroodide voolule vastasuunalise voolu i_2 , mida ümbritseb omakorda magnetvoog $-\Phi_{2m}$. Indutseeritud voolu i_2 poolt tekitatav magnetvoog $-\Phi_{2m}$ on vastasuunaline voolu i_1 poolt tekitatud magnetvoole Φ_m . Mida kõrgem on vahelduvkomponendi I_m sagedus, seda tugevamad on vastuelektrumotoorjõud $-e_2$, vool i_2 ja selle magnetvoog $-\Phi_{2m}$. Summaarne magnetvoog on ϕ_1 ja $-\Phi_{2m}$ summa, mis vähenebki, kui vahelduvkomponendi sagedus suureneb.



Joonis 3.11. Lihtsustatud primaar- ja sekundaarahela voolukontuurid ning nende magnetvood

Kõrgema toitepingesageduse kasutamine (näiteks 50 Hz), kutsub elektroodides olevates vooludes esile ka teatud pinnaefekti, mida on ilmekalt kirjeldatud artiklites [17] ja [18]. Pinnaefekti sügavuse suhetise suuruse saab arvutada seosega (3.1), mis näitab meetrites, kui sügaval on voolutihedus elektroodi pinnast vaadatuna langenud näiteks eksponendi $e = 2,71$ korda:

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi \mu \sigma f}}; \quad (3.1)$$

siin δ – pinnaefekti suhteline sügavus, m;
 μ – materjali magnetiline läbitavus, H/m;
 σ – elektriline juhtivus, S/m;
 f – toitesagedus, Hz.

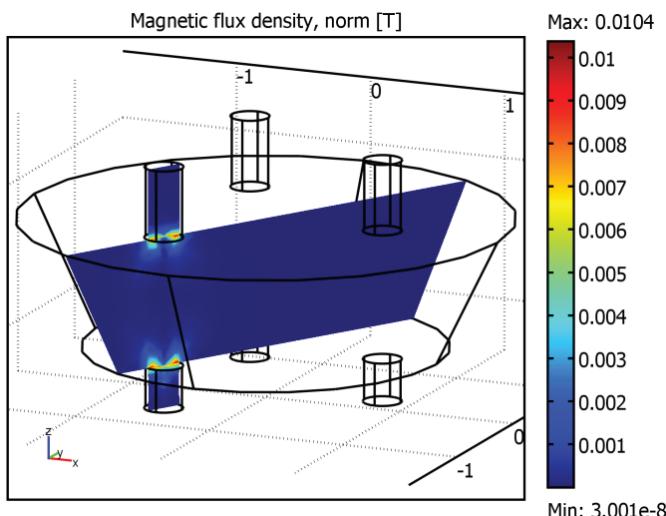
Kuna käesoleva uurimistöö fookus on vedelmetalli segamisel (kus voolu pinnaefekti osakaal on väga väike) ja vaatluse all on suhteliselt madalad vahelduvvoolu sagedused (0...5 Hz), millele on veel alalisvoolu komponent, siis pinnaefekti eraldi uurimisobjektiks hetkel ei võeta.

3.6 Magnetvoo tiheduse jaotus kolmemõõtmelise mudeli korral

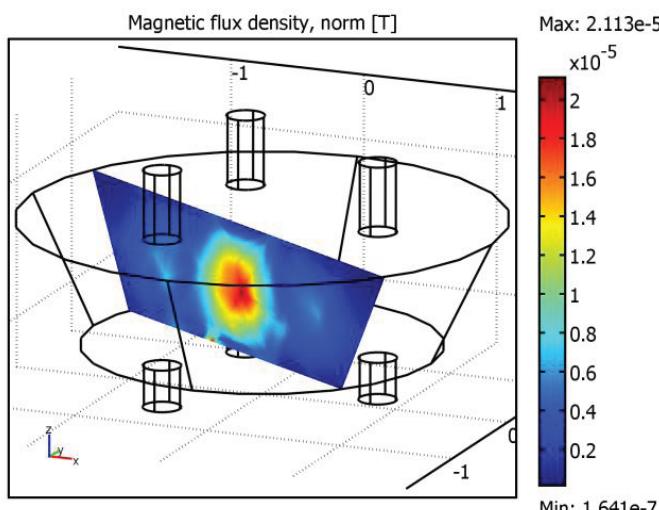
Pärast kahemõõtmeliste magnetväljade analüüsiga vaatleme objekti kolmemõõtmeliselt. Esmalt vaatleme magnetvoo tiheduse jaotust joonisel 3.6 näidatud joont 1 mööda.

Kolmemõõtmelisest magnetvälja arvutusest selgub, et magnetvoo tihedus on võrreldes kahemõõtmelise arvutuse tulemusega oluliselt väiksem (vt joonised 3.12....3.14). See on seletatav asjaoluga, et kolmemõõtmelises arvutuses läheb osa magnetväljast z -tasandisse. Teiseks, kogu vool ei lähe mitte otse ülevalt alla nagu kahemõõtmelises arvutuses, vaid jaotub kogu vedelmetalli ruumalas vastavalt joonisel 3.5 toodule. Maksimaalne magnetvoo tihedus $B_{max} = 10,4$ mT tekib elektroodi servades, sest seal on teatud pinnaefekti tõttu ka maksimaalne

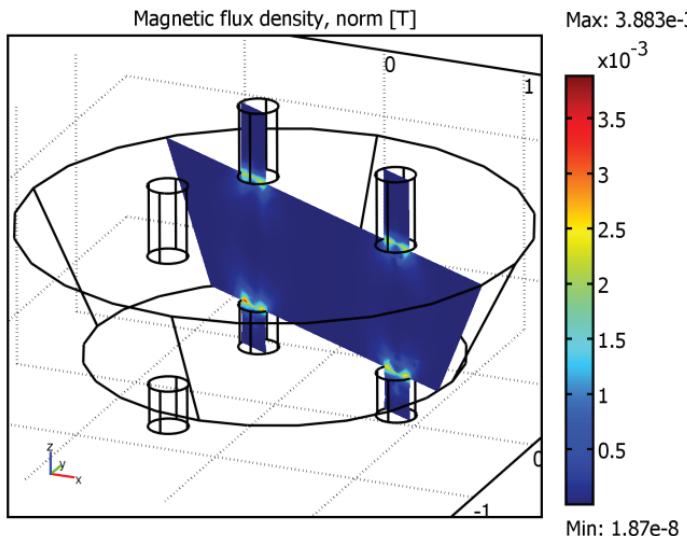
voolutihedus. Olgu öeldud, et nii magnetvoo tihedus, kui ka ülejääenud arvutatud suurused sõltuvad aga suuresti valitud arvutusvõrgustiku tihedusest. Seega väga väikesel alal tekkivatesse arvväärtustesse (elektroodi servades) tasub suhtuda teatud reservatsiooniga (eeldab äärmiselt väikeste mõõtmetega elemente).



Joonis 3.12. Magnetvoo tiheduses jaotus mööda joont 1 joonisel 3.6 ajahetkel $t = 0,125\text{s}$, vahelduvkomponendi sagedusega 2Hz



Joonis 3.13. Magnetvoo tihedus mööda joont 2 joonisel 3.6 ajahetkel $t = 0,125\text{ s}$, vahelduvkomponendi sagedusega 2Hz



Joonis 3.14. Magnetvoo tihedus mööda joont 3 joonisel 3.6 ajahetkel $t = 0,125$ s, vahelduvkomponendi sagedusega 2Hz

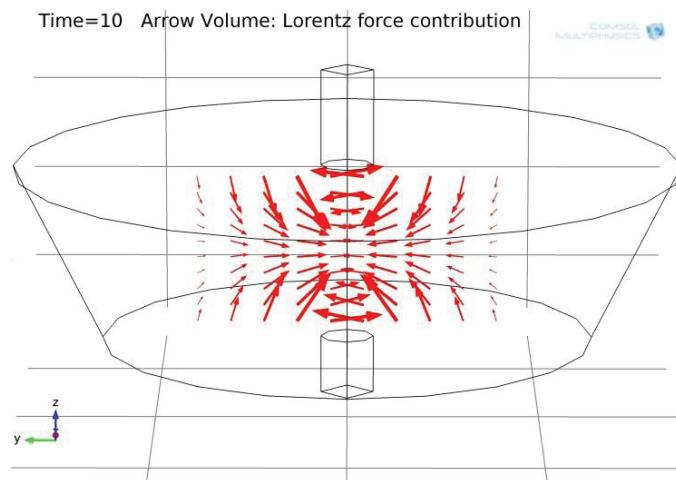
3.7 Lorentzi jõudude kolmemõõtmelised arvutused

Selleks, et Lorentzi jõudude segamisprotsessi põhimõtet paremini kirjeldada, vaatleme esialgu tabelis 2.1 toodud mõõtmetega kaarleekahju, kus sümmeetrialetzel paikneb vaid üks elektroodpaar (joonis 3.15). Elektroodidele rakendatakse alalispinge, mis on väärthuselt võrdne alalis- ja vahelduvpinge summa efektiivväärusega 116,673 V vastavalt valemile (1.4). Nimetatud toitepinge korral saame maksimaalseks voolutiheduseks elektroodis $J_A = 4,58 \cdot 10^5$ A/m² ja vedelmetalli keskel $J = 3,64 \cdot 10^4$ A/m², mis tähendab alalisvoolu tugevust $I = 26,5$ kA. Sellise voolutugevuse korral saame vedelmetallil magnetvoo tiheduse maksimaalväärtuseks $B_{max} = 16,5$ mT. Kui on teada nii voolu- kui ka magnetvootiheduse jaotus, siis saame Lorentzi seaduse (2.15)...(2.17) järgi arvutada jõutihedused. Nagu selgub jooniselt 3.13, on elektroodide all, kus on kõige suurem voolutihedus ja magnetvootihedus, ka kõige suuremad Lorentzi jõud.

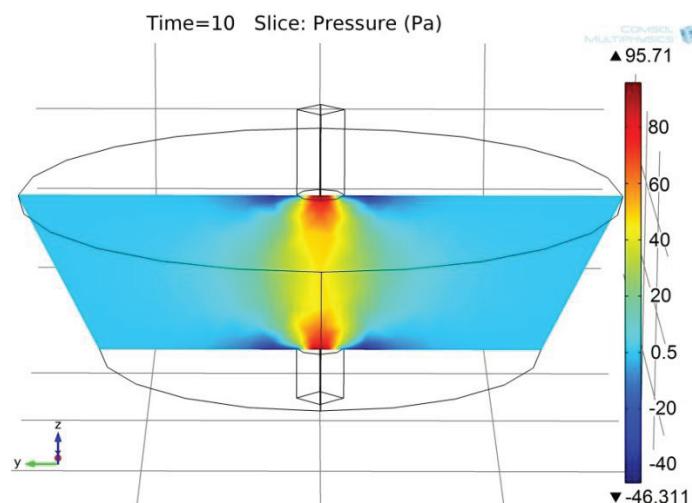
Lorentzi jõudude tekkimist võiks iseloomustada Ampère'i seadusega kahe paralleelse samasuunalise juhtme korral, kus elektroodide lächedal on kujutletavad „voolutorud“ üksteisele väga lähedal ja toimub voolutorude kokkutõmbumine. Elektroodide vahel, kus vool on ruumis rohkem hajunud, on voolutorude vahakaugused suuremad ja voolutihedus ühe ruutmeetri kohta väiksem, mis tähenదab, et ka magnetvoo tihedus on väiksem. Sellest omakorda järeltub, et ka Lorentzi jõud on vedelmetalli keskel väiksemad. Sarnastele järelustele on jõutud ka artiklites [52] ja [53], kus ei vaadelda küll otseselt Lorentzi jõudude tekkimist vedelmetallil, vaid kaarleegi plasmas, ent jõudude tekkimise põhimõte on sarnane. Lorentzi jõudude logaritmilist jaotust ühes tasapinnas iseloomustab joonis 3.15, kus suuremad nooled näitavad suuremaid jõudusid ja jõudude

suunda ning väiksemad nooled väiksemaid jõudusid ja jõudude suunda. Maksimaalseteks jõutihedusteks elektroodi all saame $F_x = 4045 \text{ N/m}^3$, $F_y = 4089 \text{ N/m}^3$ ja $F_z = 3493 \text{ N/m}^3$. Märgime, et jõutiheduse komponentide suurus x -, y - ja z -telje sihis ei muutu, kui muuta voolu suunda.

Kui on teada Lorentzi jõud ühe ruumalaühiku kohta, siis on võimalik välja arvutada ka röhk, mis tekib Lorentzi jõudude poolt vedelmetalli kokkusurumisel. Joonisel 3.16 on ühe elektroodpaari näitel selgelt näha, et üleröhk tekib seal, kus on kõige suuremad jõutihedused.

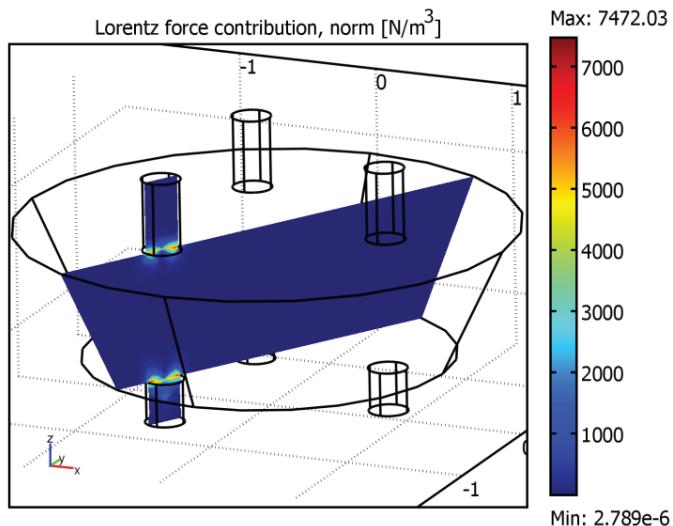


Joonis 3.15. Lorentzi jõudude jaotus ühe elektroodpaari kaarleekahju korral

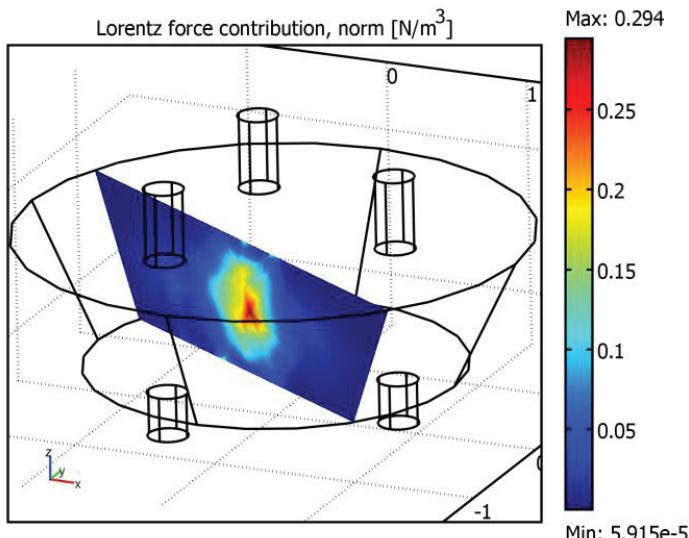


Joonis 3.16. Röhu jaotumine vedelmetallis, mis on põhjustatud Lorentzi jõududest

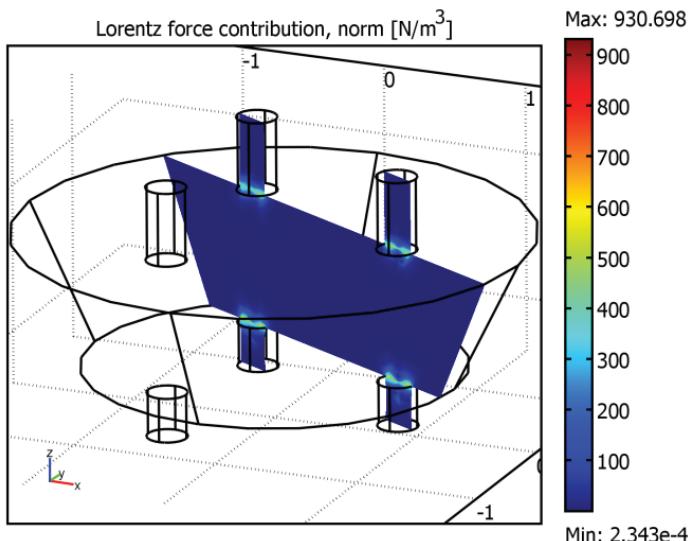
Edasi vaatleme jõutiheduste F_x , F_y ja F_z summaarväärtusi kolme elektroodipaariga kaarleekahju korral sagedusel 2 Hz ajahetkel $t = 0,125$ s. Nagu selgub joonistelt 3.17 kuni 3.19, on kõige suuremad jõud elektroodide all.



Joonis 3.17. Jõutiheduste jaotus mööda joont 1 joonisel 3.6 ajahetkel $t = 0,125$ s



Joonis 3.18. Jõutiheduste jaotus mööda joont 2 joonisel 3.6 ajahetkel $t = 0,125$ s



Joonis 3.19. Jõutiheduste jaotus mööda joont 3 joonisel 3.6 ajahetkel $t = 0,125$ s

Etteruttavalt võib öelda, et Lorentzi jõudude suurus vedelmetallis sageduse kasvades vahemikus 0...50 Hz oluliselt ei muutu. Indutseeritud Lorentzi jõudude osakaal võrreldes jõududega, mis on määratud primaarvoolu ja magnetvoo tihedusega, on kaduvväike. See asjaolu ilmneb ka vedelmetalli voolamiskiiruste arvutusest peatükis 4.

4. KOLMEMÕÖTMELISED VEDELMETALLI VOOLAMISARVUTUSED

4.1 Reynoldsi kriteeriumi arvväärtuse määramine

Uurimised, mis algasid eelmise sajandi keskpaigas, näitavad, et põhimõtteliselt võib eristada kahte põhilist vedeliku voolamisviisi – laminaarne voolamine ja turbulentne voolamine. Laminaarse voolamise korral liigub vedelik kihiliselt, kusjuures voolu trajektoor on korrapärase kujuga. Turbulentse voolamise korral on trajektoorid keerulise kujuga ja muutuvad pidevalt. Kogu vool on täidetud pööristega, mis põhjustab vedeliku segunemist. Inglise füüsik Osborne Reynolds näitas 1883. a katseliselt ja põhjendas ka teoreetiliselt, et laminaarne või turbulentse voolamise esinemine sõltub teatud suuruste suhest, mida hiljem hakati nimetama Reynoldsi kriteeriumiks või arvuks [22], [23]:

$$Re = \frac{\rho_1 V L}{\vartheta}, \quad (4.1)$$

kus ρ_1 – vedelmetalli tihedus ehk vedelmetalli massi ja ruumala suhe,

$$\rho_1 = \frac{m}{V} \left[\frac{kg}{m^3} \right];$$

V – vedelmetalli voolamise kiirus (keskmne kiirus), m/s;

L – lineaarmõõde (kaarleekahju keskmne läbimõõt), m;

ϑ – vedelmetalli kinemaatilise viskoossuse tegur.

Reynoldsi arv on ühikuta suurus. Reynoldsi katsed näitasid, et esineb nn kriitiline Reynoldsi arv, mis määrab vedeliku liikumise iseloomu. Kui Reynoldsi arv on kriitilisest väärustest väiksem, siis esineb laminaarne voolamine. Kriitilise arvu ületamisel tekib turbulentne voolamine. Reynoldsi arvu kriitiliseks väärusteks on $Re_{kr} \approx 2320$. Reynoldsi arvu leidmiseks on vaja teada kinemaatilise viskoossuse tegurit. Kinemaatilise viskoossuse tegur ϑ näitab dünaamilise viskoossuse μ_2 suurust tiheduse ühiku kohta ja on arvutatav seosega

$$\vartheta = \frac{\mu_2}{\rho_1}. \quad (4.2)$$

Dünaamilise viskoossuse tegur μ_2 sõltub aga temperatuurist ja rõhust. Käesoleva mudeli korral vaatleme metalli segamist olukorras, kui kogu metalli mass on juba sulas olekus. See tähendab, et viime sisse lihtsustuse ja ütleme, et vedelmetalli temperatuur on kogu massi ulatuses ühtlaselt 1873 K ehk ca 1600 °C. Käsiraamatu [48] abil saame määräta selle temperatuuri juures vedelmetalli dünaamilise viskoossuse, mis on $\mu_2 = 5,03 \text{ Pa}\cdot\text{s}$. Rõhu kasvades sulamетalli viskoossus enamasti suureneb. Et aga viskoossuse kasv on märgatav ainult väga suurte rõhumuutustele korral, siis kaarleekahju juhul, kus vedelmetalli ekstra rõhu all ei hoita, sellega üldjuhul arvestama ei pea. Vedelmetalli tiheduse parameetrid saame samast käsiraamatust [48], $\rho_1 = 7024 \text{ kg/m}^3$.

Arvutused näitavad, et Reynoldsi arv jäab antud lahenduse korral suurusjärku $Re \approx 1,9 \cdot 10^6$. Sarnase suurusjärguga Reynoldsi arvuni Lorentzi jõududest tuleneva voolamise korral on jõutud ka kaarleekahju käsitlevas artiklis [69].

Teisendades valemi (4.1) kaarleekahju jaoks Cartesiuse koordinaatidesse, saame kirjutada x -, y - ja z -telje jaoks:

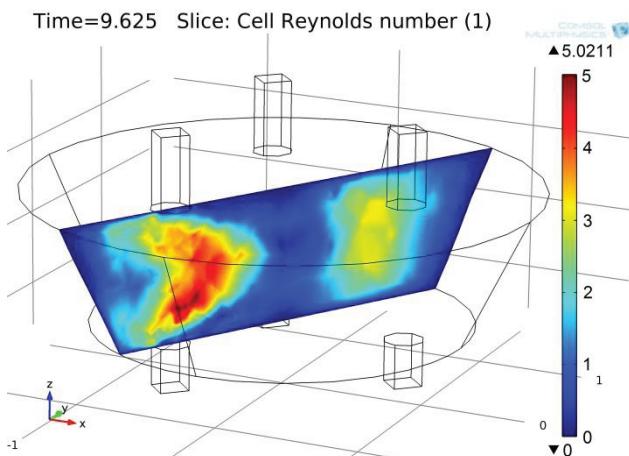
$$Re_x = \frac{\rho_1 u \Delta L_x}{\vartheta}; \quad (4.3)$$

$$Re_y = \frac{\rho_1 v \Delta L_y}{\vartheta}; \quad (4.4)$$

$$Re_z = \frac{\rho_1 w \Delta L_z}{\vartheta}. \quad (4.4)$$

Need on Reynoldsi arvu lokaalsete väärustute võrrandid, sest u , v ja w on lokaalse punkti voolamiskiirused ehk kiirusvektori \vec{V} projektsioonid koordinaattelgedel, $\vec{V} = \vec{V}(u, v, w)$. Lineaarmõõtmed ΔL_x , ΔL_y , ΔL_z on aga suhtelised pikkused, mis sõltuvad arvutusvõrgustiku elementide mõõtmetest. Lõplike elementide meetodi rakendustes võetakse lokaalse elemendi mõõtmeteks $\Delta L_x = x(i+1, j, k) - x(i-1, j, k)$, $\Delta L_y = y(i, j+1, k) - y(i, j-1, k)$, ja $\Delta L_z = z(i, j, k+1) - z(i, j, k-1)$, kus i , j ja k on ühikvektorid vastavalt telgedel x , y ja z . Seega sõltub lokaalne Reynoldsi arv antud juhul ka valitud arvutusvõrgustiku tihedusest (elementide suurusest, vt joonis 3.2), ent Reynoldsi arvu suhtelise suurusjärgu hindamiseks peaks valitud arvutusvõrgustiku tihedus olema piisav. Lokaalne Reynoldsi arvu ligikaudseks arvutamiseks saame elemendi lineaarmõõtme leida jagades vedelmetalli katla ruumala $6,42 \text{ m}^3$ kaarleekaju arvutusteks valitud elementide arvuga 66 148. Saame elemendi keskmise ruumala, mis väga palju ei erine elemendi lineaarmõõtmest.

Lokaalne Reynoldsi arvu täpsemaks hindamiseks kasutame modelleerimistarkvara ja võtame vaatlushetkeks ajahetke 9,625 s (joonis 4.1), sest siis on vedelmetalli voolamine saavutanud juba väljakujunenud voolamiskiiruse ning ajahetk 9,625 s vastab toitepinge väärustute mõttes 2 Hz sageduse korral ajahetkele 0,125 s, mida vaatlesime eelnevalt peatükis 3.



Joonis 4.1. Lokaalne Reynoldsi arv

Nagu jooniselt 4.1 selgub, on lokaalne Reynoldsi arv suhteliselt väike, mis näitab, et järelikult on tagatud voolamisarvutuste jaoks vajalik täpsus (elemendid on piisavalt väikeste mõõtmetega). Üldisest Reynoldsi arvust järeltäpsus, et meil tuleb vedelike voolamiste arvutamiseks kasutada turbulentse voolamise talitlus.

4.2 Navier-Stokesi ja Reynoldsi võrrandid

Kui Euleri võrranditesse (hõõrdevaba liikumise võrrandid) viia sisse viskoos-susest tingitud hõõrdejõud, mis määratatakse reaalvedeliku liikumise diferent-siaalvõrranditest, saame Newtoni sisehõõrdeseaduse alusel Cartesiuse koordi-naatides:

$$\rho_1 \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x} + \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + \tilde{F}_x; \quad (4.5)$$

$$\rho_1 \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = - \frac{\partial p}{\partial y} + \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + F_y; \quad (4.6)$$

$$\rho_1 \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = - \frac{\partial p + \rho_1 g z}{\partial z} + \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + F_z; \quad (4.7)$$

kus u – voolamiskiirus x -telje suunaline, m/s;

v – voolamiskiirus y -telje suunaline, m/s;

w – voolamiskiirus z -telje suunaline, m/s;

p – rõhk, Pa;

ρ_1 – vedelmetalli tihedus, kg/m³;

F_x, F_y ja F_z – jõutihedused vastavalt x -, y - ja z -telje sihis, N/m³;

g – gravitatsioonikonstant, m/s²;

t – aeg, s.

Võrrandeid (4.5)...(4.7) nimetatakse Navier-Stokesi võrranditeks. Klassikalises hüdrodünaamikas lahendatakse nende alusel enamik voolamisprobleeme. Lokaalse inertsjõu all võrrandi vasakpoolses osas mõeldakse kohtkiirendust, mis vastab kuligliikumise kiiruse muutumisele ajas. Konvektiivse inertsjõu all mõeldakse kiirendust, mis vastab pöörlemiskiiruse muutumisele ruumis. Vedeliku voolamise kiirenduste ja tiheduse korruutised võrrandi vasakul poolel on võrdli-sed rakendatud jõududega võrrandi paremal poolel [22].

Kirjutades Navier-Stokesi võrrandid (4.5)...(4.7) kompaktsest vektorkujul ja lugedes vedeliku ruumala konstantsel temperatuuril muutumatuks, saame:

$$grad \left(\rho_1 \frac{V^2}{2} + p + \rho_1 g z \right) = - \rho_1 \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} - \rho_1 (rot \vec{V}) \times \vec{V} + \mu_2 \nabla^2 \vec{V} + \vec{F}; \quad (4.8)$$

$$\nabla \cdot \vec{V} = 0, \quad (4.9)$$

kus *grad* on gradient ehk ruumilise muutumise kiirus, väljendades suuruse muutust pikkusühiku kohta;

$\vec{V} = \vec{V}(u, v, w)$ – vedeliku voolamise kiirusvektor, mille projektsioonid

koordinaattelgedel on vastavalt u , v ja w , m/s;

μ_2 – vedelmetalli dünaamiline viskoossus, Pa·s;

p – rõhk, Pa;

g – gravitatsioon, m/s²;

z – Cartesiuse koordinaattelg;

ρ_1 – vedelmetalli tihedus, kg/m³;

$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t}$ – lokaalne inertsjõud;

$\text{rot} \vec{V}$ – voolamise pööriskomponent;

\vec{F} – Lorentzi jõutiheduste vektor, N/m³;

∇ – nabla, mis kujutab endast sümbolilist diferentsiaalset Hamiltoni vektoroperaatorit. Ristkoordinaatides väljendub see operaator kujul

$$\nabla = i \frac{\partial}{\partial x} + j \frac{\partial}{\partial y} + k \frac{\partial}{\partial z}, \text{ kus } i, j \text{ ja } k \text{ on ühikvektorid telgedel } x, y \text{ ja } z [25].$$

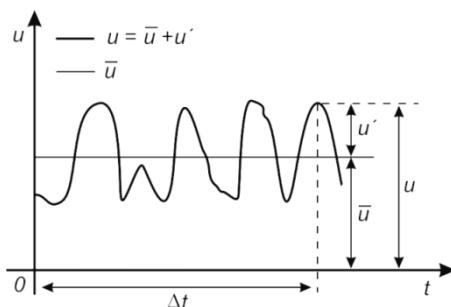
Kui Navier-Stokesi võrrandites asendada aktuaalsuurused nende ajas keskmistatud väärustega ja pulsatsioonide summaga ning viia läbi keskmistamine, siis saadakse nn Reynoldsi võrrandid [23].

$$\rho_1 \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \rho_1 \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} + \nabla \cdot (\overline{\rho_1 u' \otimes u'}) = -\nabla P + \nabla \cdot \mu_2 (\nabla \vec{V} + (\nabla \vec{V})^T) + \vec{F}; \quad (4.10)$$

$$\nabla \cdot \vec{V} = 0; \quad (4.11)$$

kus u' on voolamise pulsatsioonikiirus ja \otimes tähistab ülejäänud voolamisvektore komponente.

Jälgedes vektori $\vec{V}(u, v, w)$ komponendi u voolamiskiirust aja Δt ulatuses joonisel 4.2, näeme, et see kõigub teatud statistilise keskmise vääruse \bar{u} ümber. Pulsatsioonikiiruse u' all on mõeldud kõrvalekallet keskmisest voolamiskiirusest. Pulsatsioonikiiruste arvessevõtmine ongi turbulentse voolamise võrrandite põhimõtteline erinevus laminaarse voolamise võrranditest.

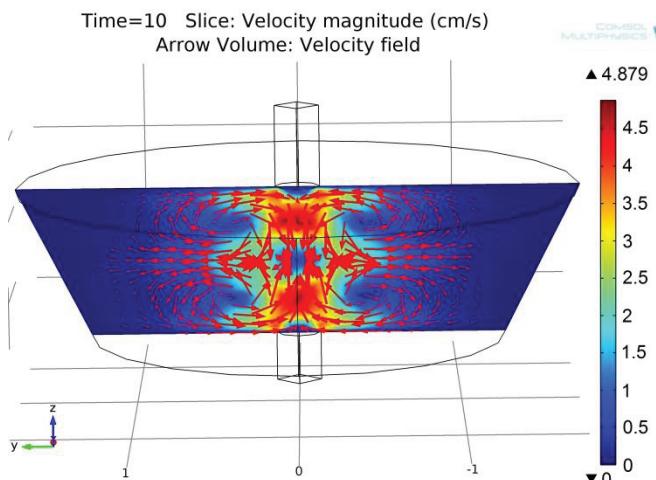


Joonis 4.2. Voolamiskiiruse u komponendid. Pulsatsioonikiirus u' ja keskmise voolamiskiiruse \bar{u} (x-telje sihiline)

4.3 Kolmemõõtmeline vedelmetalli voolamise arvutus lõplike elementide meetodil

Selleks, et elektromagnetilistest jõududest tingitud vedelmetalli voolamist arvutada lõplike elementide meetodil, peame tegema mõned lihtsustused. Esiteks vaatleme ainult Lorentzi jõududest tulenevat voolamist, mis tähendab, et ei võeta arvesse temperatuuride erinevust vedelmetalli ulatuses ja sellest tulenevaid vedelmetalli tsirkulatsioone. Temperatuurierinevustest tulenevat vedelmetalli voolamist ja selle osakaalu vaadeldakse hiljem peatükis 6 eraldi. Teiseks jätame mudelis arvesse võtmata elektroodide ja vedelmetalli vahel tekkiva kaarleegi, kuna kaarleek on omaette keerukas modelleerimisülesanne ja ei ole vedelmetalli segamise tööpõhimõtte kontrollimiseks praegu vajalik. Elektroodid on vedelmetalliga otseises kontaktis.

Esmalt vaatleme lihtsuse mõttes vedelmetalli voolamist ühe elektroodpaari näitel. Olgu meil jällegi elektroodpaarile rakendatud alalispinge 116,673 V, mille väärustus on võrdne alalis ja vahelduvpinge summa efektiivväärusega (valem 1.4). Vaatleme vedelmetalli voolamist näiteks 10 s möödumisel, joonis 4.3.

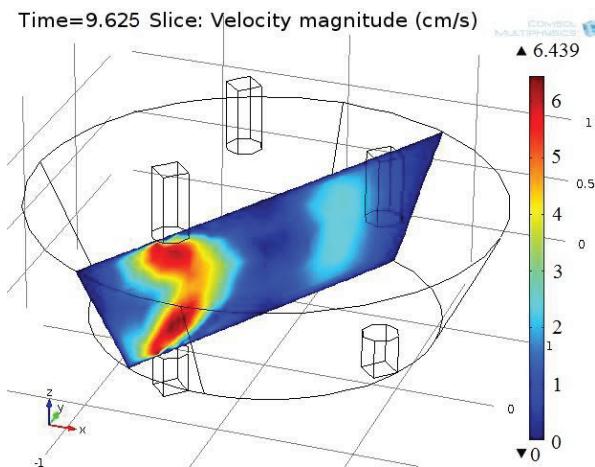


Joonis 4.3. Vedelmetalli voolamiskiirus ja suund vertikaaltasapinnas alalispingel 10ndal sekundil

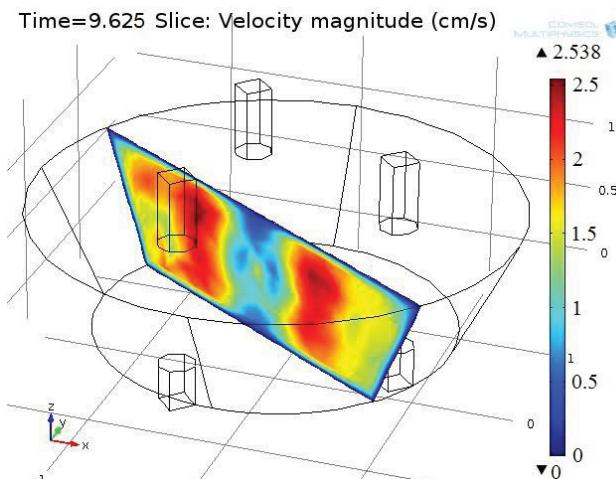
Nagu jooniselt 4.3 selgub, toimub vedelmetalli voolamine vastavalt Lorentzi jõududele (vt joonis 3.15). Nimelt elektroodi lähedal, kus voolutorude tihedus on suurim, on ka suurimad Lorentzi jõud, mis suruvad vedelmetalli kokku. Elektroodide vahelises ruumis vedelmetalli keskel, kus Lorentzi jõudude kontsentratsioon on väiksem, kuna vool ja magnetvootihedus on ruumis rohkem hajunud, toimub vedelmetalli väljavoolamine elektroodide vahelisest ruumist. Väljavoolamine toimub, kuna elektroodide vahel, vedelmetalli keskel, suudab vedelmetalli röhk ületada vedelmetalli voolutorusid kokkutõmbavaid Lorentzi jõude. Vedelmetalli voolamiste suund ei sõltu pinge polaarsusest. Sarnasele

voolamispõhimõtttele viitab ka artikkel [74], kus on käsitletud eksperimentaalset kaarleekahju, kus kogu kaarleekahju põhi on juhtiv, ent elektroodi lähedal tekivad voolamiskontuurid on põhimõtteliselt samasugused.

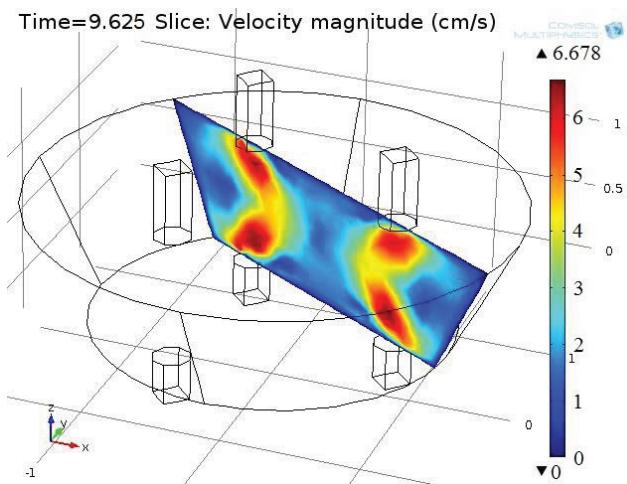
Järgnevalt vaatleme vedelmetalli voolamist kolme elektroodpaari näitel. Olgu toitepinged samad, mis joonisel 3.3, st vastavalt valemeile (1.1)...(1.3) $u_A = 185 \text{ V}$ ja $u_B = u_C = 57,5 \text{ V}$, toitesagedus on 2 Hz . Täpsuse huvides vaatleme ajahetke $9,625 \text{ s}$ joonistel 4.4...4.10, mil vedelmetalli lõplik voolamiskiirus on enamvähem välja kujunenud.



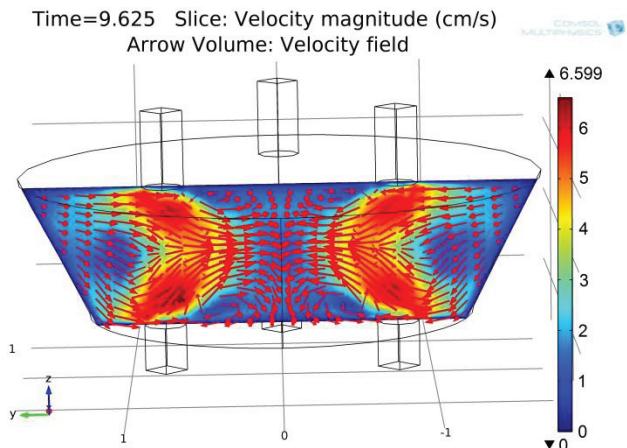
Joonis 4.4. Vedelmetalli voolamiskiirus ajahetkel $t = 9.625 \text{ s}$ elektroodi all, millel on maksimaalne vooluthedus



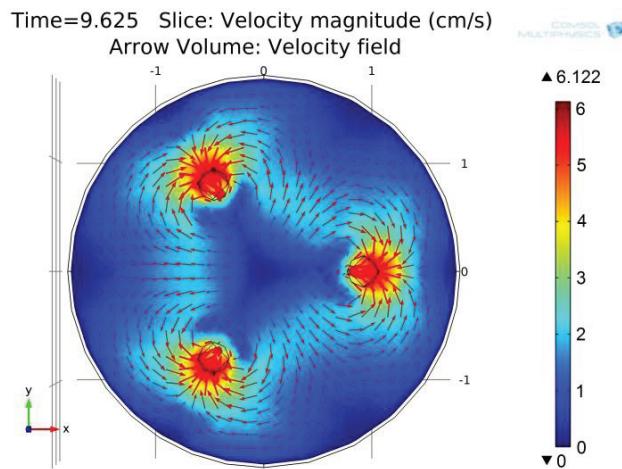
Joonis 4.5. Vedelmetalli voolamiskiirus ajahetkel $t = 9.625 \text{ s}$ elektroodide vahel



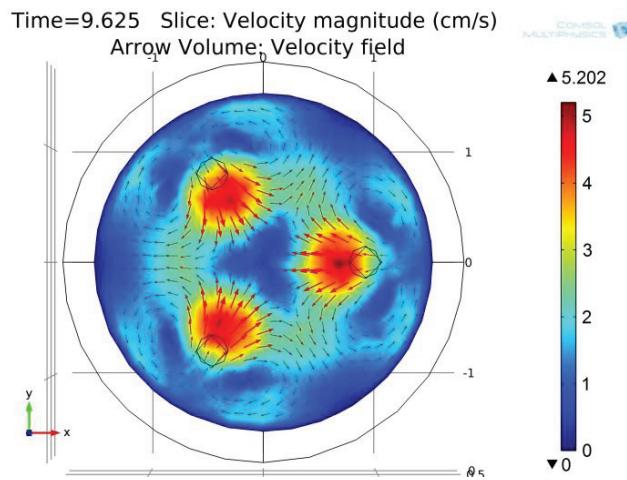
Joonis 4.6. Vedelmetalli voolamiskiirus ajahetkel $t = 9,625$ s kahe elektroodi all, millel on võrdsed voolutihedused



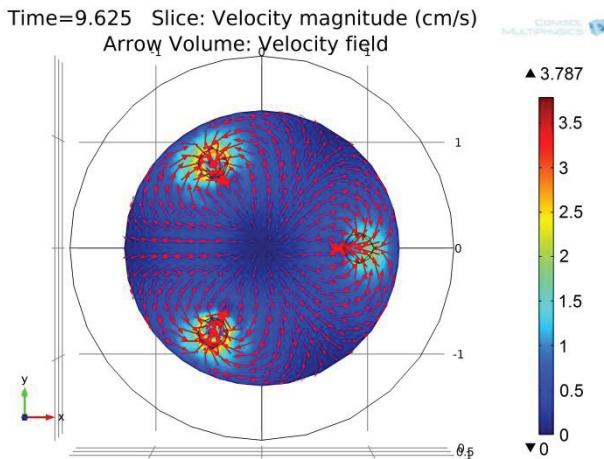
Joonis 4.7. Vedelmetalli voolamiskiirus ja suund vertikaaltasapinnas kahe elektroodi all



Joonis 4.8. Vedelmetalli voolamiskiirus ja suund horisontaaltasapinnas vedelmetalli pinnal pealtvaates



Joonis 4.9. Vedelmetalli voolamiskiirus ja suund horisontaaltasapinnas vedelmetalli keskel pealtvaates

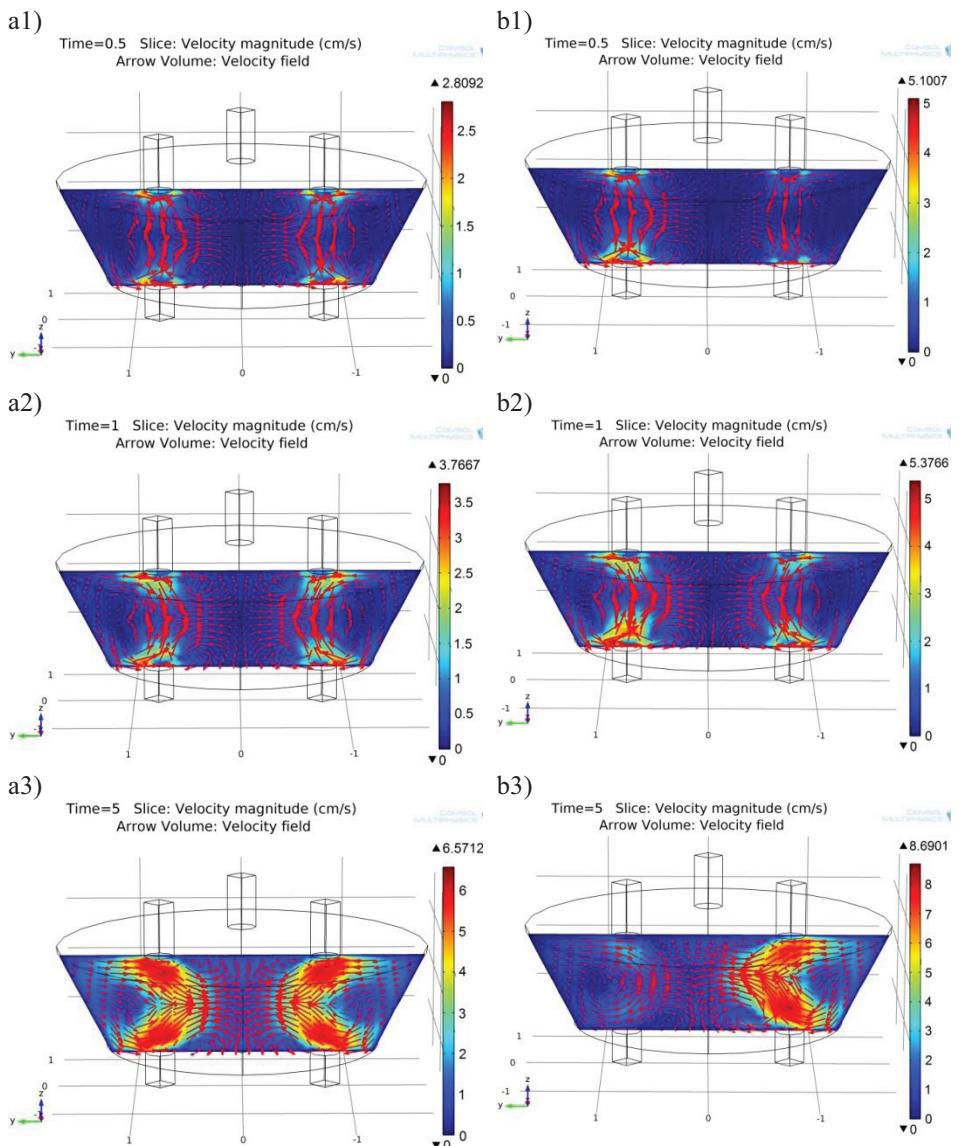


Joonis 4.10. Vedelmetalli voolamiskiirus ja suund horisontaaltasapinnas vedelmetalli põhjapinnal pealtvaates

Joonistelt 4.4...4.10 võib näha, et vedelmetalli voolamine on suunatud rohkem vedelmetalli katla keskele. See tuleneb asjaolust, et elektroodid on suhteliselt lähedal kaarleekahju seintele, kus tekib vedelmetalli voolamisele vasturõhk. Vedelmetallil on kergem voolata kaarleekahju keskele, kus vasturõhk puudub või on oluliselt väiksem. Joonistel 4.7 ja 4.9 on hästi näha, et tekivad vedelmetalli pöörised. Pööriseid on vähesel määral oma kaarleekahju korral kirjeldanud ka St. Petersburg State Polytechnical University teadlased koostöös ettevõtetega Soft Impact Ltd ja NPF artiklis [26].

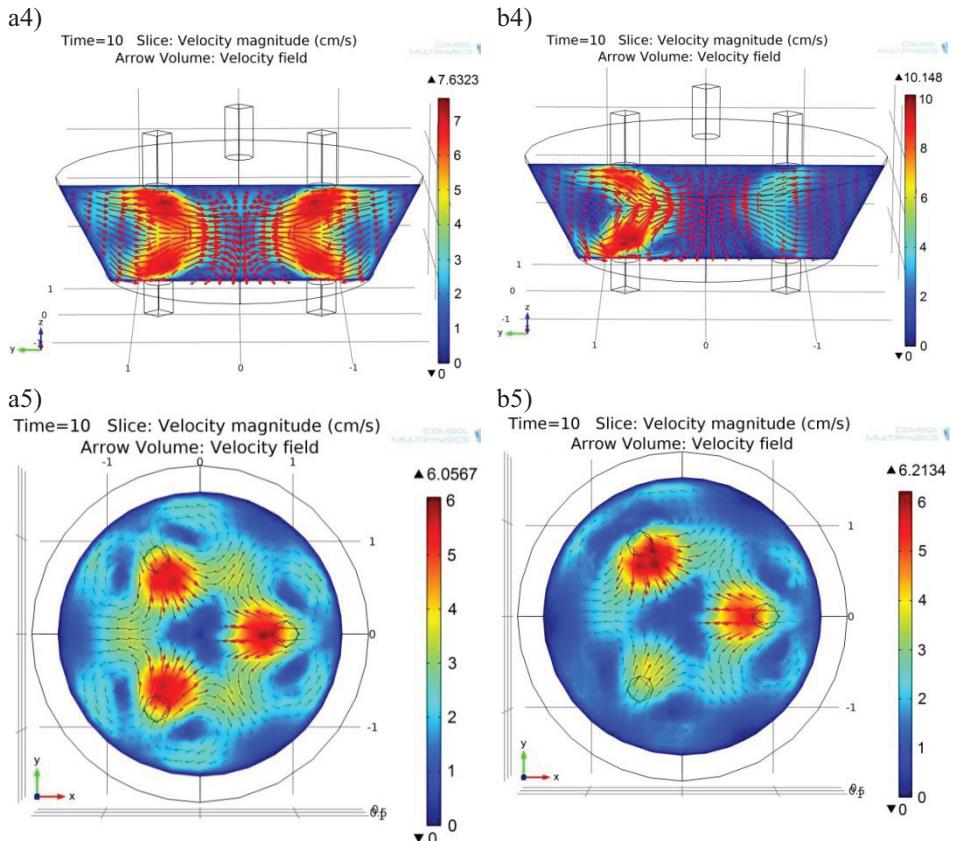
4.4 Vedelmetalli voolamine pinge vahelduvkomponendi erinevatel sagedustel

Eelnevad vedelmetalli voolamise arvutused said läbi viidud alalispingel, millele oli lisatud vahelduvkomponent toitesagedusega 2 Hz. Nüüd leiame, milline pingi vahelduvkomponendi sagedus võiks olla segamise mõttes kõige tõhusam. Selleks, et tulemused oleksid võrreldavad, vaatleme erinevaid vaheldupinge sagedusi nii, et kõikidel vaadeldavatel juhtudel oleks pingi efektiivväärtus ja võimsus sama. Pingi efektiivväärtus on arvutatav seosega (1.4) ja võimsus seosega (2.7). Võrdleme esialgu omavahel vedelmetalli segamist 10 sekundi jooksul alalispingel 116,673 V (joonised 4.11a1...4.11a5) ja alalispingel $U_0 = 100$ V, millele on juurde lisatud vaheldupinge komponent amplituudiga $U_m = 85$ V ja sagedusega 0,1 Hz, mille efektiivväärtus on võrdne alalispinge variandiga (joonised 4.11b1...4.11b5).



Joonis 4.11 järgneb lk 68

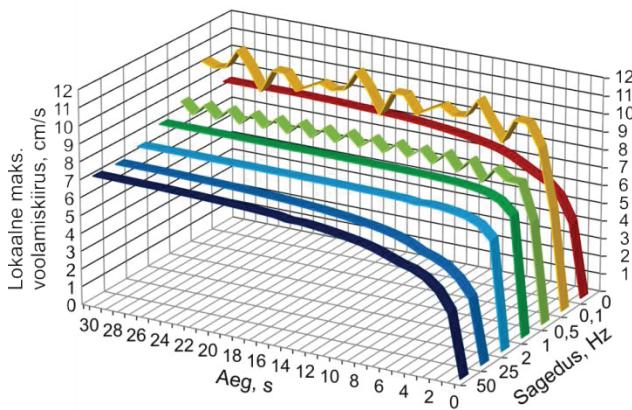
Joonise 4.11 järg



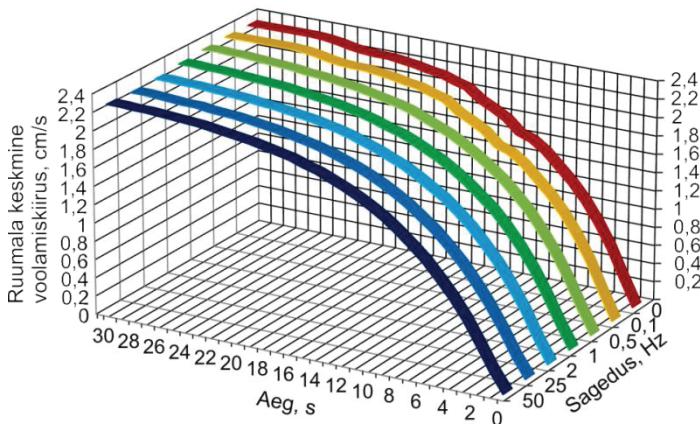
Joonis 4.11. Vedelmetalli segamine. a1...a5 – alalispingel 116,673 V; b1...b5 – alalispinglele $U_0 = 100$ V on lisatud vahelduvpinge komponent $U_m = 85$ V sagedusega 0,1 Hz, kusjuures pingete efektiivväärtus on samuti $U = 116,673$ V

Nagu jooniselt 4.11 on näha, võimaldab madala toitepingesageduse kasutamine võrreldes alalispingega tõsta sama võimsuse korral ruumis lokaalse segamispunkti voolamiskiirust. Vahelduvkomponendi lisamisel saame maksimaalseks lokaalseks voolamiskiiruseks 9,165 sekundil sageduse 0,1 Hz korral ca 10,1 cm/s, ainult alalispinge kasutamisel sama võimsuse juures aga 7,6 cm/s.

Joonisel 4.12 on näidatud vedelmetalli maksimaalsed lokaalsed voolamiskiirused, kui alalispinglele $U_0 = 100$ V lisatakse vahelduvpinge amplituudiga $U_m = 85$ V ja selle sagedust muudetakse vahemikus 0...50 Hz. Kõik lokaalsete voolamiskiiruste mõõtmised ajas on läbi viidud kaarleekahju konstantsel võimsusel $P = 8,88$ MW ja pinge efektiivväärtusel $U = 116,673$ V. Joonisel 4.13 on toodud sama võimsuse ja pinge efektiivväärtuse juures vedelmetalli keskmised voolamiskiirused ajas integreerituna üle ruumala.



Joonis 4.12. Vedelmetalli lokaalse voolamiskiiruse maksimumi sõltuvus alalispingele lisatava vahelduvpinge komponendi sagedusest ja ajast



Joonis 4.13. Vedelmetalli keskmise voolamiskiiruse sõltuvus alalispingele lisatava vahelduvpinge komponendi sagedusest ja ajast

Nagu selgub jooniselt 4.12, saavutab vedelmetall kõige kiirema lokaalse voolamiskiiruse sel juhul, kui alalispingele on lisatud 0,1 Hz sagedusega vahelduvpinge. See on ka väga loogiline, sest niivõrd madala toitepingesageduse korral püsib kõrge pingearamuud ühel elektroodpaaril suhteliselt kaua, mille tõttu jõuab ka elektroodpaari all olev lokaalne voolamine saavutada küllalt suure kiiruse. Jooniselt 4.12 on näha, et kui vahelduvpinge komponendi sagedus on 0,5 Hz või 0,1 Hz, esineb vedelmetalli lokaalses voolamiskiiruses teatud kõikumine (siksakid graafikul). See on seletatav asjaoluga, et nii madala toitesageduse korral, kui ühel elektroodpaaril olev pingearamuudi maksimumi hetkväärtus hakkab langema vastavalt siinusfunktsioonile, ei ole järgmisel elektroodpaaril olev pingemaksimaalset väärtust veel saavutanud, vaid alles hakkab maksimumi saavutama. Samuti jõuab vedelmetalli lokaalne voolamiskiirus madala pingega

vahelduvkomponendi sageduse tõttu ka langeda. Veel oleneb lokaalse voolamiskiiruse graafik ette antud ajasammust. Joonisel 4.12 toodud voolamiskiiruste graafik on koostatud 1 s vaatlussammude alusel, mis tähendab, et teatud kohtades võib lokaalse voolamiskiiruse maksimum sattuda kahe vaatlushetke vahelle. Madalate toitepingesageduste eelis hea lokaalse vedelmetalli voolamiskiiruse saavutamiseks tuleb välja ka induktsioonahjude korral, joonis 1.8b [27].

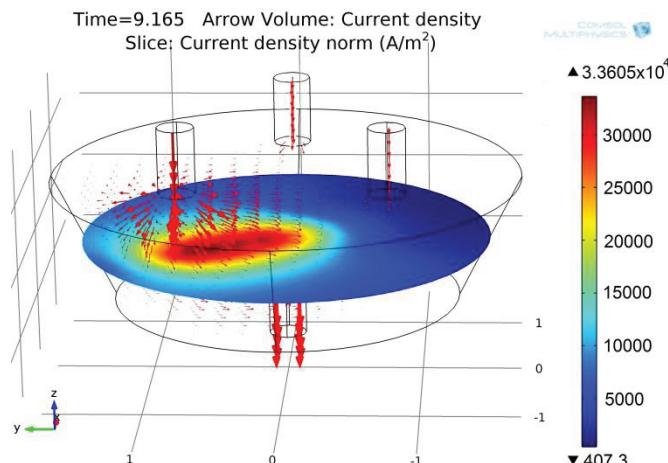
Jooniselt 4.13 nähtub, et vedelmetalli voolamisel on väga suur inerts. Nimetatud konstantse võimsuse ja pinge efektiivväärtuse rakendamise korral selgub, et vedelmetalli keskmised voolamiskiirused langevad olenemata vahelduvpinge komponendi sagedusest praktiliselt kokku. See on ka mõneti loogiline, kuna vedelmetalli segamiseks sisseantav energiakogus vaadeldud juhul on kogu aeg sama. Keskmised vedelmetalli voolamiskiirused jäavad vahemikku 2,2...2,3 cm/s. Sellest järeltub, et vahelduvkomponendi lisamine alalispingele (olenemata sagedusest, 0...50 Hz) keskmisele voolamiskiirusele täiendavat efekti ei anna. Küll aga võib täheldada, et sama võimsuse korral tõstab madala sagedusega pinge vahelduvkomponendi kasutamine elektroodide all elevat voolamise lokaalkiirust, mis võib olla kasulik selleks, et kaarleekahju vanni servades elevat veel sulamata metalli paremini segamisprotsessi haarata.

5. KOLMEMÕÖTMELINE KAARLEEKAHJU ANALÜÜS NELJA ELEKTROODI KASUTAMISE KORRAL

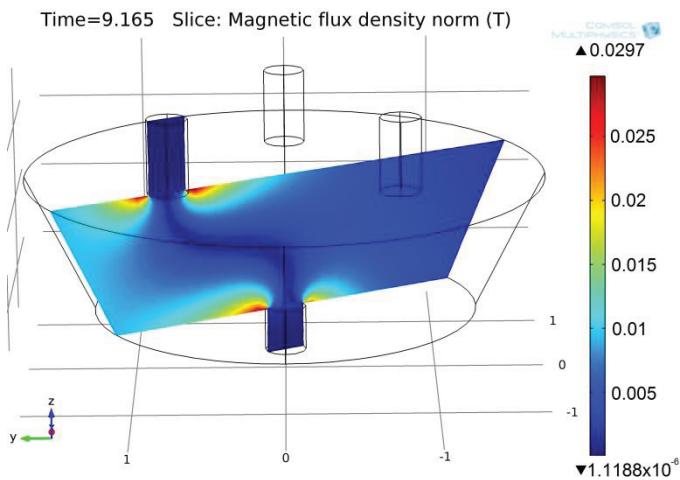
5.1 Kaarleekahhi, kolm elektroodi üleval, üks all

Järgnevalt vaatleme joonisel 1.18c välja pakutud kaarleekahju variandi, kus on üleval kolm elektroodi, mis paiknevad ühel ringjoonel ruumis üksteise suhtes 120° võrra nihutatult ja all tsentris on üks elektrood. Olgu öeldud, et kaarleekahju arvutusvalemid on samad, mis olid joonisel 1.18a toodud variandi arvutamisel, valitud on ka samad pinge ja materjali parametrid. Punktis 4.4 saadud modelleerimistulemustest lähtuvalt vaatleme juhtu, kui vahelduvkomponendi sagedus on 0,1 Hz.

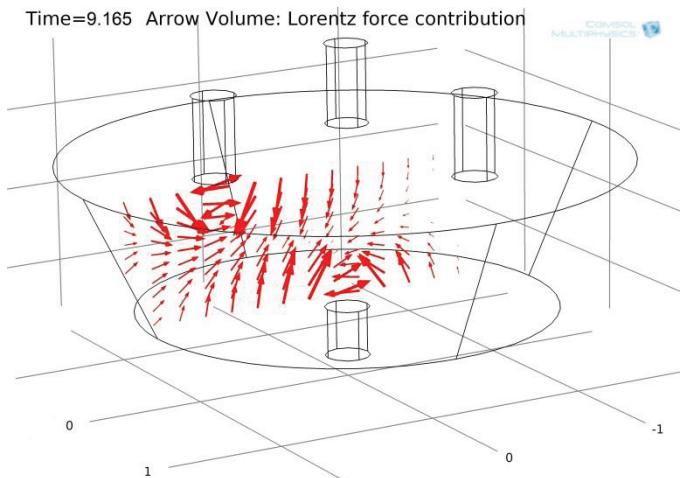
Joonisel 5.1 on kujutatud voolutiheduse jaotust vedelmetalli keskel ajahetkel 9,165 s, sest siis on vastavalt valemitele (1.1)...(1.3) ühel elektroodil toitepinge $u_A = 185$ V ja kahel ülejäänud ülemisel elektroodil võrdne toitepinge $u_B = u_C = 57,5$ V. Samal ajahetkel vaatame ka magnetvooriheduse jaotust (joonis 5.2), Lorentzi jõude (joonis 5.3) ja seejärel vedelmetalli voolamiskiirust ning voolamise suunda (joonised 5.4 ja 5.5).



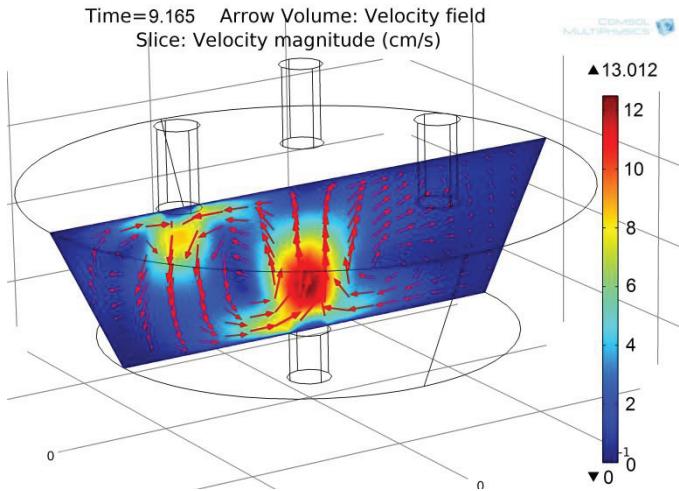
Joonis 5.1. Voolutiheduse jaotus vedelmetalli keskel horisontaaltasapinnas ajahetkel 9,165 s, kui vahelduvpinge komponendi sagedus on 0,1 Hz



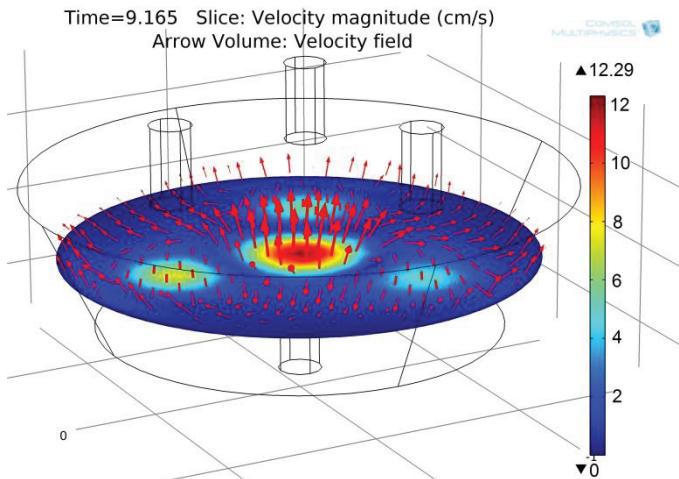
Joonis 5.2. Magnetvootiheduse jaotus vedelmetalli keskel vertikaaltasapinnas ajahetkel 9,165 s, kui vahelduvpinge komponendi sagedus on 0,1 Hz



Joonis 5.3. Lorentzi jõuvektorite jaotus ajahetkel 9,165 s maksimaalse toitepingega elektroodi all



Joonis 5.4. Vedelmetalli voolamine vertikaaltasapinnas ajahetkel 9,165 s maksimaalse toitepingega elektroodi all

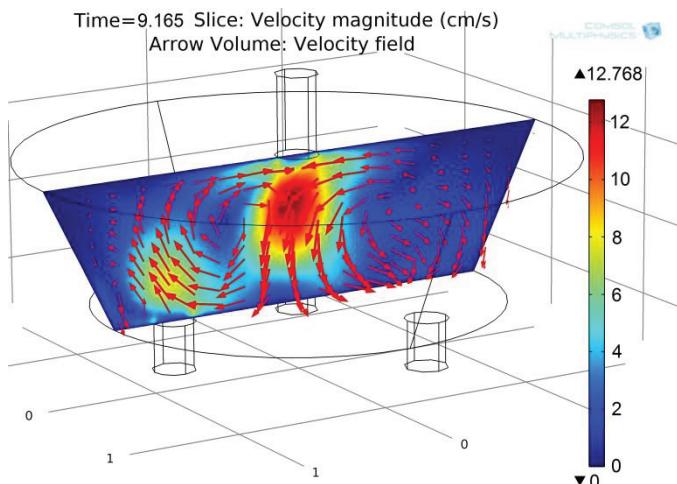


Joonis 5.5. Vedelmetalli voolamine horisontaaltasapinnas ajahetkel 9,165 s maksimaalse toitepingega elektroodi all

Joonistelt 5.4 ja 5.5 on näha, et vahetult ülemiste elektroodide juures surutakse vedelmetalli alla ja põhjaelektroodi juures jälle alt üles. Tekib teatud ringpöörlemine, mis on selgelt nähtav joonisel 5.4. Põhjaelektroodi juures saavutatakse maksimaalne vedelmetalli voolamiskiirus, sest seal on kõige suurem voolutihedus, millest ka kõige suuremad jõutihedused. Kolme ülemise elektroodi voolud jooksevad alla põhjaelektroodi kokku.

5.2 Kaarleekahi, üks elektrood üleval, kolm elektroodi all

Kaarleekahju variant joonisel 1.18b, kus üleval vedelmetalli tsentris on üks elektrood ja vanni põhja all ühel ringjoonel üksteise suhtes 120° võrra nihutatult kolm elektroodi, on vastupidine lahendus punktis 5.1 käsitletule. Nagu võiski arvata, on vedelmetalli voolamiskontuurid ja kiirused sel juhul nimetatud variandiga sarnased, ent vedelmetalli voolamissuund on vastupidine (joonis 5.6).



Joonis 5.6. Vedelmetalli voolamine vertikaaltasapinnal ajahetkel 9,165 s maksimaalse toitepingega elektroodi all

6. KOLMEMÕÖTMELINE TEMPERATUURIARVUTUS JA TEMPERATUURIERINEVUSTEST TULENEV VEDELMETALLI KONVEKTSIOON

6.1 Temperatuuri jaotus vedelmetallis

Arvutused näitavad, et võimsus, mis on kaarleekahjule valitud punktis 2.3, pole piisav, et ca 50 tonni metalli mõistliku aja (näiteks 30 minuti) jooksul temperatuurilt 20 °C vajaliku lõpptemperatuurini üles kuumutada. Tegemist on küllaltki mahuka optimeerimisülesandega, kus tuleb arvestada kaarleekahju geomeetria, vooluparametred, metalli koguseid ja jahtumistingimusi. Realses kaarleekahjus on sulatusprotsessi alguses vannis oleva vanametalli vahel palju õhku – ei ole täismetall, nagu on eeldatud antud mudelis. See teeb sulatusprotsessi oluliselt lihtsamaks. Levinud on ka gaasiga eelkuumutus [2]. Sulatusprotsessi alguses lülitatakse kaarleekahju toiteallikas täisvõimsusele. Kui metall on juba vedeldunud, vähendatakse võimsust ja algab segamisprotsess. Käesolevas uurimistöös huvitab meid peamiselt segamisprotsess sellises olukorras, kus temperatuurid on juba välja kujunenud. Seetõttu anname kohe ette kõrgema algtemperatuuri $T_{alg} = 1000$ °C. Vaatleme voolu poolt põhjustatud temperatuuri jaotust 1,2 tunni möödumisel, mil vedelmetall on etteantud jahtumistingimustel saavutanud väljakujunenud temperatuurid. Lisatava soojushulga arvutamiseks kasutame tundud Joule-Lenzi seadust [58]:

$$\nabla \cdot J = Q, \quad (6.1)$$

kus ∇ – nabla ehk Hamiltoni operaator;

J – voolutihedus;

Q – voolu poolt põhjustatud soojushulk.

Ligilähedaselt saab kogu voolu poolt lisatava soojushulga arvutada ka seosega $Q = I^2 R t$, kus I on voolu efektiivväärus, R on vedelmetalli aktiivtakistus (sõltub temperatuurist) ja t on aeg. Kuna on vaja leida soojushulga jaotumine kogu ruumalas, siis leiame voolutiheduse igas ruumipunktis seosega:

$$J = \left(\sigma_1 + \varepsilon_0 \varepsilon \frac{\partial}{\partial t} \right) E, \quad (6.2)$$

kus σ_1 on vedelmetalli juhtivus, mis sõltub omakorda temperatuurist, ε_0 on vaakumi dielektriline läbitavus, konstant $\frac{1}{\mu_0 C_0^2} \approx 8,85^{-12} F/m$ [61], vedelmetalli dielektrilise läbitavuse ε väärtsuseks on võetud 1,0. E on elektromotoorjõud, mis on võrdeline vastasmärgilise potentsiaali hajumisega:

$$E = -\nabla U; \quad (6.3)$$

Olgu veel öeldud, et vedelmetalli juhtivuse σ_1 sõltuvust temperatuurist saab kirjeldada seosega [59], [60]:

$$\sigma_1 = \frac{1}{\varsigma(1+\alpha(T-T_{ref}))}, \quad (6.4)$$

kus ζ on vedelmetalli eritakistus referenttemperatuuril T_{ref} . Referenttemperatuuriks võtame vedelmetalli keskmise temperatuuri vaadeldaval ajahetkel. Vedelmetalli lõpptemperatuur vaadeldaval ajahetkel on tähistatud sümboliga T . Metalli soojenemisest tuleneva elektrilise takistuse konstandi α väärtsuseks on võetud $0,00651 \text{ C}^{-1}$ [84].

Kui kogu soojushulk Q on leitud, saab arvutada temperatuuri jaotuse vedelmetallis. Olgu öeldud, et temperatuuri jaotuse arvutamisel oleme sunnitud tegema ühe olulise lihtustuse. Nimelt jätame kõrvale Lorentzi jõududest tuleneva vedelmetalli konvektsiooni. Põhjus on, et nii paljude protsesside üheaegseks modelleerimiseks ei jätku arvuti võimsust. Seetõttu vaatleme ainult soojusülekandest ja termilisest vedelmetalli konvektsionist tulenevat temperatuuri jaotust. Sellisel juhul on temperatuuri jaotus arvutatav seosega [58]:

$$\rho_1 C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{V} \cdot \nabla T \right) = -\nabla \cdot (-k_1 \nabla T) + Q, \quad (6.5)$$

kus Q – kogu soojushulk, J;

T – lõpptemperatuur igas ruumipunktis, K;

ρ_1 – vedelmetalli tihedus, kg/m^3 ;

C_p – soojusmahtuvuse konstant, vedelmetallil $670 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$, [77];

∇ – nabla ehk Hamiltoni operaator;

k_1 – metalli soojusuhtivus $15 \text{ W/m}\cdot\text{K}$, [56];

\vec{V} – vedeliku voolamise kiirusvektor, m/s.

Temperatuuriarvutustes mängivad väga suurt rolli jahtumistingimused. Olgu jahtumistingimused deklareeritud järgmiselt:

$$-\nabla \cdot (-k_1 \nabla T) = q_{01} + q_{02}, \quad (6.6)$$

kus q_{01} on ülemiselt pinnalt eralduv soojushulk ja q_{02} on kaarleekahju vanni külgdedelt ja põhjast eralduv soojushulk. Vedelmetalli ülemiselt pinnalt kiirgusega eralduv soojushulk on leitav seosega

$$q_{01} = \sigma_3 \varepsilon_3 (T^4 - T_{ref}^4), \quad (6.7)$$

kus $\sigma_3 = 5,669 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\cdot\text{K}^4$ on Stefan-Boltzmanni konstant;

$\varepsilon_3 = 0,8$ – pinna emissioonitegur;

T – lõpptemperatuur igas ruumipunktis, K;

T_{ref} – referenttemperatuur (keskmise temperatuuri), K;

Soojuskadu läbi kaarleekahju vanni põhja ja külgmiste pindade sõltub loomulikult vanni seinte isolatsiooniadustest ja sellest, kas kasutatakse sundvesijahutust või mitte. Isolatsioonitingimustest sõltub aga soojusülekande tegur h . Kasutame artiklist [55] võetud ilma sundjahutusetähta kaarleekahju seinte soojusülekandetegurit $h = 10 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$. Vanni seintest ja põhjast eralduv soojushulk on sel juhul leitav valemiga

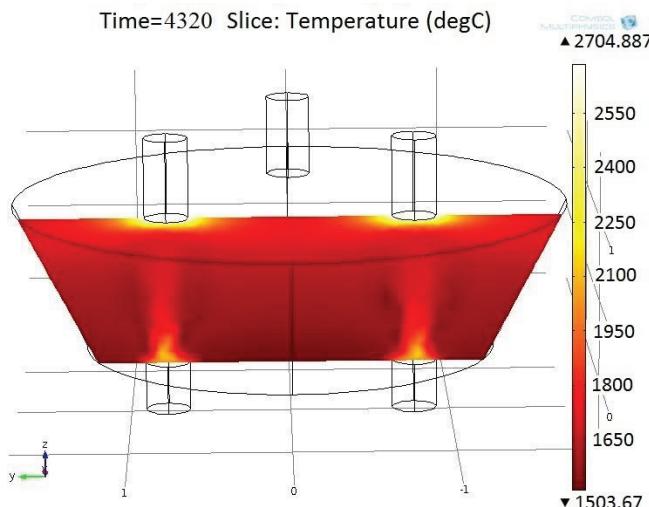
$$q_{02} = h(T - T_{Välis}), \quad (6.8)$$

kus h – soojusülekande tegur, $\text{W/m}^2\cdot\text{K}$;

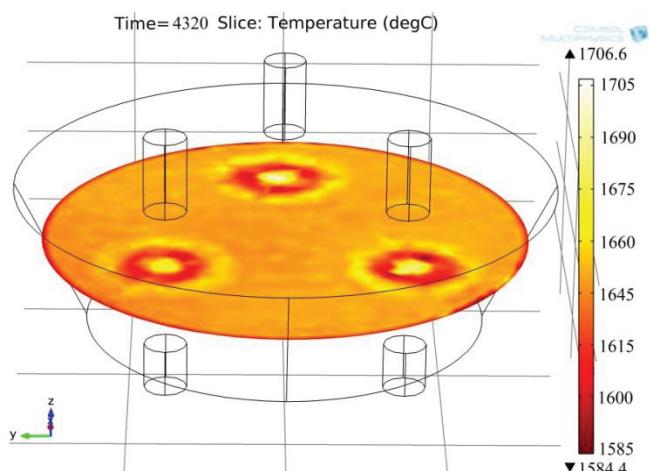
T – lõpptemperatuur igas ruumipunktis;

$T_{\text{välis}}$ – väliskeskkonna temperatuur, 313,15 K.

Valitud jahtumistingimuste korral lõplike elementide meetodit rakendades leitud temperatuurierinevused vertikaaltasapinnal elektroodide all on toodud joonisel 6.1. Horisontaalpinna temperatuurierinevuste arvutustulemus on esitatud joonisel 6.2.



Joonis 6.1. Vedelmetalli temperatuurijaotus vertikaaltasapinnal elektroodide all



Joonis 6.2. Vedelmetalli temperatuurijaotus horisontaaltasapinnal kaarleekahju vanni keskel

Olgu öeldud, et päris elektroodi kontaktpinna läheal väga pisikesel alal (mõni kuupsentimeeter) tekkis temperatuur lausa üle 6000 °C, mis on ka päris loogiline, kuna teadaolevalt võib kaarleegi temperatuur tõusta 10 000...30 000 °C

kanti. Selleks aga, et meid huvitava metallimassi temperatuuri oleks skaalal võimalik paremini näha, on see imeväike kontaktpinna osa vaatluse alt välja jäetud. Kõigis senistes temperatuuriarvutustes ja ka järgmistes vedelmetalli voolamise arvutustes on see ala aga arvesse võetud.

Võttes integraali üle kogu metallimassi ruumala, saame leida metallimassi ruumala keskmise temperatuuri, mis on vaatlushetkel $T_{ref} = 1645 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Joonistel 6.1 ja 6.2 näidatud temperatuurierinevused on arvutatud olukorras, kus arvesse on võetud ainult naturaalne konvektiivne vedelmetalli voolamine.

6.2 Temperatuurierinevustest tulenev voolamine

Kui on teada temperatuur igas ruumipunktis, saame arvutada temperatuurierinevustest tulenevad konvektiivset voolamist põhjustavad jõud:

$$F_T = \rho_1 g \alpha_1 (T - T_{ref}); \quad (6.9)$$

kus ρ_1 – vedelmetalli tihedus, kg/m^3 ;

g – gravitatsioonikonstant, m/s^2 ;

α_1 – soojuspaisumise tegur, $1/\text{K}$;

T – lõpptemperatuur igas ruumipunktis, K ;

T_{ref} – referenttemperatuur (keskmise temperatuuri), K .

Vedelmetalli soojuspaisumistegur α_1 sõltub aga temperatuuride vahest. Meid huvitavas temperatuurivahemikus $1560\ldots3500 \text{ }^{\circ}\text{C}$ võetakse induksioon- ja kaareleekahjude korral erinevatel kirjandusandmetel soojuspaisumise teguri väärtsuseks $1,0 \cdot 10^{-4} \text{ K}^{-1}$ kuni $1,5 \cdot 10^{-4} \text{ K}^{-1}$ [54]–[57]. Kirjandusallikate järgi on teguriks sagedamini valitud $1,4 \cdot 10^{-4} \text{ K}^{-1}$, mida kasutame ka antud mudeli arvutustes.

Pärast temperatuurierinevustest tulenevate jõudude arvutamist saame rakeneda Navier-Stokesi ja Reynoldsi turbulentse voolamise võrrandeid. Nimetatud võrrandeid rakendasime ka peatükis 4, nüüd lihtsalt asendame varem mudelis olnud Lorentzi jõud temperatuurierinevusest tulenevate jõududega:

$$\rho_1 \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \rho_1 \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} + \nabla \cdot (\overline{\rho_1 u' \otimes u'}) = -\nabla P + \nabla \cdot \mu_2 (\nabla \vec{V} + (\nabla \vec{V})^T) + \vec{F}_T; \quad (6.10)$$

Nüüd, kuna vedeliku ruumala temperatuurierinevustest tulenevalt muutub, siis:

$$\rho_1 \nabla \cdot \vec{V} = 0; \quad (6.11)$$

kus $\vec{V} = \vec{V}(u, v, w)$ – on vedeliku voolamise kiirusvektor, mille projektsioonid koordinaatidel on u , v ja w ;

μ_2 – vedelmetalli dünaamiline viskoossus, $\text{Pa}\cdot\text{s}$;

P – rõhk, Pa ;

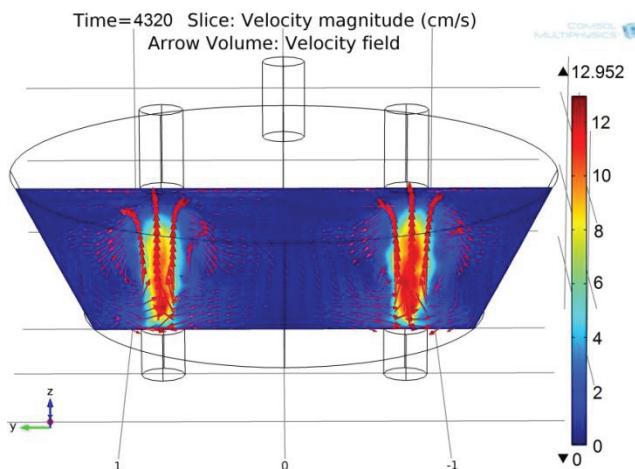
g – gravitatsioon, m/s^2 ;

ρ_1 – vedelmetalli tihedus, kg/m^3 ;

$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t}$ – lokaalne inertsjõud;

\vec{F}_T – temperatuurierinevusest tulenev jõutihedus, N/m^3 .

Selliste temperatuurierinevuste korral saame vedelmetalli lokaalse voolamiskiiruse maksimumiks ca 13 cm sekundis (vt joonis 6.3). Kui vaadata joonist 6.3, siis näeme, et selline voolamiskiirus esineb väga kitsa ruumala ulatuses, praktiliselt ainult elektroodide all. Seetõttu, integreerides vedelmetalli voolamist üle ruumala, saame ruumala keskmiseks voolamiskiiruseks ainult 0,6 cm/s. Kui vaadata Lorentzi jõududest tulenevat voolamist punktis 4.3, siis seal oli kiire voolamisega haaratud oluliselt laiem ruumala osa, mis andis ruumala keskmiseks voolamiskiiruseks ca 2,3 cm/s.



Joonis 6.3. Vedelmetalli voolamine tulenevalt temperatuurierinevustest

Käesoleval juhul on vaadeldud ainult temperatuurierinevustest tulenevat voolamist. Kui on soov vaadelda ajas üheaegselt nii Lorentzi jõududest kui ka temperatuurierinevustest tulenevat voolamist, siis oleks kogu voolamise pilt nende kahe voolamise summa. Teatud kohtades, näiteks ülemiste elektroodide juures, Lorentzi ja temperatuurivoolamiste vektorid lahutuvad üksteisest, mujal jälle, näiteks alumiste elektroodide juures, liituvad. Selleks, et kahte voolamist üheaegselt modelleerida, oleks vaja suuremat arvutusvõimsust, kui käesoleva uurimistöö autoril punktis 3.1 kirjeldatud arvuti näol hetkel olemas on. Suurt arvutusvõimsust on vaja, et arvutada üheaegselt voolu-, magnetvoo- ja Lorentzi jõutihedused, samuti temperatuurierinevused ja nendest tulenevad jõud ning samaaegselt veel turbulentse voolamise võrrandid. Sellisel juhul oleks ikkagi tegemist teatud lihtustusi eeldava mudeliga.

VIIDATUD KIRJANDUSE LOETELU

- [1] **P. Greis.** Gleichstrom – Lichtbogenöfen der Welt. Stahl und Eisen, 1998, Nr 9.
- [2] **Yuri N. Toulouevski, Ilyaz Y. Zinurov.** Innovation in Electric Arc Furnaces. Canada. pp. 13-14.
- [3] **B. Bowman.** (US). Ac arc furnace with auxiliary electromagnetic coil system for control of arc deflection. Pub. No.: WO/2002/096159. International Application No.: PCT/US2002/015016.
- [4] **М. М. Фотиев.** "Электрооборудование предприятий черной металлургии". Москва, "Металлургия", 1980. 342 с.
- [5] **J. Järvik.** Elektrotehnoloogia. Loengukonspekt. Tallinn, 2008. 193 lk.
- [6] **J. Järvik, K. Janson, H. Mõlder.** Invention: Method for stirring molten metal and electric arc furnace; Owner: Tallinn University of Technology; Priority number: P201100014; Prioritydate: 04.03.2011.
- [7] **K. Janson, J. Järvik, J. Šklovski.** Patentne leiutis. Vahelduvvoolualalisvoolu muundurite võimsusteguri korrekteerimismeetod ja muundur meetodi realiseerimiseks; Omanik: Tallinna Tehnikaülikool; Prioriteedi-number: P200400124; Prioritedikuupäev: 14.12.2004
- [8] **A. Reinap.** Course on Numerical Modelling and Design of Electrical Devices, TTU, 2006.
- [9] **W. Kim, J. Yoon.** Numerical prediction of electromagnetically driven flow in ASEA-SKF ladle refining straight induction stirrer. Ironmaking and Steel, 1991. 18, 44–453.
- [10] **V. S. Malinovskii.** Power and Engineering Possibilities of Next-Generation DC ArcFurnaces. ISSN 0036-0295, Russian Metallurgy (Metally), Vol. 2007, No. 8, pp. 705–710. © Pleiades Publishing, Ltd., 2007. Original Russian Text © V.S. Malinovskii, 2007, Publisher in Elektrometallurgiya, 2007, No. 7, pp. 8–14.
- [11] **I. M. Yachikov and I. V. Portnova.** Electromagnetic Processes in a DC Arc Furnace Bathwithan Arbitrarily Located Bottom Electrode, Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. ISSN 0036-0295, Russian Metallurgy (Metally), Vol. 2007, No. 7, pp. 571–575. © Pleiades Publishing, Ltd., 2007. Original RussianText © I.M. Yachikov, I.V. Portnova, 2007, published in Elektrometallurgiya, 2006, No. 11, pp. 35–40.
- [12] **V. S. Malinovskii, V. D. Malinovskii, M. A. Meshkov, and L. V. Yarnykh.** “Melting of Aluminumalloys in DC Arc Furnaces. Status and Prospects of the New Process,” Metallurg. Mashinostroeniya, No. 4, 2–7 (2004).
- [13] **V. S. Malinovskii.** “Method of Metal Meltingin a DC Arc Furnace,” RF Patent 21 090 773.
- [14] **V. S. Malinovskii.** “Method of Electric Melting and the Related Arc Furnace,” RF Patent 2 104 450.

- [15] **A. Traidia, F. Roger, E. Guyot.** Optimal parameters for pulsed gastungsten arc welding in partially and fully penetrated weld pools. International Journal of Thermal Sciences 49 (2010) 1197e1208, www.elsevier.com/locate/ijts
- [16] **M. Pal, R. Eriksson, P. Jönsson** A Computational Fluid Dynamics model of a 20 Kg Induction stirred laboratory scaled ladle. COMSOL MultiphysicsUser'sConference, Stockholm: KTH , 2005.
- [17] **H. Larsen.** Current Distributionin the Electrodes of Industrial Three-phase Electric Smelting Furnaces. Oslo, Norway. 2006.
- [18] **I. Mc Dougall.** Finite element modeling of electric currents in AC submerged arc furnaces. Pretoria, SouthAfrica, 2007.
- [19] **I. M. Yachikov and I. V. Portnova.** Electromagnetic Processes in a DC Arc-Furnace Bath withan Arbitrarily Located Bottom Electrode. Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. ISSN 0036-0295, Russian Metallurgy (Metally), Vol. 2007, No. 7, pp. 571–575. © Pleiades Publishing, Ltd., 2007
- [20] **A. Kilk.** Paljupooluseline püsimagetitega sünkroongeneraator tuuleagre-gaatidele. Tallinn 2008. pp. 29.
- [21] **B. Guru, H. Hiziroglu.** Electromagnetic Field Theory Funtamentals. Cambridge: Cambridge University Press 2004.
- [22] **K. Laigma.** Hüdromeahaanika. 1997. Tallinn.pp. 203.
- [23] **Comsol Multiphysic 4.2a help.** Turbulent flow.
- [24] **Wikipedia:**
http://en.wikipedia.org/wiki/Navier%E2%80%93Stokes_equations
- [25] **L. Neumann, P. Kalantarov** – Elektrotehnika teoreetilised alused III, Tallinn, 1969.
- [26] **S. A. Smirnova, V. V. Kalaev, S. M. Hekhamin, M. M. Krutyanskii, S. N. Kolgatinc, and I. S. Nekhamin.** Mathematical Simulation of Electromagnetic Stirringof Liquid Steel in a DC Arc Furnace. ISSN 0018_151X, High Temperature, 2010, Vol. 48, No. 1, pp. 68–76.
- [27] **Cheng-Tsung Liu, Sheng-Yang Lin, Weng-Jay Lee, Jen-Hsin Chen.** Electromagnetic stirring systems. IEEE Industry applications Magazine, Vol. 17, No. 2, ISSN 1077-2618, March/April 2011
- [28] **M. Pavlicevic, A. Kolesnichenko, A. Poloni, C. Bassi.** European patent application: Method for the electromagnetic stirring of the liquid metal in electric arc furnaces and relative device. Priority number: IT UD960194, Priority date: Priority number: 14.10.1996.
Link:<https://data.epo.org/publication-server/html-document?PN=EP0835942%20EP%200835942&iDocId=3176155>
- [29] **R. T. Jones, Q.G. Reynolds, T.R. Curr.** Some myths about DC arc furnaces. ABB Switzerland Ltd, Turgi, Switzerland, Southern African Institute of Mining and Metallurgy, Johannesburg, 6–9 March 2011

- [30] **D. Hurt, J. Kollar.** Direct Current Elektric Arc Furnaces. Published by The EPRI Center of Materials Production, Pittsburgh 1991. Link: <http://www.yuber.com.tr/teknik/DCArkOcaklari.pdf>
- [31] **S. Takeshi, K. Osamu, N. San, T. Kenichi.** AC-DC Compatible Arc Furnace And Its Operating Method. Japanese Patent JP10189236, Application Number: JP1996000347108, Publication Date: July 21, 1998, Assignee: Kawasaki Steel Corp. Link: <http://www.sumobrain.com/patents/jp/Ac-dc-compatible-arc-furnace/JP10189236.html>
- [32] **R. Võrk, V. Mägi.** Elektrotehnika. Tallinn 1980. pp 193-197.
- [33] **M. Pal, R. Eriksson, P. Jönsson.** A Computational Fluid Dynamics model of a 20 Kg Induction stirred laboratory scaled ladle. COMSOL Multiphysics User's Conference, Stockholm: KTH , 2005.
- [34] **R. Ernst, D. Perrier, P. Brun, J. Lacombe.** Multiphase electromagnetic stirring of low conducting liquids. The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering Vol. 24 No. 1, 2005. pp. 334-343.
- [35] **H. K. Moffatt.** Electromagnetic stirring. Phys. Fluids A, Vol. 3, No. 5, May 1991. Link: <http://www.igf.fuw.edu.pl/KB/HKM/>
- [36] **G. Henneberger, Ph. K. Sattler, D. Shen, W. Hadrys.** Coupling of Magnetic and Fluid Flow Problems and its Application in Induction Melting Apparatus. IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 29, No. 2, March 1993, pp 1589-1594.
- [37] **E. Baake, K. Peters, T. Frey, T. Drauzeddel.** Successful Use Advanced High-Power IGBT Converter Technology in Induction Furnaces For Melting and Heating. Heat Processing Vol. 4. Issue 1, 2006.
- [38] **J. D. Lavers.** State of the Art of Numerical Modeling For Induction Processes. The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering.Vol. 27 No. 2, 2008. pp. 335-349.
- [39] **A. E. Guile.** Arc-electrode phenomena. Proc. IEEE reviews, Vol. 118, No. 9r, September 1971. PP. 1131-1154.
- [40] **Y. Suh, H. Park, Y. Lee, P. K. Steimer.** A Power Conversion System for AC Furnace With Enhanced Arc Stability. IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 46, No. 6, November/December 2010.
- [41] **A. Kiyoumarsi, A. Nazari, M. Ataei, H. K. Beheshti, R.-A. Hooshmand.** Electromagnetic analysis of an AC electric arc furnace including the modeling of an AC arc. COMPEL: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering Vol. 29 No. 3, 2010, pp. 667-685.
- [42] **F. David, T. Tudorache, V. Firteanu.** Numerical evaluation of electromagnetic field effects in electric arc furnaces. COMPEL : The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering, Vol. 20 No. 2, 2001, pp. 619-635.

- [43] **K. Janson.** Paralleel– ja järjestikresonantsi parameetriliste vaheldumistega võrgusageduslik resonantsmuundur ja selle rakendamine. Tallinn, 2001.
- [44] **K. Laigna.** Hüdromehaanika (Hydromechanics). Tallinn, 1997. 719 p.
- [45] **J. W. Weaver, J. M. Gere.** Matrix Analysis Of Framed Structures, 3rd Edition, Springer-Verlag New York, LLC, ISBN 978-0-412-07861-3, First edition 1966.
- [46] **A. Arkkio.** Lecture: Numerical Methods in Electromechanics, Finland. 2012. Link: <https://noppa.aalto.fi/noppa/kurssi/s-17.3010/luennot>.
- [47] **R. Krishnakumar.** Lecture: Advanced Finite Elements Analysis. National Programm on Technology Enhanced Learning (NPTEL).
Link: <http://nptel.iitm.ac.in/video.php?subjectId=112106130>
- [48] **ASM Handbook**, Casting was converted to electronic files in 1998, Vol 15, pp. 231–234, <http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>.
- [49] **N. Balanchi.** Elektrical Machine Analysis Using Finite Elements. New York, CRC Press, 2005.
- [50] **P. P Silvester, R. L. Ferrari.** Finite Element Analysis and Design of Electromagnetic Devices. Cambridge: Cambridge University Press, 1983.
- [51] **N. O. Matthew Sadiku.** Numerical Techniques in Electromagnetics. Boca Rato: CRC Press 2001.
- [52] **H. N. Mondal, H. Kurimoto, T. Morisue.** Analysis of Electrically Induced Flows in DC Electric Arc Furnace. IEEE Transactions On Magnetics, Vol. 32, No. 3, May 1996.
- [53] **J. Douglas Lavers, Paul P. Biringer, Ronald L. Quinn.** A Mathematical Model Describing Forces and Circulation in an Electric Smelting Furnace. IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-14, No. 5, September/October 1978.
- [54] **S. Watanabe, T. Saito.** Thermal Expansion of Liquid Iron. Materials Transactions 1973 Vol. 14. Link: <http://www.jim.or.jp/journal/e/>
- [55] **L. Gosselin, M. Lacroix.** Heat transfer and banks formation in a slag bath with embedded heat sources. International Journal of Heat and Mass Transfer 46 (2003).
- [56] **O. J. P. Gonzalez, Marco A. Ramkrez-Argiez, A. N. Conejo.** Effect of Arc Length on Fluid Flow and Mixing Phenomena in AC Electric Arc Furnaces. ISIJ International, Vol. 50 (2010), No. 1, pp. 1–8.
- [57] **K. M. Kelkar and S. V. Patankar, A. Mitchell.** Computational Modeling of the Electroslag Remelting (ESR) Process Used for the Production of Ingots of High-Performance Alloys.
- [58] **Comsol Multiphysic 4.2a help.** Joule Heating.
- [59] **Per Lindholm.** Numerical Study Of Coated Electrical Contacts. Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Conference 2010 Paris.
- [60] **S. Morville, M. Carin, M. Muller, M. Gharbi, P. Peyre, D. Carron, P. Le Masson1, R. Fabbro.** 2D axial-symmetric model for fluid flow and heat transfer in the melting and resolidification of a vertical cylinder. Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Conference 2010 Paris.

- [61] **Wikipedia** (the free encyclopedia).
Link: http://en.wikipedia.org/wiki/Vacuum_permittivity
- [62] **V. Bojarevics, Ya. Freibergs, E.I. Shilov and E.V. Shcherbinin.**, „Electrically Induced Vortical Flows“. Kluwer Academic Publishers, Netherlands 1989.
- [63] **P. A. Davitson.** „An Introduction to Magnetohydrodynamics“. Cambridge University Press, 2001.
- [64] **Paul M. Bellan , Jay W. Higley.** Magnetic Suppression of Arc Blowout in a Model Arc Furnace. IEEE Transactions on Plasma Science, vol. 20, no. 6, december 1992.
- [65] **J. Kunze, R. Degel.** New Trends in Submerged Arc Furnace Technology. SMS-DEMAG AG, Germany.
Link: <http://www.pyrometallurgy.co.za/InfaconX/050.pdf>
- [66] **B. Nacke.** Recent Research and Developments in Induction Heating at the Institute of Electrotechnology of Leibniz University Hannover. IEEE, IFOST 2008.
- [67] **Wang Feng-hua, JIN Zhi-jian, ZHU Zi-shu.** Fluid Flow Modeling of Arc Plasma and Bath Circulation in DC Electric Arc Furnace. Journal of Iron and Steel Research, International. 2006, 13(5): 07-13.
- [68] **G. Tallbäck.** Method and Device for Stirring a Molten Metal. Patent nr. 5462572, Date of Patent: okt, 31, 1995.
- [69] **O. V. Kazak, A. N. Semko.** Electrovortex Motion of a Melting DC Furnaces With a Bottom Electrode. Journal of Engineering Physics and Thermophysics, Vol. 84, No. 1, January, 2011.
- [70] **N. Arzpeyma.** Modeling of Electric Arc Furnaces (EAF) With Electromagnetic stirring. Sweden, Stockholm 2011
- [71] **Z. Wang, N. H. Wang, T. Li.** Computational analysis of a twin-electrode DC submerged arc furnace for MgO crystal production. Journal of Materials Processing Technology 211 (2011) 388–395.
- [72] **I. Mc Dougall.** Finite Element Modelling of Electric Currents in Acsubmerged Arc Furnaces. CSIR, P. O. Box 395, Pretoria, 0001, South Africa. Link: <http://researchspace.csir.co.za/dspace/handle/10204/962>
- [73] **J. J. Bezuidenhout, J.J. Eksteen, S.M. Bradshaw.** Computational fluid dynamic modelling of an electric furnace used in the smelting of PGM containing concentrates. Minerals Engineering 22 (2009) 995–1006.
- [74] **A. Murthy, J. Szekely, N. El-Kaddah.** Experimental Measurement and Numerical Computation of Velocity and Turbulence Parameters in a Heated Liquid Metal System. Metallurgical Transactions B. Volume 19b, October 1988-773.
- [75] **D. V. Rumyantsev, V. A. Talalov, V. V. Stepanov, M. R. Rusakov.** Simulation of the Mass and Heat Transfer in a Three-Electrode Round Impoverishment Furnace. Russian Metallurgy (Metally), Vol. 2010, No. 6, pp. 532–537. © Pleiades Publishing, Ltd., 2010.

- [76] **M. W. Kennedy.** Electric slag furnace dimensioning. Norwegian University of Science and Technology, Department of Materials Science and Engineering, N-7491 Trondheim, Norway.
Link: <http://www.metallurgy.no/M50885.pdf>
- [77] **G. Gaffery, D. Warnica, N. Molloy, M. Lee.** Homogenisation in Electric Arc Furnace Steelmaking Bath. Inter Conf on CFD Mineral & Metal Processing and Power Generation, CSIRO 1997.
- [78] **Yu. A. Stankevich, V. I. Timoshpolskii, N. V. Pavlyukevich, M. G. German, P. S. Grinchuk.** Mathematical modeling of the heating and melting of ohe metal charge in an electric-arc steel-making furnace. Journal of Engineering Physics and Thermophysics, Vol. 82, No. 2, 2009.
- [79] **C. P. Kerton.** Invention: Arc Furnace. Owner: Charles Philip Kerton and British Steel Corporation. Patent nr. 3,949,151; Priority date: 12.1974. United States Patent.
- [80] **M. Moghadasian, E. Alenasser.** Modelling and Artificial Intelligence-Based Control of Electrode System for an Electric Arc Furnace. J. Electromagnetic Analysis & Applications, 2011, 3, 47–55.
- [81] **H. Mõlder, J. Järvik, T. Vaimann, R. Gordon.** Investigation of molten metal mixing in a DC electric arc furnace with added AC component on different frequencies. 8th International Conference 2012 Electric Power Quality and Supply Reliability, Tartu, Estonia, June 11-13, 2012. IEEE, 2012.
- [82] **N. El-Kaddah, J. Szekely, G. Carlsson.** Fluid Flow and Mass Transfer in an Inductively Stirred Four-Ton Melt of Molten Steel: A Comparison of Measurements and Predictions. Metallurgical Transactions B, Volume 15B, December 1984, pp. 633-640.
- [83] **V. G. Zhilin, Yu. P. Ivochkin, I. O. Teplyakov.** The Problem of Swirling of Axisymmetric Electrovortex Flows. High Temperature, 2011, Vol. 49, No. 6, pp. 927–929.
- [84] **Siemens AG.** Electrical Engineering Handbook. Berlin&München, Germany 1981, p.749.

PUBLIKATSIOONID

1. **Mõlder, H**; Järvik, J; Vaimann, T; Gordon, R. Investigation of molten metal mixing in a DC electric arc furnace with added AC component on different frequencies. In: Proc. 8th International Conference Electric Power Quality and Supply Reliability, Tartu, Estonia, June 11-13, 2012. IEEE, 2012.
2. **Mõlder, H**; Järvik, J; Vaimann, T; Gordon, R. Multi-Electrode Arc Furnace Technology with Improved Metal Processing Capability Using Current Driven Mixing. In: Proc. 11th International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC), Venice, IEEE, May 18 – 25, 2012.
3. Kütt, L; Järvik, J; **Mõlder, H**; Kilter, J; Muhammad, S. Magnetic Current Sensor Stray Components in High Frequency Operation and their Effects. In: Proc. 11th International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC), Venice, IEEE, May 18 – 25, 2012.
4. Järvik, J.; **Mõlder, H.**; Vaimann, T. Impact of Conducting and Insulating Material to Electric Field. In: Proc. 11th International Symposium “Topical Problems in the Field of Electrical and Power Engineering” and “Doctoral School of Energy and Geotechnology II”: (Toim.) Zakis, J. Tallinn: Elektrijam, 2012, 107 – 112.
5. **Mõlder, H.**; Järvik, J.; Janson, K.; Gordon, R.; Vaimann, T. Method for mixing molten metal and compatible electric arc furnace. Estonian Journal of Engineering, 17(3), 2011, 220 – 240.
6. Vinnal, T.; Kalda, H.; **Mõlder, H.** Measurements and analyses of supply voltage magnitude and voltage variations. In: Proc. 10th International Symposium "Topical problems in the field of electrical and power engineering. Doctoral school of energy and geotechnology". II : Pärnu, Estonia, January 10-15, 2011: (Toim.) Rain Lahtmets. Tallinn: Estonian Society of Moritz Hermann Jacobi, 2011, 46 – 51.
7. Vinnal, T.; Kalda, H.; **Mõlder, H.** Harmonic Voltage and Currents in LV Industrial Power Systems, Shunt Capacitors and Additional Power Losses. In: Proc. 9th International Symposium Pärnu 2010 “Topical Problems in the Field of Electrical and Power Engineering” and “Doctoral School of Energy and Geotechnology II”, Pärnu, Estonia, June 14 - 19, 2010: (Toim.) Lahtmets, R., 2010, 47 – 52.
8. **Mõlder, H.**; Vinnal, T.; Beldjajev, V. Harmonic losses in induction motors caused by voltage waveform distortions. In: Proc. 7th International

Conference Electric Power Quality and Supply Reliability, Kuressaare, Estonia, June 16-18, 2010. IEEE, 2010.

9. **Mõlder, H.**; Vinnal, T.; Beldjajev, V. Analysis on AC Motor Losses due to Harmonic Levels Increase Caused by Switched Capacitor Passive Power Factor Correction. In: Proc. 9th International Symposium Pärnu 2010 "Topical Problems In The Field Of Electrical And Power Engineering" and "Doctoral School of Energy and Geotechnology II", Pärnu, Estonia, June 14 - 19, 2010 (42 – 46). Tallinn University of Technology.
10. Beldjajev, V.; Lehtla, T.; **Mõlder, H.** Influence of Regenerative Braking to Power Characteristics of a Gantry Crane. In: Proc. 7th International Conference Electric Power Quality and Supply Reliability PQ2010, Kuresaare, Estonia, June 16-18, 2010. IEEE, 2010.
11. Beldjajev, V.; Lehtla, T.; **Mõlder, H.** Influence of Variable Energy Flow to Power Characteristics. In: Proc. 9th International Symposium Pärnu 2010 "Topical Problems In The Field Of Electrical And Power Engineering" and "Doctoral School of Energy and Geotechnology II", Pärnu, Estonia, June 14 – 19, Tallinn University of Technology, 2010, 29 – 32.
12. Jalakas, T.; Blinov, A.; **Mõlder, H.**; Lehtla, T. Implementation of Snubber Circuits in Power Converter with High-Voltage IGBTs. Lahtmets, R. (Toim.). 8th International Symposium "Topical problems in the field of electrical and power engineering. Doctoral school of energy and geotechnology". II : Pärnu, Estonia, 11.01.-16.01.2010 (42 – 45). Tallinn: Elektrijam.
13. **Mõlder, H.**; Lellsaar, M.; Kütt, L. Compact fluorescent lamp harmonic disruption effect of transformer losses. In: 8th International Symposium "Topical problems in the field of electrical and power engineering. Doctoral school of energy and geotechnology". II : Pärnu, Estonia, 11.01.-16.01. 2010: (Toim.) Lahtmets, R. Elektrijam, 2010, 277 – 280.
14. **Mõlder, H.**; Järvik, J.. Elektromagnetiline ühilduvus. Laboritööde juhend. Tallinn, 2008. Tallinna Tehnikaülikool.
15. Jalakas, T.; **Mõlder, H.**; Egorov, M. EMI Reduction Problems in Power Converters with 6.5 kV IGBTs. In: Proc. 6th International Conference Power Quality and Supply Reliability PQ 2008. Pärnu, 27-29 August 2008. Tallinn University of Technology, 2008, 229 – 233.
16. Janson, K.; Bolgov, V.; Kütt, L.; Kallaste, A.; **Mõlder, H.** Passive Shaping of Line Current Waveform by Converter with Alternating of Parallel and

- Series Resonance in AC-DC Switch Mode Power Supplies. In: Proc. 15th IEEE International Conference On Electronics, Circuits and Systems ICECS 2008. The Westin Dragonara Resort, Malta. Toim. IEEE CAS Society. IEEE, 2008, 77 – 80.
17. Janson, K.; Bolgov, V.; Kütt, L.; Kallaste, A.; **Mõlder, H.** New Practical Approach to Input Current Shaping in AC-DC Power Converters. In: Proc. of 13th International Power Electronics and Motion Control Conference EPE-PEMC, 1-3 September, 2008, Poznan, Poland: IEEE, 2008, 154 – 158.

Patentsed leiutised:

1. Patentne leiutis: Lõhkeseadeldiste neutralisaator. Omanik: Tallinna Tehnikaülikool; Autorid: Jaan Järvik, Kuno Janson, Mati Tähemaa, Peep Kroos, Uudo Kornel, Lauri Kütt, **Heigo Mõlder**; Prioriteedinumber: P201000053; Prioriteedikuupäev: 14.06.2010
2. Patenditaotlus: Vedelmetalli segamise meetod ja vastav kaarleekahi. Omanik: Tallinna Tehnikaülikool; Autorid: Jaan Järvik, Kuno Janson, **Heigo Mõlder**; Prioriteedinumber: P201100014; Prioriteedikuupäev: 04.03.2011

JÄRELDUSED

1. Vedelmetalli voolamist kaarleekahjudes on üldiselt väga vähe uuritud. Põhjuseks on ilmselt asjaolu, et ülesanne vajab kompleksset multifüüsikalist lähenemist, mis eeldab väga suuri arvutusmahte ja võimekat tarkvara. Seetõttu on kaarleekahjas vedelmetalli segamispõhimõtteid käsitlevaid artikleid hakanud rohkem ilmuma alles viimasel ajal. Põhiliselt on kasutatud Comsol Multiphysics ja Ansys tarkvara, Venemaa teadlased on kasutanud ka STR tarkvara.
2. Kaarleekahju lahendust, kus toiteallika alalispingele on lisatud vahelduvpinge komponent, ei ole teadaolevalt varem uuritud. Samuti ei ole teadaolevalt varem uuritud lahendust, kus ühele vedelmetalli keskkonnale on rakendatud kolm üksteisest sõltumatut toiteallikat.
3. Üksteisest sõltumatute toiteallikate rakendamine vedelmetalli keskkonnale tagab, et segamine toimub kogu vedelmetalli ulatuses, kuna voolukontuurid ühe toiteallika piires sulguvad ülevalt alla (või vastupidi) kogu vedelmetalli massi läbides. Tavalistes kõige tüüpilisemates kaarleekahjudes, kus puudub põhjaelektrood, sulgub enamik voolukonturee vedelmetalli pindmistes kihtides.
4. Uurimistööst selgub, et alalispingele kõrgema sagedusega vahelduvkomponendi lisamine (vähemalt modelleeritud sagedusvahemikus 0...50 Hz) vedelmetallis täiendavaid segamisjõude ei tekita. Indutseeritavate sekundaarsete pöörisvoolude osakaal vedelmetallis on võrreldes primaarsete põhivooludega, mis vedelmetalli läbivad, niivõrd väike, et selle võib praktiliselt olematuks lugeda. Küll aga võimaldab madalama sagedusega (näiteks 0,1 Hz) vahelduvpinge komponendi lisamine alalispingele tekitada vedelmetallis suuremaid voolamise lokaalkiirusi, kui sama võimsusega kaarleekahjas 50 Hz sagedusega pinge vahelduvkomponendi lisamisel või ainult alalispingel.
5. Lorentzi jõududest tulenevad vedelmetalli voolamise suunad on sellised, et elektroodide vahetus läheduses, kus voolutorude tihedus (voolutihedus) on suurim, on ka suurimad Lorentzi jõud, mis suruvad vedelmetalli kokku. Elektroodide vahelises ruumis, kus Lorentzi jõudude kontsentratsioon on väiksem (vool ja magnetvootihedus on ruumis rohkem hajunud), toimub vedelmetalli elektroodide vahelisest ruumist väljavoolamine. Väljavoolamine toimub sellepärast, et elektroodide vahelises ruumis suudab vedelmetalli röhk ületada vedelmetalli voolutorusid kokkutõmbavaid Lorentzi jõude.
6. Uurimistööst selgub, et Lorentzi jõudude tekitatud vedelmetalli segamine antud konstruktsiooni ja vooluparameetrite korral annab vedelmetalli ruumalas keskmiseks voolamiskiiruseks ca 2,3 cm/s. Temperatuurierinevustest tulenev keskmne voolamiskiirus vedelmetalli ruumalas on ainult 0,6 cm/s. Seega on väga oluline tähtsus Lorentzi jõudude tekitatud segamisel, mille tõttu lüheneb kogu segamisprotsessiks kuluv aeg ja mis tagab üldise energiakokkuhoiu.
7. Uurimistöö alguses valitud konstruktsioon ja voolu parameetrid vajavad täiendavat optimeerimist.

KOKKUVÕTE

Kaarleekahjud on ühed maailma suurimad elektritarbijad (1...100 MW), kus isegi mõni protsent energiatõhususe suurendamist ühe töötsükli (sulamis- ja segamisprotsessi) kohta annab tohutu elektrienergia kokkuhoiu. Käesolev uurimistöö on pühendatud peamiselt vedelmetalli segamisprotsessi uurimisele. Töö eesmärgiks oli kontrollida uut toiteallika kontseptsiooni kaarleekahjus oleva vedelmetalli segamiseks. Veel oli eesmärgiks uurida voolu- ja magentvoottiheduste jaotumist vedelmetallis ning hinnata elektromagnetiliste jõudude ja temperatuurtuuride jaotumisest tulenevate vedelmetalli voolamiste osakaalu koguvoolamises.

Töö koosneb kuuest peatükist. Esimeses peatükis antakse ülevaade olemasolevast tehnika tasemest lähtuvalt vedelmetalli segamisprotsessist. Samuti antakse ülevaade kaarleekahjus nii elektromagnetväljadest kui ka temperatuuri-erinevustest põhjustatud vedelmetalli voolamist käsitlevast kirjandusest. Seejärel püstitatakse uurimistöö ülesanne ja eesmärk ning selgitatakse vaadeldava kaarleekahju tööpõhimõtet.

Teises peatükis antakse lühike ülevaade magnetvälja jaotuse määramise arvutusvõtetest ja kirjeldatakse lühidalt lõplike elementide meetodi olemust. Samuti määratletakse kaarleekahju geomeetrilised mõõtmed ja materjalide parameetrid ning arvutatakse analüütiliselt voolud ja võimsused. Seejärel esitatakse põhilised elektromagnetväljade arvutusvõrrandid ja määratatakse ühe elektroodpaari näitel elektromagnetvälja arvutuste jaoks vajalikud piirtingimused.

Kolmandas peatükis algab lõplike elementide meetodil põhinev kaarleekahju arvutus. Esmalt antakse ette arvutusvõrgustiku tihedus ja kirjeldatakse kasutada olevaid arvutusvõimsusi. Seejärel valitakse üks konkreetne vaatlushetk (aeg), mille puhul uuritakse kolmemõõtmeliselt nii potentsiaalide kui ka voolutiheduse jaotumist kaarleekahjus. Voolutiheduste uurimise järel võetakse vaatluse alla ka magnetvoottiheduse jaotumine samal ajahetkel, esmalt kahemõõtmeliselt ja siis kolmemõõtmeliselt. Kui voolu- ja magnetvoottihedused on arvutatud, siis arvutatakse välja ka elektromagnetilised jõud ja selgitatakse nende jaotumist kaarleekahjus ühe elektroodpaari näitel.

Neljanda peatüki alguses määratatakse kaarleekahju üldine ja lokaalne Reynoldsi arv, millesel selgub, et tegemist on vedelmetalli turbulentse voolamisega. Voolamise iseloomu määramise järel arvutatakse välja elektromagnetilistest jõududest tulenevad vedelmetalli voolamise lokaalkiirused erinevatel vahelduvpinge komponendi sagedustel ja ajahetkedel. Samuti arvutatakse keskmised voolamiskiirused kogu metallimassi ruumala kohta.

Viendas peatükis vaadeldakse kahte erinevat kaarleekahju konstruktsiooni. Esimesel juhul on üleval kolm elektroodi ja ahju vanni põhja all üks. Teisel juhul on üleval üks elektrood ja vanni põhja all kolm elektroodi. Arvutatakse välja voolu-, magnetvoo- ja jõutihedused ning nendest tulenev vedelmetalli voolamine.

Kuuendas peatükis uuritakse lokaalset ja keskmist temperatuurijaotust kaarleekahjus ning sellest tulenevat lokaalset ja keskmist vedelmetalli voolamiskiirust.

Uurimistöö kokkuvõtteks võib öelda, et töö alguses pakutud lahendus (konstruktsioon ja vooluparametrid) vajaks täiendavat optimeerimist. Läbi viidud segamisprotsessi uurimine oli rohkem põhimõttelist laadi. Negatiivse aspektina tuleb tunnistada, et – vastupidiselt uurimistöö autoril lootustele –, alalispingele vahelduvkomponendi lisamine täiendavaid jõudusid vedelmetallis ei tekitanud. Küll aga annab madalsagedusliku vahelduvpingekomponendi lisamine alalispingele selle eelise, et Lorentzi jõudude maksimumi saab ruumis sujuvalt ringi paigutada ja tekitada sel teel kiiret lokaalvooramist, mis omakorda tagab, et kaarleekahju vanni servades olev metall pääseb paremini liikuma (segunema). Selleks, et hinnata vaatluse all olnud kaarleekahju lahenduse paremust olemasolevate lahenduste suhtes, tuleks mõned olulisemad lahendusvariandid läbi modelleerida või siis anda hinnang reaalsete katsetulemuste põhjal. See jäab aga tuleviku uurimistööks.

CONCLUSIONS

1. The liquid metal flow in electric arc furnaces has not been thoroughly researched. Apparently the reason lies in complex multiphysical approach that requires vast calculation power and a rather complex software. Availability of such resources could be one of the reasons why the publications referring to main principles of liquid metal mixing in electric arc furnaces have been appearing more often in recent times. The usual software packages used for this research are Comsol Multiphysics and Ansys, also STR software has been used by Russian scientists.
2. There are practically any research results known for the type of electric arc furnace, where an AC component is added to DC power supply. The solution of supplying an electric arc furnace by three mutually independent power sources and the effects to the liquid metal environment is also not known to have been studied before.
3. Adding mutually independent power sources to the liquid meal environment guarantees the mixing process in the whole extent of the liquid metal. This is because the circuit of a single power source passes from top to bottom (or vice versa) penetrating through all the mass of liquid metal. In the classical electric arc furnaces, where there is no bottom electrode used, most of the current passes in the surface layers of liquid metal.
4. The research revealed that adding DC component to alternating power supply (in the modeled frequency range of 0–50 Hz) does not introduce any additional force to the mixing process. The quantity of the secondary inducing eddy currents in the liquid metal compared to the primary main currents that passes the liquid metal mass are practically negligible. Adding the AC component with lower frequency (0.1 Hz for example) to DC allows to achieve higher speeds of the local flow compared to the electric arc furnace with same power but with pure 50 Hz frequency AC supply or pure DC supply arc furnace.
5. The directions of the liquid metal flow due to Lorentz forces are such, that in the immediate vicinity of the electrodes, where the largest current density is, also the greatest Lorentz forces lie that compress the liquid metal. In the space between electrodes, where the Lorentz force concentration is the smallest (the current and the magnetic flux density are more spread in the area), emanation occurs in liquid metal between the space of electrodes. This occurs because in the space between the electrodes the pressure of the liquid metal is able to exceed the Lorentz force that compresses the liquid metal.
6. The research shows that the mixing of the liquid metal provided by Lorentz force in given construction and flow parameters can produce a flow of the liquid metal in volume approximately at the speed of 2.3 cm/s. The average speed in the liquid metal volume influenced by the temperature change is only 0.6 cm/s. This shows the great potential of using the mixing forces

created by Lorentz force because it can be used to reduce time and energy spent on the metal melting process.

7. The geometry of the arc furnace and the parameters of the power supply chosen in the very beginning of the research are not optimized. This would be a task for the future research.

ABSTRACT

Electric arc furnaces are the largest electric power consuming units in the world (power ranges 1...100 MW), therefore saving a few percentage of energy spent on a single working process (melting and mixing process) has a considerably big effect. The main purpose of research presented in the thesis was to check new concept of a power supply in order to provide better capability of mixing the liquid metal in the electric arc furnace. In addition, distribution of the current density and magnetic flow density in liquid metal was studied and share of flow imposed by the electromagnetic forces compared to flow effect caused by temperature was evaluated.

This thesis consists of six chapters. The first chapter gives an overview about liquid metal mixing processes based on the state of the existing technics. It also provides an overview about the literature on liquid metal flow caused by electromagnetic fields and temperature changes. The research task is specified and the principle of operation of the electric arc furnace is explained.

A short overview about mathematical methods to determine magnetic field distribution is provided in second chapter. It also briefly describes the finite element method. Geometrical dimensions and the material parameters of the electric arc furnace, also analytically calculates currents and power. Basic equations for electromagnetic fields calculations and boundary conditions for electromagnetic field calculations are presented based on example of single pair of electrodes.

Third chapter begins with the electric arc furnace calculations based on finite elements method. Calculation of mesh density and overview of available computation resources are presented. A specific reference moment is chosen (time), at which the distribution of the current density and potential are examined in 3D model of electric arc furnace. After analyzing the current density, the magnetic flux density distribution is analyzed at the same moment of time, at first by two-dimensional and after that three-dimensional view. Following current density and the magnetic flux density calculations, the electromagnetic force is calculated and its distribution in electric arc furnace is explained on the example of single electrode pair.

In fourth chapter, the general and the local Reynolds numbers are determined, showing that the liquid metal flow is turbulent. This is followed by calculation of local speeds of the liquid metal, resulting from electromagnetic forces, observed at different AC supply frequencies and at different moment in time. The average velocity of flow in total liquid metal volume will be presented.

Two different geometries of an electric arc furnace are examined chapter five. The first construction has three electrodes at the top and one electrode at the bottom at the furnace bath. The second construction has one electrode at the top and three electrodes at the bottom of the furnace bath. Current density

values, magnetic flux density and the magnetic forces are calculated and resulting liquid metal flow is determined.

The sixth chapter provides analysis of local and average temperature distribution in the electric arc furnace and the resulting local and average velocities of liquid metal flow.

In conclusion of it can be stated that the initial solution for the electric arc furnace that was used in this thesis (the construction and the parameters of current) would benefit from additional optimizations. The research conducted of the mixing process was of principle nature. As the negative side of the research it must be said (on contrary of the author expectations), that adding AC component to DC did not create any significant additional force in the liquid metal. However adding low frequency AC component to DC provides an advantage of possibility to move the spot of maximum Lorentz force smoothly around the volume and this way create fast local flows, ensuring that the liquid metal at the edges of the furnace bath can flow better (and mixes liquid metal better). In order to evaluate the advantage of the electric arc furnace studied in this thesis over the existing solutions, some more of the variations would have to be modelled or evaluated by real life test results. This will be the part of the research in the future.

LISA A

ELULOOKIRJELDUS

1. Isikuandmed

Ees- ja perekonnamimi: Heigo Mõlder
Sünniaeg ja -koht: 23.04.1982, Ahaste küla, Audru vald, Pärnu maakond
Kodakondsus: Eesti
Perekonnaseis: Vallaline

2. Kontaktandmed

Telefon: 5264992
E-posti aadress: Heigo.Molder@ttu.ee

3. Hariduskäik

Õpperasutus (nimetus lõpetamise ajal)	Lõpetamise aeg	Haridus (eriala/kraad)
Tallinna Tehnikaülikool	2007	Elektroenergeetika/ Tehnikateaduse magister
Tallinna Tehnikaülikool	2005	Elektriajamid ja jõuelektronika/ Tehnikateaduste bakalaureus
Tallinna Polütehnikum	2001	Elektriseadmed ja -süsteemid/ Kesk-eri

4. Keelteoskus

Keel	Tase
Eesti keel	kesktase
Inglise keel	kesktase
Saksa keel	algtaase
Vene keel	algtaase

5. Täiendõpe

Õppimise aeg	Täiendõppe nimetus	Täiendõppe läbiviija
2005 (05.10.)	Kõrgepingepaigaldised	OÜ Ohutusekspert
2007 (03. – 04.02.)	Patendiotsingu koolitus	Tallinna Tehnikaülikool
2007 (06.12.)	Elektriseminar	ET Infokeskuse AS
2008 (06. – 12.01.)	Elektromagnetilise ühilduvuse laboritööde väljatöötamine TTÜ magistri- ja doktoriõppte jaoks	Gdanski Tehnikaülikool, Poola
2007 (03.07. – 30.09.)	Tööstusrobotite programmeerimine, praktika	AS Siemens, Saksamaa
2008 (05. – 09.05.)	Modelleerimine ja juhtimine isoleeritud ja hübrid elektri-energia tootmissüsteemis	Helsingi Tehnikaülikool, Soome

2009 (24.02.)	I Baltimaade EMÜ konverents	Riia Tehnikaülikool, Läti
2009 (13. – 26.04.)	Automatiserimine ja modelleerimine kütuseelemendil baseeruval energiasüsteemil. Sokratese intensiivprogramm	Stralsundi Rakenduskõrgkool, Saksamaa
2010 (25. – 27.01.)	Elektrikvaliteedi probleemid kaasaegses ja tuleviku elektrivõrgus	Manchesteri Ülikool, Inglismaa
2010 (13.04.)	Praktiline elektromagnetiline ühilduvus. Harmooniliste filtreerimine ja reaktiiv-energia kompenseerimine = elektrienergia kokkuhoid	OÜ Auditron
2010 (05.10.)	Scope of Art – Väljakutsed digitaalostsilloskoopide tehnoloogias ja R&S lahendused	Rohde&Schwarz A/S
2011 (17.03.)	Elektromagnetiline AC/DC, programmiga Comsol Multiphysics 4.1	COMSOL Multiphysics GmbH, Šveits
2011 (20. – 22.09.)	Elektritoite kvaliteet - doktorantide intensiivkursus energiasüsteemide ja kõrgepingetehnika eriala õpilastele	Aalto Ülikool, Soome
2011 (09. – 10.09.)	Tuumaaenergia suvekool "Neutron 2011"	MTÜ Eesti Tuumajaam
2007 – 2012	Energia- ja geotehnika doktorikooli erinevad kursused	TTÜ Energeetikateaduskond, energia ja geotehnika eriala

6. Teenistuskäik

Töötamise aeg	Tööandja nimetus	Ametikoht
01.2008 – ...	TTÜ, Elektrotehnika aluste ja elektrimasinate instituut	Teadur
02.2007 – 01.2008	TTÜ, Elektrotehnika aluste ja elektrimasinate instituut	Insener
07.2005 – 02.2007	AS Elpec	Projekteerija
06.2003 – 07.2005	AS Elektritsentrum	Projekteerija
06.2002 – 09.2002	AS Triger	Projekteerija
06.2001 – 09.2001	AS Elin	Projekteerija
07.2000 – 01.2001	AS Elwo	Elektrik

7. Teadustegevus

- Elektrit mittejuhtivate materjalide kuivatamine ülikõrgsagedusliku magnetvälja abil, EAS toetus, 01.01. – 30.06.2011. Vastutav tätja.
- Energiasüsteemi talitluse optimeerimine muutuvkoormustele tasakaalustamiseks, SA Archimedes toetus, 01.11.2010 – 31.10.2013. Põhitäitja.
- Eriotsstarbeliste seadeldiste väljatöötamine, siseriiklik leping, 20.06.2007 – 30.06.2009. Põhitäitja.
- IEEE tehniline toega korraldatava rahvusvahelise teaduskonverentsi "Power Quality and Supply Reliability 2010" ettevalmistamine ja läbiviimine, HTM baasfinantseerimine, 01.08.2009 – 31.07.2010. Põhitäitja.
- Nutikate elektrivõrkude (*smart grid*) uus tehnoloogia ja võimalikud rakendused Eesti elektrisüsteemis, HTM baasfinantseerimine, 01.01.2009 – 31.12.2010. Põhitäitja.
- Puidukahjurite neutraliseerimine ülikõrgsagedusliku elektromagnetvälja abil, siseriiklik leping, 15.06. – 01.12.2011. Vastutav tätja.
- Säästev ja jätkusuutlik elektroenergeetika, sihtfinantseerimine, 01.01. – 31.12.2008. Põhitäitja.
- Välisõppejõu kutsumine TTÜ Elektrotehnika aluste ja elektrimasinate instituuti eesmärgiga välja arendada magistri- ja doktoriõppe loengukursus ja laboritööd elektromagnetilise ühilduvuse (EMÜ) alal, SA Innove toetus, 01.01.2006 – 31.10.2008. Põhitäitja.

8. Kaitstud lõputööd

Vedelmetalli juhitava segamisega alalisvoolu kaarleekahi (Magistritöö).

9. Teadustöö põhisuunad

Elektrienergia kvaliteet ja säast, elektromagnetiline ühilduvus, elektromagnetväljad.

LISA B

CURRICULUM VITAE

1. Personal data

Name Heigo Mõlder
Date and place of birth April 23, 1982, Ahaste village, Audru parish,
Pärnu county
Citizenship Estonia
Marital status Single

2. Contact information

Phone (+372) 5264992
E-mail Heigo.Molder@ttu.ee

3. Education

Educational Institution	Graduating year	Education (field of study / degree)
Tallinn University of Technology	2007	Electrical power engineering / Master's degree
Tallinn University of Technology	2005	Electrical drives and power electronics / Bachelor's degree
Tallinn Polytechnic School	2001	Electrical equipment and systems / Technical secondary education

4. Language competence/skills

Language	Level
Estonian	average
English	average
German	basic
Russian	basic

5. Special Courses

Period	Courses name	Educational or other organisation
2005 (05.10.)	High-voltage installations	LLC Ohutusekspert
2007 (03. – 04.02.)	Patent search Courses	Tallinn University of Technology
2007 (06.12.)	Electrical workshop	ET Infokeskuse Ltd
2008 (06. – 12.01.)	EMC laboratory work developing for TUT M.Sc. and Ph.D. students	Gdansk University of Tehnology, Poland
2007 (03.07. – 30.09.)	Industrial Robot programming practice	Ltd. Siemens, Germany

2008 (05. – 09.05.)	Modelling and Control of Isolated and Hybrid Electrical Energy Production Systems	Helsinki University of Technology, Finland
2009 (24.02.)	The 1st Baltic EMC conference	Riga Technical University, Latvia
2009 (13. – 26.04.)	Automation and Modelling of Fuel Cell Based Energy Systems. Sokrates Intensive Programme	Fachhochschule Stralsund, Germany
2010 (25. – 27.01.)	Power Quality Issues in Contemporary and Future Power Networks	The University of Manchester, England
2010 (13.04.)	Practical EMC. Harmonic filtering and reactive power compensation = Electricity savings	LLC Auditron
2010 (05.10.)	Scope of Art – Challenges in the digital oscilloscope technology and R & S solutions	Rohde & Schwarz Denmark Ltd.
2011 (17.03.)	Electromagnetics AC/DC with Comsol Multiphysics 4.1	COMSOL Multiphysics GmbH, Switzerland
2011 (20. – 22.09.)	Power systems and high voltage engineering – post-graduate course on power quality	Aalto University, Finland
2011 (09. – 10.09.)	Summer School on Nuclear Energy "Neutron 2011"	Estonian Nuclear Powerplant Association

6. Professional Employment

Period	Organisation	Position
01.2008 – ...	Tallinn University of Technology	Researcher
02.2007 – 01.2008	Tallinn University of Technology	Engineer
07.2005 – 02.2007	Ltd. Elpec	Electric designer
06.2003 – 07.2005	Ltd. Elektritsentrum	Electric designer
06.2002 – 09.2002	Ltd. Triger	Electric designer
06.2001 – 09.2001	Ltd. Elin	Electric designer
07.2000 – 01.2001	Ltd. Elwo	Electrician

7. Scientific work

- Project "Drying of non-conductive materials using high intensity magnetic fields", financial source EAS, 01.01. – 30.06.2011. Principal investigator.
- Project "Optimization of the functioning of the Energy System to balance changeable loads", financial source SA Archimedes, 01.11.2010 – 31.10.2013. Research staff.
- Project "Development of equipment for specific purpose", 20.06.2007 – 30.06.2009. Research staff.

- Organizing and carrying out the international scientific conference "Power Quality and Supply Reliability 2010" with technical co-sponsorship by IEEE, 01.08.2009 – 31.07.2010. Research staff.
- Project "New Smart Grid Technology and its Applications in Estonian Power System", financial source HTM, 01.01.2009 – 31.12.2010. Research staff.
- Project "Elimination of timber pests with ultra-high frequency electromagnetic field", financial source EAS, 15.06. – 01.12.2011. Principal investigator.
- Project "Energy saving and sustainable electrical power engineering", SF, 01.01. – 31.12.2008. Research staff.
- Project "Invitation of a foreign professor to Department of fundamentals of electrical engineering and electrical machines of Tallinn University of Technology to develop a magister and doctor level electromagnetic compatibility lecture course and the laboratory tasks", financial source SA Innove, 01.01.2006 – 31.10.2008. Research staff.

8. Defended theses

Study of Viscose Fluid Metal Mixing (Master thesis)

9. Main areas of scientific work / Current research topics

Power quality and energy savings, electromagnetic compatibility, electromagnetic fields

- I. Mõlder, H.; Järvik, J.; Janson, K.; Gordon, R.; Vaimann, T. (2011). Method for mixing molten metal and compatible electric arc furnace. *Estonian Journal of Engineering*, 17(3), 220 – 240.
- II. Mõlder, H.; Järvik, J.; Vaimann, T.; Gordon, R. (2012). Multi-Electrode Arc Furnace Technology with Improved Metal Processing Capability Using Current Driven Mixing. 11th International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC), Venice, IEEE, May 18-25. IEEE, 2012.
- III. Mõlder, H; Järvik, J; Vaimann, T; Gordon, R. Investigation of molten metal mixing in a DC electric arc furnace with added AC component on different frequencies. 8th International Conference 2012 Electric Power Quality and Supply Reliability, Tartu, Estonia, June 11-13. IEEE, 2012.

A method for mixing molten metal and a compatible electric arc furnace

Heigo Mölder^a, Jaan Järvik^a, Kuno Janson^a, Rauno Gordon^b
and Toomas Vaimann^a

^a Department of Fundamentals of Electrical Engineering and Electrical Machines, Tallinn University of Technology, Ehitajate tee 5, 19086 Tallinn, Estonia; Heigo.Molder@ttu.ee, Jaanvik@cc.ttu.ee, Kunojanson@staff.ttu.ee, Toomas.Vaimann@ttu.ee

^b Thomas Johann Seebeck Department of Electronics, Tallinn University of Technology, Ehitajate tee 5, 19086 Tallinn, Estonia; rauno@elin.ttu.ee

Received 25 March 2011, in revised form 04 May 2011

Abstract. The objective of this paper is to study a novel method for molten metal circulation in an electric arc furnace. That involves research of operating principles, calculation methods and practical test with a pioneer prototype of the furnace. Construction of the electric arc furnace and new methods for mixing the melting metal in this furnace are described. Principles of constructing arc furnaces are specified. Calculation methods, needed for understanding the operation of the furnace are presented. Emphasis is put on the magnetic field and circulation force density calculation. Modelling of the arc furnace and of the involved processes is carried out. Testing of the pioneer prototype is described and the test results are presented. Evaluation of theoretical calculation methods is done by comparing the results with the practical data.

Key words: electric arc furnace, molten metal circulation, metal mixing, magnetic field, electric field, force, simulation.

1. INTRODUCTION

Electric arc furnaces are widely used in steel making and in smelting of non-ferrous metals. The electric arc furnace is the central part of the so-called mini-mills, which produce steel mainly from scrap. Typical electric arc furnaces operate at power levels from 10 to 100 MW [1].

Technical literature and patent research reveal that DC furnaces have a number of advantages when compared to AC furnaces. These advantages include power quality, stability of the melting process and smaller wearing of electrodes per a ton of melted metal [2]. Main disadvantage of DC furnaces is that the quick and effective mixing of the molten metal is hard to achieve.

In case of AC furnaces, currents induced from line voltages close in the molten metal and create a 50 Hz magnetic field that changes in time. This magnetic field induces electromotive force in the metal which in turn induces eddy currents. Secondary magnetic field of eddy currents joins with the primary magnetic field of line currents and creates a force that facilitates the mixing of liquid metal.

In case of AC furnaces, the mixing process cannot be controlled and the forces that are created by joining the eddy current magnetic fields, 50 Hz time varying magnetic field and induced electromotive forces, are not in accordance with the weight of the molten metal that has to be mixed. Due to this the mixing efficiency is not sufficient.

To make the mixing process in the DC furnace possible, we add AC component to the DC component (Fig. 1) and investigate the emerging mixing forces on particular frequencies. To simplify the picture of primary electromagnetic fields and to change it to be more oriented to a specific direction, research is carried out for the solution where electrodes of the furnace are being supplied by three independent sources, so that the currents that are passing the molten metal would evolve straight from the lower electrodes to the upper ones. This solution is needed to make the mixing process in the furnace controllable.

Supply voltages can be calculated using the following formulas:

$$e_A = E_a + E_m \sin \omega t, \quad (1)$$

$$e_B = E_a + E_m \sin(\omega t + 120^\circ), \quad (2)$$

$$e_C = E_a + E_m \sin(\omega t + 240^\circ), \quad (3)$$

where E_a is the DC component of the supply voltage, E_m is the AC component of supply voltage and ω is the angular frequency, calculated as $\omega = 2\pi f$, where f is frequency, and t is time.

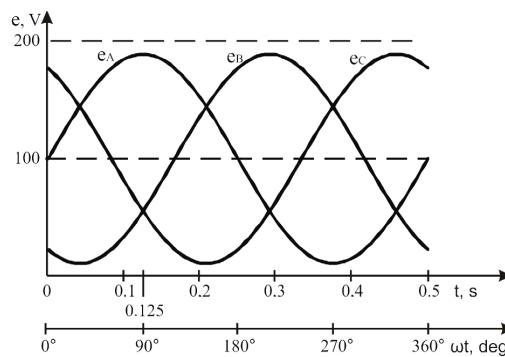


Fig. 1. Change of the source electromotive forces on supply frequency 2 Hz.

1.1. Physical model of the arc furnace

Figure 2 shows the scheme of the electric arc furnace. In this particular model, there are three electrodes that are moved vertically up and down with hydraulic actuators. In the beginning of the melting process, when the metal is still in solid state, only DC voltage is used. When the metal has melted and is already in the liquid state, AC component is added to supply voltage [3].

The arc furnace for mixing the molten metal (Fig. 2) consists of a bath 1, in which the molten metal 2 is kept. Above the furnace bath are the upper electrodes 3.1, 3.2 and 3.3 that are shifted in space for an angle 120° between each other, and under the bottom of the furnace are the lower electrodes 4.1, 4.2 and 4.3. Electrodes are supplied from the supply grid through electrode sources 5.1, 5.2 and 5.3. Electrode sources get their supply from the grid 6. Control system 7 is used to control the arc furnace and it consists of three source control devices 8.1, 8.2 and 8.3, power regulator of the arc furnace 9 and the control device for the mixing process of molten metal 10. The latter includes a device 11 for forming the mixing signals, mixing frequency generator 12, a device for forming the mixing current amplitude signal 13 and a device for forming the signal of phase sequence 14.

1.2. Parameters of geometrical dimensions and materials

An arc furnace with electrode diameter of 0.27 m and upper electrode length of 0.5 m has been constructed as a starting model for modelling calculations. The upper electrodes are made short intentionally to reduce the amount of numerical field calculations. Length of the lower electrodes is 0.3 m and the total weight of the molten metal in the furnace is about 50 t. Geometrical dimensions of the arc furnace are shown in Table 1 and the parameters of chosen materials in Table 2.

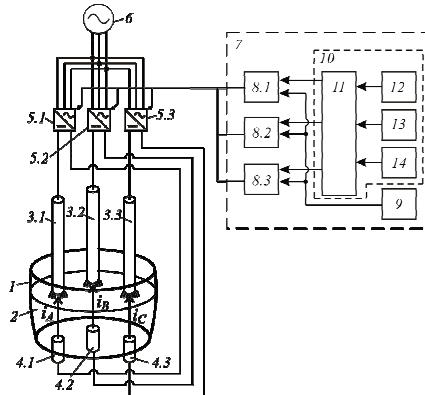


Fig. 2. Scheme of the arc furnace.

Table 1. Geometrical dimensions of the arc furnace

Name of geometric dimension	Numerical value
d_E – electrode diameter	0.27 m
S_E – area of cross section of the electrode	0.058 m ²
l_E – electrode length	0.5 and 0.3 m
d_{m1} – upper diameter of the molten metal in the furnace	3.4 m
d_{m2} – lower diameter of the molten metal in the furnace	2.4 m
l_m – height of the molten metal	0.9 m
Total weight of the molten metal	50 t

Table 2. Parameters of chosen materials

Molten metal parameters	Numerical value
ρ – density of the molten steel	7850 kg/m ³
T – temperature of the molten steel	1873 K
v – kinematic viscosity of the molten steel	1 m ² /s
σ_1 – conductivity of the molten steel in the ladle	1.04×10^6 S/m
Graphite electrode parameters	Numerical value
ρ – density of the graphite electrode	1950 kg/m ³
σ_2 – conductivity of the graphite electrode	3×10^3 S/m

During the assembly of the model, the slag layer that forms on the surface of the molten metal is discarded to simplify the modelling calculations, because its diameter and resistance vary depending on the alloying components that are added and on the time of the melting process. Also the resistance of the arc between electrodes and molten metal is discarded, as this value too varies in great limits. For checking the reliability of the furnace, those two components are not important at the moment.

1.3. Solving the electrical circuit of the electric arc furnace

To solve any electrical model, assumptions are made to facilitate the derivation. Similarly, the electric arc furnace electrical circuit requires several assumptions before reaching the final equations. The first step in the analysis of the electrical circuit is to use the Kirchhoff current law (KCL) to equate currents and voltages.

Figure 3 shows that every electrode pair has its own independent supply source. It means that the current trajectory in the molten metal can close only in the limitations of one source, so the currents flow from lower electrodes to opposite upper electrodes.

To calculate the currents that are flowing through the molten metal, conductivity of the molten metal has to be taken into account (Table 2).

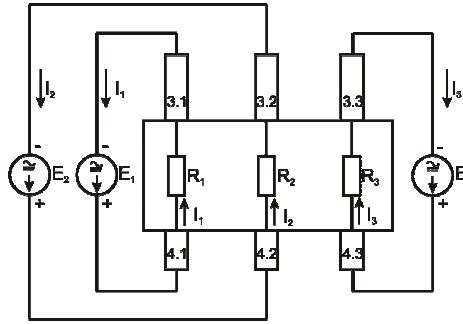


Fig. 3. Principle scheme of the arc furnace.

To simplify the modelling of the arc furnace and check its reliability, the parameters of the slag and arc are discarded.

Firstly, resistances of the electrode and molten metal are calculated using the following formula:

$$R = \frac{\rho l}{S}, \quad (4)$$

where R is the resistance of the electrode or molten metal (Ω), ρ is the resistivity of the electrode or molten metal (Ωm) and S is the area of the cross-section of the electrode or molten metal (m^2).

Calculations show that the resistance of the molten metal in the bath is $R_m = 1.22 \times 10^{-7} \Omega$ and the resistance of the electrode is $R_E = 4.59 \times 10^{-3} \Omega$. When resistances of the electrodes and molten metal are known, the next step will be to calculate the currents of the arc furnace. Currents depend from the supply voltage. In the beginning of the melting process, the supply is switched only to DC voltage U_a and when the metal is already melted, AC component U_m is added to the DC component. Dimension and frequency of the AC component has to be selected so that the mixing efficiency would reach its maximum value. These parameters depend on the parameters of the metal to be melted and the construction of the arc furnace. Chosen values of supply voltages are shown in Table 3.

Table 3. Chosen values of supply voltages

Variables	Acceptable range	Chosen value
U_a – DC component of the supply voltage	100–1000 V	100 V
U_m – AC component of the supply voltage	$0 \leq U_m \leq U_a$	85 V
f – supply frequency	0–50 Hz	2 Hz
Shift between three phases	120°	120°

After completing the resistance calculation it is possible to calculate the instantaneous values of arc furnace currents using the following formulas:

$$i_1 = \frac{U_a + U_m \sin(\omega t + 0^\circ)}{R_m + R_E}, \quad (5)$$

$$i_2 = \frac{U_a + U_m \sin(\omega t + 120^\circ)}{R_m + R_E}, \quad (6)$$

$$i_3 = \frac{U_a + U_m \sin(\omega t + 240^\circ)}{R_m + R_E}. \quad (7)$$

Observing at $t = 0.125$ s at 90° with supply frequency of 2 Hz, the instantaneous values of the current will be $i_1 \approx 40$, $i_2 \approx 12.5$ and $i_3 \approx 12.5$ kA. In fact, currents depend very much on the depth of the electrode in the slag layer. Length of the arc and the resistance of the slag depend on this as well. In the given case the electrodes are in connection with the molten metal and in that case the currents have the values shown above. Relying on currents and voltages gives the opportunity to calculate the whole power of the arc furnace, which is 8.9 MW. If the power is kept constant and the slag as well as arc resistances are taken into account, evidently the supply voltage has to be risen.

1.4. Governing equation for calculating electromagnetic forces

Maxwell's I law describes the dependence of magnetic field intensity vector \vec{B} on the current density \vec{J}

$$\Delta \times \vec{H} = \vec{J}. \quad (8)$$

According to Maxwell's II law, vector of the electrical field strength \vec{E} (V/m) depends on the changing speed of the magnetic flux density \vec{B}

$$\Delta \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}. \quad (9)$$

Field dimensions can be linked with each other using the equations

$$\vec{B} = \mu \vec{H}, \quad (10)$$

$$\vec{J} = \sigma (\vec{E} + (\vec{U} \times \vec{B})), \quad (11)$$

where μ is magnetic permeability (H/m) and \vec{H} is magnetic field density (A/m), σ is electrical conductivity (S/m) and \vec{U} is velocity of the conductor in the magnetic field. The Lorentz force \vec{F} , due to interaction of the electromagnetic fields, is given by

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B}. \quad (12)$$

To determine the electromagnetic force, it must first be decided whether to solve \vec{J} or \vec{B} in the conducting domain, because \vec{J} and \vec{B} are linked to each other by Eqs. (8) and (11).

From the above equations we can derive a differential equation for \vec{B}

$$\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma\mu} \nabla^2 \vec{B} + \nabla \times \vec{U} \times \vec{B}. \quad (13)$$

Since the magnetic Reynolds number is low in this metallurgical process, the second term on the right side of Eq. (13) can be neglected [4]. Thus Eq. (13) reduces to

$$\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma\mu} \nabla^2 \vec{B}. \quad (14)$$

This is a magnetic diffusion equation. In steady state the equation reduces to an elliptic partial differential equation. The above magnetic diffusion equation is now solved with the appropriate boundary conditions to obtain the values of \vec{B}_x , \vec{B}_y , and \vec{B}_z . With the help of the magnetic fields, the induced current density can be calculated by Eq. (8) [5].

Since the electromagnetic field is varying sinusoidally with time, it is necessary to represent the Lorentz force in Eq. (12) in the time-averaged form. The components of the Lorentz forces in x , y and z directions are given as

$$\vec{F}_x = \vec{J}_y \vec{B}_z - \vec{J}_z \vec{B}_y, \quad (15)$$

$$\vec{F}_y = \vec{J}_z \vec{B}_x - \vec{J}_x \vec{B}_z, \quad (16)$$

$$\vec{F}_z = \vec{J}_x \vec{B}_y - \vec{J}_y \vec{B}_x. \quad (17)$$

In order to compute the velocity profile in the liquid metal bath, the Lorentz forces calculated above are used as the source term to solve the incompressible Navier–Stokes equation [5].

2. MESH SETTING FOR THE THREE-DIMENSIONAL MODEL

For applying the FEM method, the investigated object is divided into finite sub-objects (Fig. 4). The FEM model is made using 8833 elements and 18 715 degrees of freedom. In electrode contact areas, where the current density is higher, also the mesh density is raised. As FEM is calculated by computer software, the main task is to specify the elements of the magnetic circuit and the parameters of magnetic fields as accurately as possible. Also the dimensions of sub-objects must be specified. The more sub-objects there are, the more accurate calculation results can be obtained, but more objects means also more needed computing power and time to complete the calculation process.

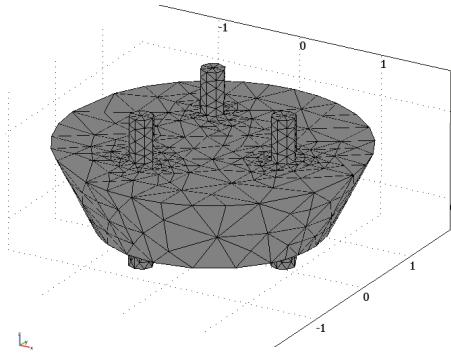


Fig. 4. Mesh for FEM calculations.

To investigate the three-dimensional fields of the arc furnace, the first step must be the drawing of the arc furnace elements in a three-dimensional way. For simplification of the calculation process, the smallest number of elements must be specified, at which the values of electrical fields, magnetic fields and forces are sufficiently accurate.

All FEM models, meshes and calculations were performed with the Comsol Multiphysics 3.5 software AC/DC Electric and Induction Current model.

2.1. Three-dimensional current density calculation

At first, current density in electrodes at $t = 0.125$ s is observed. At that moment one electrode has maximum voltage value and two other electrodes have a lower, but equal supply voltage. Figure 5 shows that current contours are closing

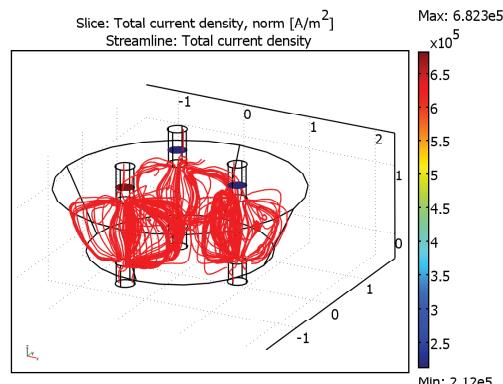


Fig. 5. Distribution of the current density in electrodes and current contours through the molten metal.

straight from lower electrodes to the upper ones. If current density $J_1 = 6.82 \times 10^5 \text{ A/m}^2$ is multiplied by the area of the electrode $S_E = 0.058 \text{ m}^2$, current is calculated, which correlates with the calculations using Eqs. (5), (6) and (7).

From Fig. 6 it can be observed that most of the current flows straight from lower electrodes to upper electrodes reaching the highest density just under the electrode. When the area in the middle of the molten metal is calculated, also the currents can be calculated and they correlate with the calculations mentioned before.

It can be seen from Fig. 6 that density of the primary current $J_1 = 5.79 \times 10^4 \text{ A/m}^2$, with frequency of 2 Hz at the time moment $t = 0.125 \text{ s}$ induces secondary current density $J_2 = 461.579 \text{ A/m}^2$ in the molten metal, which is shown in Fig. 7.

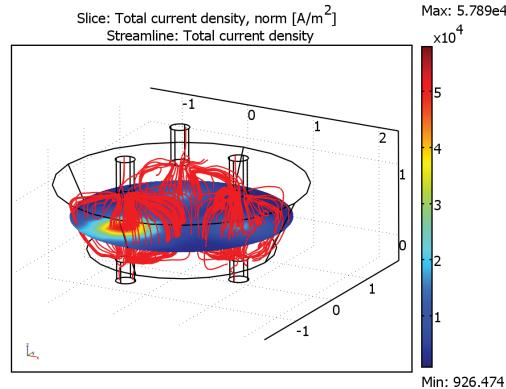


Fig. 6. Distribution of the current density and current contours through the molten metal.

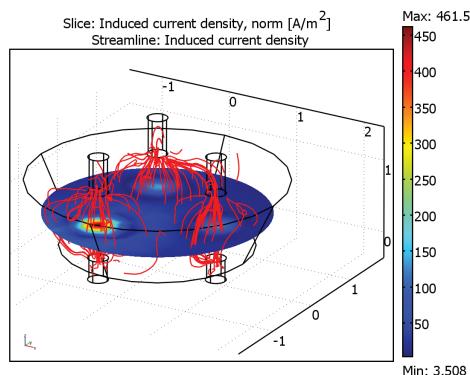


Fig. 7. Induced current densities.

2.2. Distribution of the electric field

Figure 8 shows the electric fields in the molten metal at given currents. Vectors of the electric fields have same directions as the vectors of the current density. In the first solution (Fig. 3) an assumption was made that current in the molten metal flows in the direction from below upwards. Figure 6 gave a more realistic view that is similar to the distribution of the electric field in Fig. 8. To make the figure easier to read, electric fields, emerging on the surface of the electrodes, are discarded, so that the field lines of the electric fields within the molten metal can be shown in a clearer way. Another thing to keep in mind is that electric fields shown in the figure are the summary electric fields. This means that the secondary counter electric field is separated from the primary electric fields (electric fields created by the electrodes).

2.3. Distribution of the magnetic field in case of two-dimensional calculation

First, the distribution of the magnetic field density in top view at the time moment $t = 0.125$ s at 2 Hz frequency is observed. To investigate the distribution of the magnetic field density B in the whole cross-section of the molten metal, three lines must be drawn over the cross-section, on which the magnetic field density can be observed.

In case of the magnetic field density calculations in Fig. 9 it has to be noted that it is a very simplified model, which means that the currents flow in a straight line in direction from below upwards and the field lines of the current density do not bloat. In other words, magnetic field density near the electrode is a few times higher than in case of three-dimensional calculations. However, the two-dimensional magnetic field density calculation gives a simplified image of the

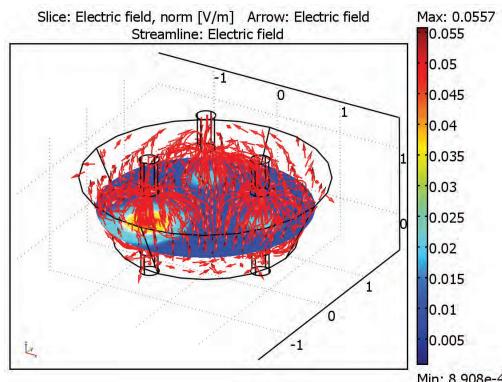


Fig. 8. Distribution of the electric field in the molten metal.

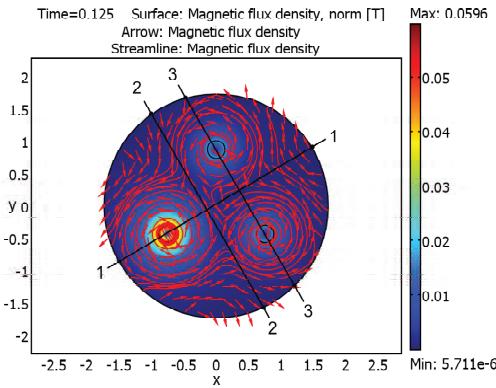


Fig. 9. Distribution of magnetic field density B in case of two-dimensional calculation.

distribution of the magnetic field density and the calculation process requires less computing power.

Next, the distribution of the magnetic field density B is observed on lines 1, 2, and 3. As shown in Figs. 10, 11, and 12, the magnetic field density B descends practically to 0. This is because of the skin effect, which depends on the frequency of the supply voltage [6]. Depth of the skin effect δ can be calculated as

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi \mu \sigma f}}, \quad (18)$$

where μ is the permeability of the vacuum ($4\pi \times 10^{-7}$ H/m), σ is the electrical conductivity (S/m) and f is the frequency (Hz) [7].

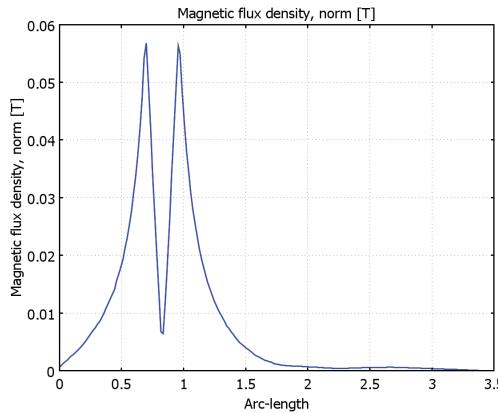


Fig. 10. Distribution of the magnetic field density B on line 1 (Fig. 9).

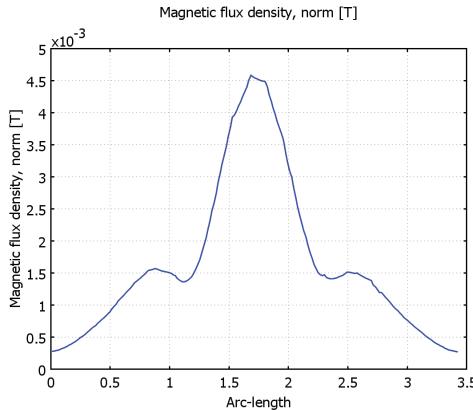


Fig. 11. Distribution of the magnetic field density B on line 2 (Fig. 9).

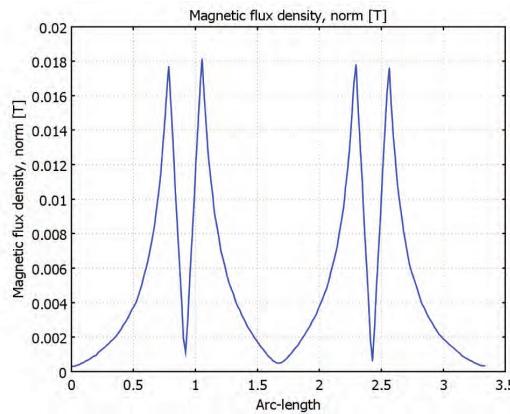


Fig. 12. Distribution of the magnetic field density B on line 3 (Fig. 9).

Change of the magnetic field density, integrated over time $t = 0\text{--}0.5$ s is shown in Fig. 13.

2.4. Distribution of the magnetic field in case of three-dimensional calculations

After two-dimensional magnetic field calculations we must look at the three-dimensional magnetic field calculations (Figs. 14–16). First we look at the norm of the magnetic field density B on line 1 as shown in Fig. 9.

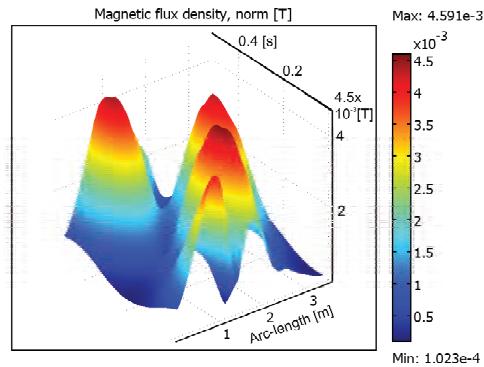


Fig. 13. Change of the magnetic field density, integrated over time $t = 0\text{--}0.5$ s as shown in Fig. 9.

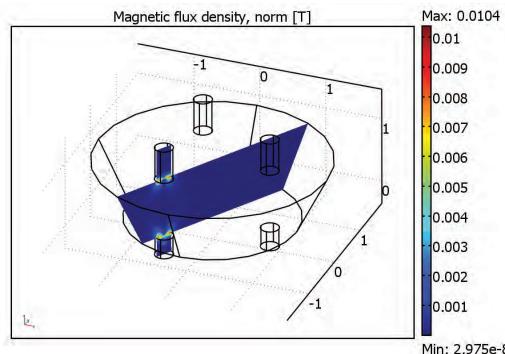


Fig. 14. Norm of the magnetic field density on line 1 (Fig. 9) at time moment $t = 0.125$ s.

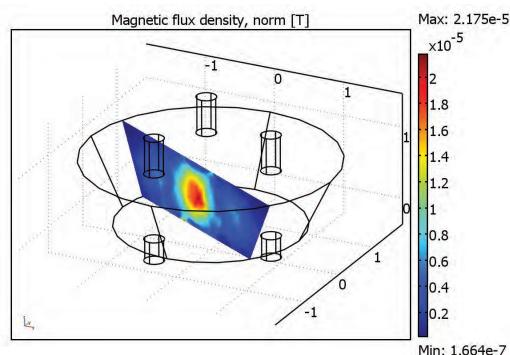


Fig. 15. Norm of the magnetic field density on line 2 (Fig. 9) at the time moment $t = 0.125$ s.

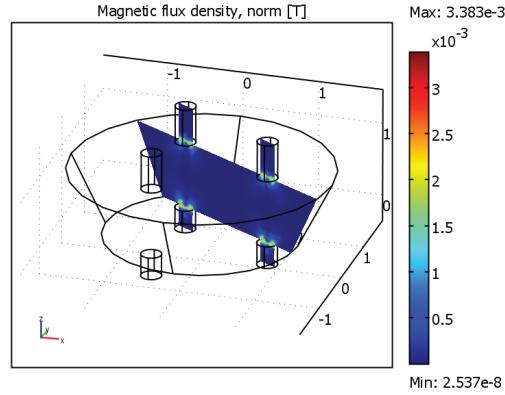


Fig. 16. Norm of the magnetic field density on line 3 (Fig. 9) at the time moment $t = 0.125$ s.

In case of three-dimensional magnetic field density calculations it can be seen that the magnetic field density is significantly smaller than in case of two-dimensional calculations. It can be explained by the fact that in case of three-dimensional calculations some part of the magnetic field emerges in the Z plane, and secondly, currents do not flow in the direction upwards as in case of two-dimensional calculations. Currents are distributed in the whole volume of the molten metal as shown in Fig. 6. Maximum normal component of the magnetic field density $B = 0.01$ T arises at the edges of the electrodes, because the edges have a maximum current density due to the skin effect.

2.5. Three-dimensional calculations of the Lorentz force

Using Eqs. (15), (16) and (17), the Comsol Multiphysics 3.5 AC/DC module – Electric and Induction Current (emqav) software has the ability to calculate force density vectors using FEM. These formulas give good results if magnetic field density B and current density J at a certain point in space have been calculated in advance. Current densities at the time moment $t = 0.125$ s and frequency 2 Hz have been calculated (Figs. 17–19).

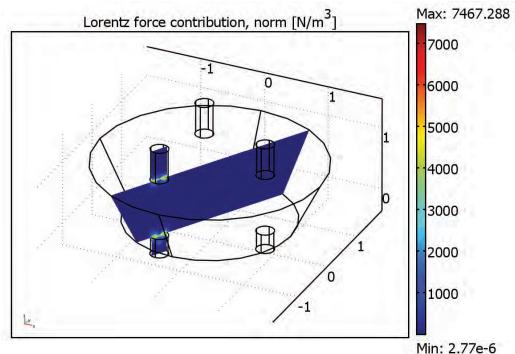


Fig. 17. Norm of the force density distribution on line 1 (Fig. 9).

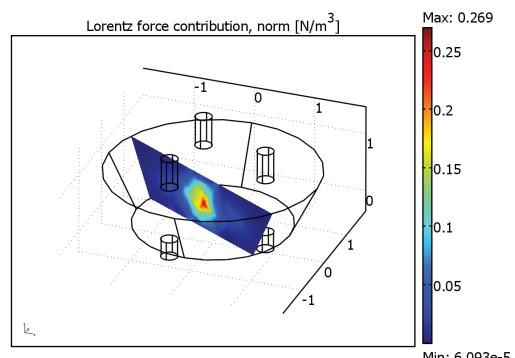


Fig. 18. Norm of the force density distribution on line 2 (Fig. 9).

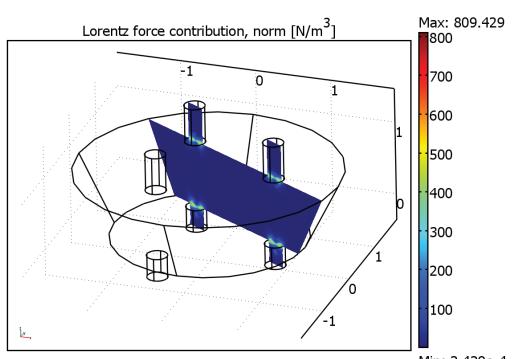


Fig. 19. Norm of the force density distribution on line 3 (Fig. 9).

3. FIRST TESTS OF THE PIONEER EXPERIMENTAL SET-UP

First experimental set-up (Figs. 20, 21) was constructed in a simplified form at the scientific laboratory of Tallinn University of Technology, Department of Fundamentals of Electrical Engineering and Electric Machines. Main parameters of the arc furnace were chosen according to existing equipment. Maximum power of the arc furnace, according to the used frequency converter, was chosen equal to 3.1 kW with nominal frequency in the range of 0–50 Hz. Lower diameter of the furnace was 120 mm, upper diameter 150 mm, and height 130 mm. Distance of the electrodes from the furnace centre was chosen equal to 50 mm. Diameters of the mentioned electrodes were 10 mm. Schematic of the experimental set-up is shown in Fig. 20. A number of simplifications were made:

- 1) it was impossible to use higher currents;
- 2) transformer was used as independent supply source, thus the tests were carried out at the frequency of 50 Hz;
- 3) tests were carried out using AC voltage;
- 4) salt solution with resistivity of $0.84 \Omega\text{m}$ was used instead of the molten metal.

First test was made using 50 Hz supply voltage with total current of 3.5 A. Fan, attached to a string, was lowered into the salt solution as shown in Fig. 22 and turning velocity of the fan in the salt solution was measured at different heights. Velocity of the fan at such current and frequency was about 1.6 rpm.

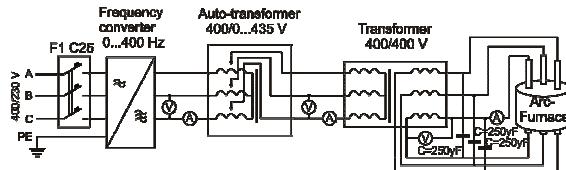


Fig. 20. Scheme of the pioneer experimental set-up, salt solution at AC voltage, frequency 50 Hz.



Fig. 21. Photo of the pioneer experimental set-up.



Fig. 22. Fan, lowered into the salt solution.

However, the salt solution became relatively warm due to currents in it, which means that thermal circulation arose in the furnace. This is why turning of the fan cannot be used as a parameter in the calculations.

Second test was made by hanging the pickup coil between supply electrodes. As the magnetic flux linkage of the imaginary contour in the salt solution is very difficult to measure, some simplifications have to be made. Namely, the imaginary contour in the salt solution has to be replaced by a real contour above the salt solution between the electrodes, as shown in Fig. 23.

From theoretical calculations it can be concluded that induced electromotive force in the contour is very small. To raise the electromotive force to a measurable value, 10 turns of winding was added to the given contour and the dimensions of the contour were chosen so that the induced voltage could be measured with a millivoltmeter. At the parameters of 3.5 A and 50 Hz in the

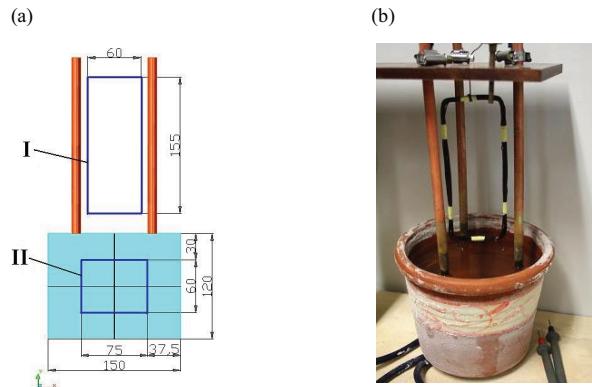


Fig. 23. Placements of the upper contour I and lower contour II (a); photo of the constructed real contour (b).

furnace, the measurements showed 370 mV of induced electromotive force E_1 . Calculating the induced voltage in secondary winding of the transformer as

$$E_1 = 4.44 f w_1 \phi_1, \quad (19)$$

the magnetic flux can be obtained as

$$\phi_1 = \frac{E_1}{4.44 f w_1}, \quad (20)$$

where w_1 is the number of turns in the upper contour (in this case 10 turns). Magnetic flux through the contour is

$$\phi_1 = A_1 B_m, \quad (21)$$

where A_1 is the area of the upper contour I. In case of the contour dimensions as shown in Fig. 23, the magnetic flux becomes 1.6×10^{-4} Wb. The average magnetic flux through plane A_1 can be calculated as

$$B_m = \frac{\phi_1}{A_1}. \quad (22)$$

Magnetic flux density is 1.85×10^{-2} T. These calculation results can be transformed to the contour II that is placed in the salt solution. Assumption is made that currents through the salt solution are flowing between upper and lower electrodes. For this the value of the longer side of contour II is multiplied by the value of the shorter side. Resulting area is 4.5×10^{-3} m² and denoted as A_{II} . Magnetic flux through the lower contour can be calculated as

$$\phi_{II} = A_{II} B_m, \quad (23)$$

giving as the result 8.33×10^{-5} Wb. Having calculated the magnetic flux through the contour II, induced electromotive force in the same contour can be calculated as well:

$$E_2 = 4.44 f w_2 \phi_{II}, \quad (24)$$

where in that case $w_2 = 1$. Value of the electromotive force is 18.5 mV. When resistivity of the salt ρ is known, then using the length of contour II, resistance of the contour can be calculated as

$$R_2 = \frac{\rho l_{II}}{\sum S}, \quad (25)$$

where $\sum S$ is the area of the cross-section; we get resistance of 6.21Ω . Now it becomes possible to calculate the current in contour II:

$$I_2 = \frac{E_2}{R_2}. \quad (26)$$

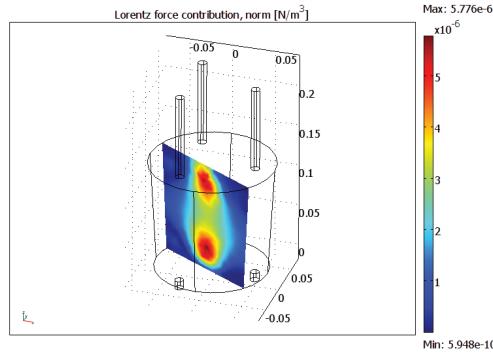


Fig. 24. Three-dimensional force density calculation of the experimental set-up.

Current value of 2.97 mA gives the opportunity to calculate the torque T that is affecting the windings:

$$T = B_m A_{ll} I_2. \quad (27)$$

When the frequency is 50 Hz and current is 3.5 A, resulting torque is 2.48×10^{-7} Nm. Dividing the torque by the arm of the force or the shorter side of the salt solution contour, we obtain $F = 3.62 \times 10^{-6}$ N.

To evaluate the simplified results of the calculations, comparison of modelling results in three-dimensional and two-dimensional calculation are to be made.

Figure 24 shows that calculations of the experimental setup are close to the calculations of the model. Modelling results show that as the height of the salt solution has about a similar value to its width, two maximum points of force density are created in the middle of the salt solution. This can be explained by the fact that the current trajectories of the electrodes float in space, resulting in a higher current density at the upper and lower electrodes.

4. CONCLUSIONS

The preliminary modelling results show that forces, created in the molten metal using this given arc furnace construction, are sufficient to create the mixing process. Force densities become the higher the closer to the electrode the measuring point is, becoming as high as 7467 N/m^3 in case of 40 kA current and 2 Hz frequency. This can be explained by the fact that induced current densities are higher also near the electrodes as shown in Fig. 7.

Optimal mixing frequency requires an in-depth study from the practical point of view, as the slip of the molten metal plays a huge role. Assumptions can be made that the optimal mixing frequency is between 0 and 5 Hz. It is important to

note that in case of higher supply frequency also higher induced currents arise, resulting in higher current densities. As a drawback, slip starts to rise as the frequency is rising.

Arc between the electrode and molten metal plays a huge role as well, because arc pushes molten metal to the bottom of the furnace. Also thermal convections arise in the molten metal, which this paper did not take into account, but which need a further study in the future.

The first constructed pioneer experimental set-up showed that the mixing processes in the salt solutions were created, but whether they arose because of the thermal convection or Lorentz forces, is hard to say. It is clear that the experimental set-up needs further improvement and modelling has to include additional thermal convections with $\kappa-\varepsilon$ Navier-Stokes [8] liquid viscosity calculations besides the calculations of the Lorentz forces.

REFERENCES

1. Boulet, B., Lalli, G. and Ajersch, M. Modeling and control of an electric arc furnace. In *Proc. American Control Conference*. Denver, Colorado, 2003.
2. Toulouevski, Y. and Zinurov, I. *Innovations in Electric Arc Furnaces*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2010.
3. Järvik, J., Janson, K. and Mölder, H. Patent application: Method for stirring molten metal and electric arc furnace. Owner: Tallinn University of Technology. Priority number: P201100014. Priority date: 04.03.2011.
4. Kim, W. and Yoon, J. Numerical prediction of electromagnetically driven flow in ASEA-SKF ladle refining straight induction stirrer. *Ironmaking and Steelmaking*, 1991, **18**, 446–453.
5. Pal, M., Eriksson, R. and Jönsson P. A computational fluid dynamics model of a 20 Kg induction stirred laboratory scaled ladle. In *Proc. COMSOL Multiphysics User's Conference*. Stockholm, KTH, 2005.
6. Larsen, H. Current distribution in the electrodes of industrial three-phase electric smelting furnaces. In *Proc. 2006 Nordic COMSOL Conference*. Copenhagen, 2006. CD-ROM.
7. McDougall, I. Finite element modeling of electric currents in AC submerged arc furnaces. In *Proc. 11th International Congress on Ferroalloys*. The Indian Ferro Alloy Producers' Association, Delhi, India, 2007, vol. 2, 630–637.
8. Foias, C., Rosa, R., Manley, O. and Teman, R. *Navier-Stokes Equations and Turbulence*. Cambridge University Press, Cambridge, 2001.

Vedelmetalli segamise meetod ja vastav kaarleekahi

Heigo Mölder, Jaan Järvik, Kuno Janson, Rauno Gordon
ja Toomas Vaimann

Vedelmetalli segamise meetod ja sellele vastav kaarleekahi võimaldavad juhtida sulametalli segamist. Segamine toimub vedelmetalli läbivate voolude ja nende põhjustatud magnetväljade koostöitel. Sealjuures tekitatakse elektroodide paigutuse ja nende kaudu sulametalli antavatele vooludele vahelduvkomponente lisamisega pöörlev magnetvälvi. Viimane tekitab sulametallis induktsioon-

voolud, mis omakorda kutsuvad sulametallis esile liikumapanevad jõud. Elektroodide toiteallikaid juhitakse juhtsüsteemi abil, mis võimaldab sulatusprotsessi algul kasutada alalisvoolu, ja hiljem, kui metall on juba sulanud, lisada juurde segamisefekti tekitav vahelduvkomponent. Artiklis on esitatud sulametallis tekki-vate magnetväljade ja jõutiheduste modelleerimis- ning katsetulemused.

Multi-Electrode Arc Furnace Technology with Improved Metal Processing Capability Using Current Driven Mixing

Heigo Mõlder¹, Jaan Järvik¹, Toomas Vaimann¹, Rauno Gordon²

¹Department of Fundamentals of Electrical Engineering and Electrical Machines

²Thomas Johann Seebeck Department of Electronics

Tallinn University of Technology

Tallinn, Estonia

e-mail: Heigo.Molder@ttu.ee

Abstract—This paper presents a finite element solution for three-dimensional isothermal flow for DC arc furnace where low frequency AC component is added. Electrodes of the furnace are connected with independent supply sources. Current densities, magnetic flux densities, force densities and flow of molten metal are investigated in the case of two different furnace constructions. Methodology for supply source control described in this paper can be used in industrial applications for mixing molten metals or other conductive liquids.

Keywords- finite element analysis; modelling; arc furnace; electromagnetic fields; liquid metal flow; metal stirring combined DC and AC supply

I. INTRODUCTION

Abrupt growth of energy consumption in the whole world has started to have a negative effect on the surrounding environment. This is the reason why energy consumption must be limited in the situation where the need for different engineering materials is ever growing. Solution lies in recycling of the materials and industrial DC furnaces give a good possibility for that via melting scrap metal. To have a low energy consuming melting process and a good quality metal, a sufficient mixing solution for the furnace is needed. DC furnaces have a number of advantages when compared to AC ones [1, 2]. To use all these benefits and to provide an additional controllable mixing process for molten metal, a solution is investigated, where the control device for the supply sources adds low frequency AC component to the DC supply voltage in order to create rotational field in the furnace [3, 4]. This given method is investigated using two different furnace constructions. First solution has three upper electrodes and one bottom electrode as shown on Fig. 1a, and vice versa in the second construction as shown on Fig. 1b.

Furnace on Fig. 1a consists of a bath (1), with the molten metal (2). Above the furnace bath are the upper electrodes (3.1, 3.2, and 3.3) that are shifted in space with angle 120° between each other and under the bottom of the furnace there is one bottom electrode (4). Electrodes are supplied from the supply grid through power sources (5.1, 5.2, and 5.3). Power sources get their supply from the grid (6). Control system (7) is used to control the arc furnace and it consists of three source control devices (8.1, 8.2, and 8.3), the power regulator of the

arc furnace (9) and the control device (10) for the mixing process of molten metal. The latter include a device for forming the mixing signals (11), mixing frequency generator (12), a device for forming mixing current amplitude signal (13) and a device for forming the signal of phase sequence (14).

Second solution shown on Fig. 1b, has one upper electrode, situated in the middle of the furnace (3) and three bottom electrodes (4.1, 4.2 and 4.3). Other components of the device are the same as on Fig. 1a.

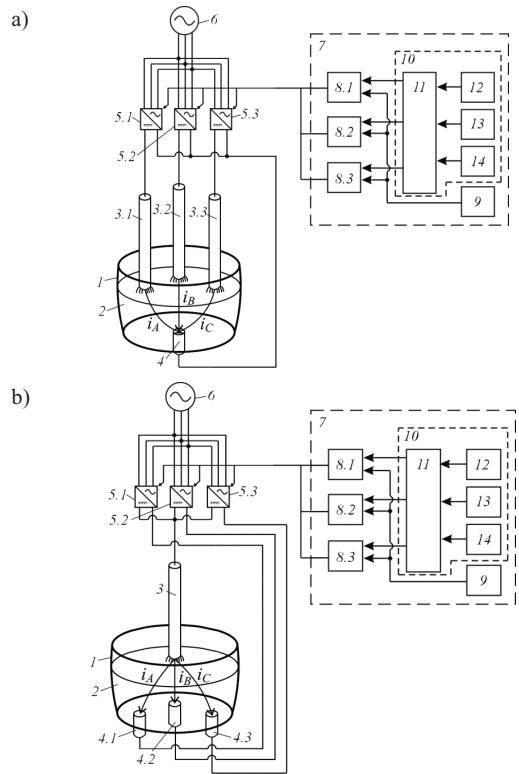


Figure 1. Construction solutions of the furnace.

All electrodes get their supply from the independent supply sources so that the currents of the electrodes are flowing in the direction up to down in a straight line as seen on Fig. 1. Supply voltages of the independent supply sources can be described using the following equations:

$$U_A = U_0 + U_m \sin \omega t, \quad (1)$$

$$U_B = U_0 + U_m \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}), \quad (2)$$

$$U_C = U_0 + U_m \sin(\omega t - \frac{4\pi}{3}), \quad (3)$$

where

- U_0 – DC voltage component;
- U_m – amplitude value of AC voltage;
- $\omega = 2\pi f$ – angular velocity;
- t – time.

II. GOVERNING EQUATION FOR CALCULATING ELECTROMAGNETIC FORCES

As the frequency of the current is low, the quasi-static form of Maxwell's equations is solved [5, 6]:

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J}, \quad (4)$$

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}, \quad (5)$$

$$\vec{B} = \mu_1 \vec{H}, \quad (6)$$

$$\vec{J} = \sigma_1 (\vec{E} + (\vec{U} \times \vec{B})), \quad (7)$$

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B}. \quad (8)$$

where

- B – magnetic flux density;
- J – current density;
- E – electric potential;
- H – magnetic field density;
- μ_1 – magnetic permeability;
- σ_1 – electrical conductivity;
- U – velocity of the conductor in the magnetic field;
- F – volumetric Lorentz force.

III. MESH SETTING FOR THE THREE-DIMENSIONAL MODEL

Comsol Multiphysics 4.2a software is used for the modeling of the furnace. The initialized mesh consists of 30667 mesh elements where there are 23635 tetrahedral elements, 7032 prism elements, 4222 triangular elements, 323 edge elements, and 41 vertex elements. Then a mesh refinement was applied over the domain to get better resolution of the forces and the velocity in the ladle. Fig. 2 shows the cross-section of the chosen mesh.

IV. VOLUMES OF CHOSEN GEOMETRY, MATERIALS AND SUPPLY VOLTAGES

As the density ρ_1 of molten metal is relatively high and the dynamic viscosity μ_2 relatively low, high inertia is created when the molten metal is flowing. The selected material parameters are given in Table I.

It can be expected that 50 Hz time varying rotational field is too quick to carry molten metal. It creates a high slip, which means that mixing is not effective enough and there is no pos-

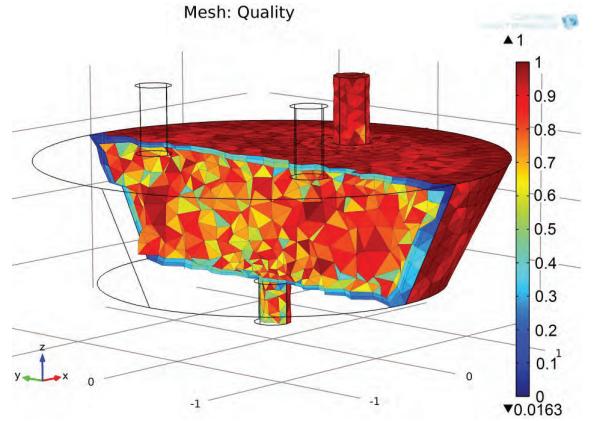


Figure 2. Cross-section of the mesh.

TABLE I. GEOMETRICAL DIMENSIONS, MATERIAL AND VOLTAGE SUPPLY PARAMETERS

Name of geometric dimension	Numeric value
Electrode diameter	0.27 m
Area of cross section of the electrode	0.058 m ²
Electrode length	0.5 and 0.3 m
Upper diameter of molten metal in the furnace	3.4 m
Lower diameter of molten metal in the furnace	2.4 m
Height of molten metal	0.9 m
Total weight of molten metal	50 t
Molten metal parameters [7]	
ρ_1 – density of molten steel	7024 kg/m ³
T – temperature of molten steel	1873 K
μ_1 – magnetic permeability	1
μ_2 – dynamic viscosity of molten steel	5.03 Pa·s
ε – relative dielectric constant of the medium	1
σ_1 – conductivity of molten steel in ladle	$1.04 \cdot 10^6$ S/m
Graphite electrode parameters	
ρ_2 – density of graphite electrode	1950 kg/m ³
σ_2 – conductivity of graphite electrode	$3 \cdot 10^3$ S/m
Voltage supply parameters	
U_0 – DC component of supply voltage	100 V
U_m – AC component of supply voltage	85 V
U_{rms} – DC and AC rms. supply voltage	116.673 V
f – supply frequency	0.1 Hz
Shift between three phases	120°

sibility to control the process. In this paper mixing of molten metal in the case where low-frequency 0.1 Hz AC component is added to the DC component is investigated. Due to high inertia of the molten metal flow, it makes sense to look at the flow velocities after time has passed from the start of the process.

Time moment 9.165 s from the start of mixing process was chosen to be the moment where flow of molten metal is investigated. By that time, molten metal flow has reached a stable flow velocity and supply voltages in the electrodes are $U_A = 185$ V, $U_B = U_C = 57.5$ V. Instantaneous current values at the same time moment are $i_A = 35.8$ kA, $i_B = i_C = 11.2$ kA. These current values mean that current density in the middle of molten metal is $J = 3.36 \cdot 10^4$ A/m² (Fig. 3) and $J_{max} = 6.69 \cdot 10^5$ A/m² in the bottom electrode.

As the highest current density is reached near the bottom electrode, also the magnetic flux density in that area is the highest $B_{\max} = 29.7$ mT (Fig. 4).

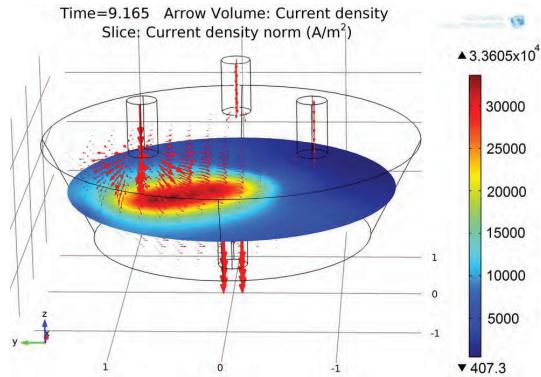


Figure 3. Distribution of current density on frequency 0.1 Hz in the middle of molten metal at time moment 9.165 s.

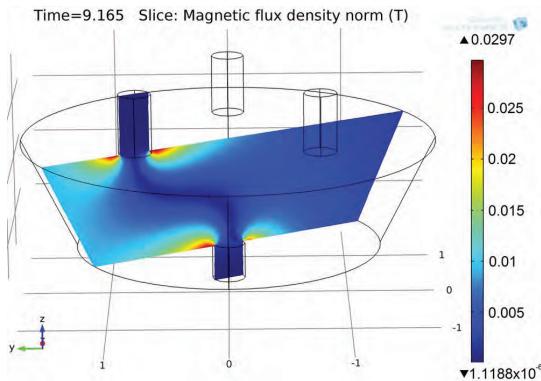


Figure 4. Distribution of magnetic flux density shown on the cross section at time moment 9.165 s under the electrode with maximum current density.

Using these current densities, magnetic flux densities and also (8), maximum values of force densities can be calculated $F_x = 15446$ N/m³, $F_y = 21776$ N/m³, $F_z = 12731$ N/m³. Direction of the arrows of force densities normal component according to force volumes is shown on Fig. 5.

It can be seen on Fig. 5 that the direction of force vectors is perpendicular to vectors of current density and magnetic flux density. This means that molten metal is pushed downwards from the upper electrodes and upwards from the bottom electrodes.

V. GOVERNING EQUATION FOR FLOW FIELD

When Lorentz force densities have been calculated, also flowing of molten metal in the furnace can be calculated. Navier-Stokes equations are the base for most problem solutions in hydromechanics. The melt is regarded as an incompressible liquid and equation is expressed in vector form as [8, 9]:

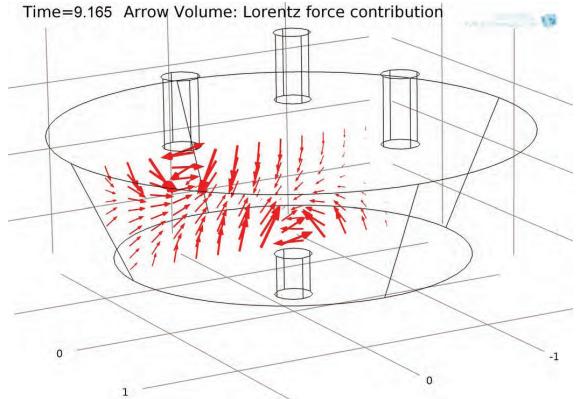


Figure 5. Logarithmic distribution of force densities in a vertical layer.

$$\begin{aligned} \text{grad} \left(\rho_1 \frac{V^2}{2} + p + \rho_1 g z \right) &= \\ -\rho_1 \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} - \rho_1 (\text{rot} \vec{V}) \times \vec{V} + \mu_2 \nabla^2 \vec{V} + \vec{F}, & (9) \\ \nabla \cdot \vec{V} = 0, & (10) \end{aligned}$$

where

$\vec{V} = \vec{V}(u, v, w)$ – vector speeds of fluid flow with projections in u, v, w axis;

p – pressure;

ρ_1 – density of the fluid;

g – gravity force;

z – Cartesian coordinate axis;

t – time;

$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t}$ – local inertial force;

$\text{rot} \vec{V}$ – fluid flow vortex component;

μ_2 – dynamic viscosity of molten steel;

∇ – divergent of vector;

\vec{F} – volumetric Lorentz force vector.

Decomposition of flow fields into an averaged part and a fluctuating part, followed by insertion into the Navier-Stokes equation, and then averaging, gives the Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) equations [9]:

$$\begin{aligned} \rho_1 \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \rho_1 \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} + \nabla \cdot (\overline{\rho_1 u' \otimes u'}) &= \\ -\nabla P + \nabla \cdot \mu_2 (\nabla \vec{V} + (\nabla \vec{V})^T) + \vec{F}, & (11) \end{aligned}$$

$$\rho \nabla \cdot \vec{V} = 0; \quad (12)$$

where u' symbol is velocity fluctuating part and \otimes is the outer vector product.

In this paper flow of molten metal caused by only Lorentz forces has been investigated. Temperature is considered to be a constant value of 1873 K. Analysis of flow caused by temperature is planned to be a part of future study. To simplify the molten metal flow FEM calculations in the model of the furnace, arc has not been taken into account. Electrodes are

connected directly with molten metal. The no-slip conditions $u = 0$ were assigned on the bath walls and electrodes, and the slip condition on the free surface of the melt.

Next, flowing of molten metal is investigated after the time moment 9.165 s has passed. This period is very important, because flowing of molten metal has a high inertia and reaching the final flowing velocity takes time. As it can be seen from Figs. 6 and 7, magnetic flux is the highest at the places where current density is the highest. This means that according to Lorentz forces, the highest flowing velocity of molten metal is also reached at those places.

Next, flowing of molten metal at the same time moment using solution described in Fig. 1b is investigated. In this solution there are three electrodes at the bottom of the furnace bath and one electrode on the top. Values of supply voltages and current densities remain the same as described before. In that case, as shown on Fig. 8, maximum flowing velocity of the molten metal is almost 12.8 cm/s, which is very similar to the velocity using construction shown on Fig. 1a. It differs only by the flow direction of molten metal.

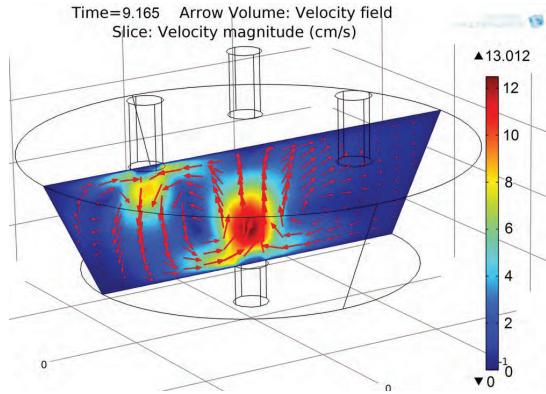


Figure 6. Flow of molten metal by the time moment 9.165 s in vertical layer.

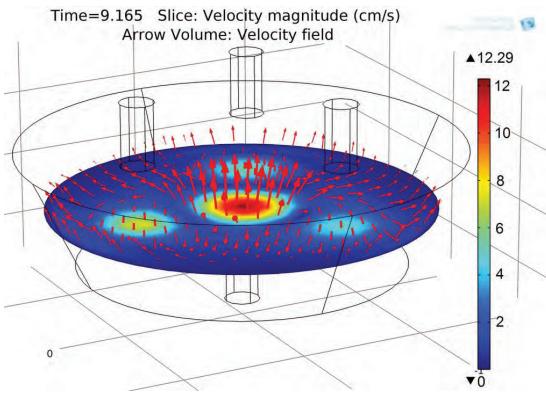


Figure 7. Flow of molten metal by time moment 9.165 s in the middle of the molten metal in horizontal layer.

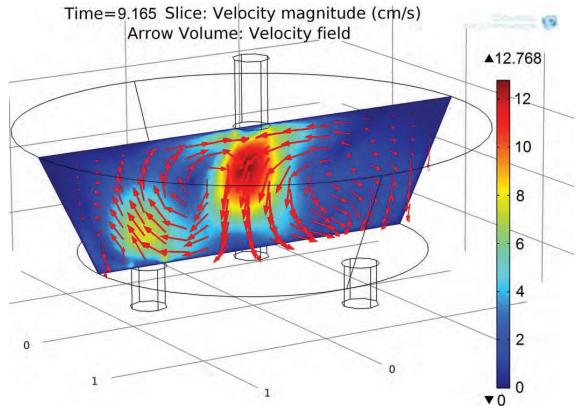


Figure 8. Flow of molten metal at time moment 9.165 s in vertical layer using solution described on Fig. 1b.

VI. CONCLUSION

Mixing of molten metal depends mainly upon the current density that crosses the molten metal and the frequency of supply voltage. The longer is the time period where possibly high current crosses molten metal, the highest flow velocities can be gained. As flow of molten metal has a very high inertia, it is sensible to use very low supply voltage frequencies. Low supply voltage frequency helps to change the Lorentz force maximum slowly in space, which disperses the mixing of molten metal in the furnace bath. In case of 0.1 Hz supply voltage maximum flow velocity of almost 13 cm/s was reached using both constructions. When the movement of molten metal is investigated, it can be said that construction shown on Fig. 1a is a better one, because metal on the top layer near the walls of the bath has a better possibility to start moving. Future investigation is needed to determine optimal needed time for even mixing of molten metal.

REFERENCES

- [1] S. A. Smirnova, V. V. Kalaev, S. M. Hekhamin, M. M. Krutynskii, S. N. Kolgatine, and I. S. Nekhamin, "Mathematical simulation of electromagnetic stirring of liquid steel in DC arc furnace". ISSN 0018_151X, High Temperature, 2010, Vol. 48, No. 1, pp. 68–76.
- [2] R. T. Jones, Q. G. Reynolds, T. R. Curr, "Some myths about DC arc furnaces". ABB Switzerland Ltd, Turgi, Switzerland, Southern African Institute of Mining and Metallurgy, Johannesburg, 6–9 March 2011.
- [3] J. Järvi, K. Janson, H. Mölder. Invention: Method for stirring molten metal and electric arc furnace; Owner: Tallinn University of Technology; Priority number: P201100014; Priority date: 04.03.2011.
- [4] H. Mölder, J. Järvi, K. Janson, R. Gordon, T. Vaimann, Method for mixing molten metal and compatible electric arc furnace // Estonian Journal of Engineering, 2011.– Vol. 17, No. 3, pp. 220–240.
- [5] N. Ida, Engineering Electromagnetics. Second edition. USA New York, 2003.
- [6] M. Pal, R. Eriksson, P. Jönsson, "A computational fluid dynamics model of a 20 Kg induction stirred laboratory scaled ladle". COMSOL Multiphysics User's Conference, Stockholm: KTH , 2005.
- [7] ASM Handbook, Casting was converted to electronic files in 1998, Vol 15, pp. 231–234, <http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>
- [8] K. Laigma, Hüdromehaanika (Hydromechanics). – Tallinn, 1997.
- [9] Comsol Multiphysics 4.2a help.

Investigation of Molten Metal Mixing in a DC Electric Arc Furnace with Added AC Component on Different Frequencies

H. Mölder, J. Järvik, T. Vaimann, and R. Gordon

Abstract—This paper describes flowing of molten metal in a novel electric arc furnace. Combined AC and DC components are used in the supply system for the furnace. Finite element method is used to investigate the impact of AC component frequency on the flowing of molten metal.

Index Terms—finite element analysis; modeling; arc furnace; electromagnetic fields; liquid metal flow; metal stirring combined DC and AC supply.

I. INTRODUCTION

IT is known from the literature that DC furnaces have a number of benefits when compared to the AC ones [1]–[4]. They are more grid friendly, with a smaller electrode expense per one ton of metal, high efficiency and provide high-grade steel. Compared to AC arc furnaces, these furnaces are economically more profitable by 30% and environmentally purer by 90% [5]. To use all these benefits and to provide an additional controllable mixing process for molten metal, a solution is investigated, where the control device for the supply sources adds low frequency AC component to the DC supply voltage in order to create rotational field in the furnace. In the paper [6] a solution with independent supply sources was investigated. In the given paper a solution is investigated where supply sources dependent of each other is used. This means that current contours are between both upper and lower electrodes.

Supply voltages applied for three upper electrodes (Fig. 1) can be calculated using the following equations:

$$u_A = U_0 + U_m \sin \omega t, \quad (1)$$

$$u_B = U_0 + U_m \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}), \quad (2)$$

$$u_C = U_0 + U_m \sin(\omega t - \frac{4\pi}{3}), \quad (3)$$

where

U_0 – DC voltage component, V;

U_m – amplitude value of AC voltage, V;

$\omega = 2\pi f$ – angular velocity;

t – time, s.

Rms values of the voltages where the impact of DC component cannot be forgotten can be calculated as follows:

H. Mölder, J. Järvik, and T. Vaimann are with the Department of Fundamentals of Electrical Engineering and Electrical Machines, Tallinn University of Technology, Ehitajate tee 5, 19086 Tallinn, Estonia (e-mail: Heigo.Molder@ttu.ee)

R. Gordon are with Thomas Johann Seebeck Department of Electronics, Tallinn University of Technology, Ehitajate tee 5, 19086 Tallinn, Estonia (e-mail: rauno@elin.ttu.ee)

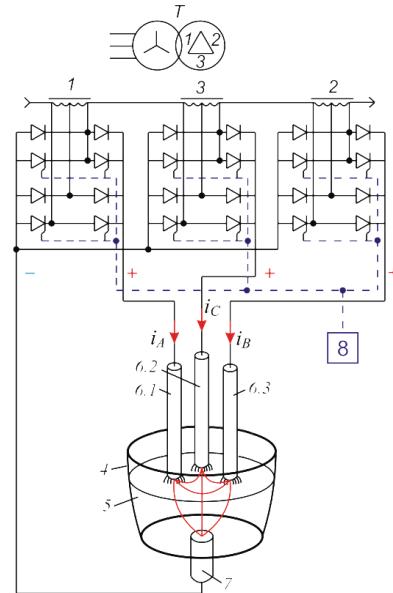


Fig. 1. Principle schematics of the electric arc furnace: 1...3 – secondary winding of the supply transformer, 4 – bath of the furnace, 5 – liquid metal, 6 – upper electrodes, 7 – bottom electrode, 8 – control device.

$$U_{rms} = \sqrt{\frac{1}{T} \cdot \left[\int_0^T (U_0 + U_m \sin(\omega t - \varphi))^2 dt \right]}, \quad (4)$$

where T – period, s;

φ – phase shift angle, rad.

II. GOVERNING EQUATION FOR CALCULATING ELECTROMAGNETIC FORCES

As the frequency of AC voltage is relatively low 0...50 Hz, commonly known Maxwell's equations are used for calculating the electromagnetic fields [7]:

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J}, \quad (5)$$

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}, \quad (6)$$

$$\vec{B} = \mu \vec{H}, \quad (7)$$

$$\vec{J} = \sigma (\vec{E} + (\vec{V} \times \vec{B})), \quad (8)$$

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B}, \quad (9)$$

where

B – magnetic flux density;

J – current density;

- E – electric potential;
 H – magnetic field density;
 μ – magnetic permeability;
 σ – electrical conductivity;
 V – velocity of the conductor in the magnetic field;
 F – volumetric Lorentz force density.

III. MESH SETTING FOR THE THREE-DIMENSIONAL MODEL

Comsol Multiphysics 4.2a software is used for the modeling of the furnace. The initialized mesh consists of 36269 mesh elements where there are 28249 tetrahedral elements, 8020 prism elements, 5148 triangular elements, 419 edge elements, and 57 vertex elements. Then a mesh refinement was applied over the domain to get better resolution of the forces and the velocity in the ladle.

IV. VOLUMES OF CHOSEN GEOMETRY, MATERIALS AND SUPPLY VOLTAGES

TABLE I GEOMETRICAL DIMENSIONS, MATERIAL AND VOLTAGE SUPPLY PARAMETERS

Name of geometric dimension	Numeric value
Upper electrode diameter	0.2 m
Lower electrode diameter	0.35 m
Electrode length	0.5 and 0.3 m
Upper diameter of molten metal in the furnace	2.3 m
Lower diameter of molten metal in the furnace	1.6 m
Height of molten metal	0.7 m
Total weight of molten metal	14.6 t
Molten metal parameters [8]	
ρ_1 – density of molten steel	7024 kg/m ³
T – temperature of molten steel	1873 K
μ_1 – magnetic permeability	1
μ_2 – dynamic viscosity of molten steel	5.03 Pa·s
ϵ – relative dielectric constant of the medium	1
σ_1 – conductivity of molten steel in ladle	1.04·10 ⁶ S/m
Graphite electrode parameters	
ρ_2 – density of graphite electrode	1950 kg/m ³
σ_2 – conductivity of graphite electrode	3·10 ³ S/m
Voltage supply parameters	
U_0 – DC component of supply voltage	120 V
U_m – AC component of supply voltage	100 V
U_{rms} – DC and AC rms. supply voltage	139.284 V
I_{rms} – DC and AC rms. current	16.9 kA
f – supply frequency	0–50 Hz
Shift between three phases	120°

V. GOVERNING EQUATION FOR FLOW FIELD

Due to the high Reynold's number 10^6 , the flow of the molten metal is turbulent. This leads to the using of Navier-Stokes equations, $k-\varepsilon$ calculation method to be precise. As the number of pages is limited, only the main formula for turbulent flowing is shown [9]:

$$\rho_1 \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \rho_1 \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} + \nabla \cdot (\rho_1 u' \otimes u') = -\nabla P + \nabla \cdot \mu_2 (\nabla \vec{V} + (\nabla \vec{V})^T) + \vec{F}; \quad (10)$$

$$\nabla \cdot \vec{V} = 0; \quad (11)$$

where

$\vec{V} = \vec{V}(u, v, w)$ – vector speeds of fluid flow with projections in u, v, w axis;

\otimes – other components of flow vectors;

u' – velocity fluctuating part;

P – pressure;

ρ_1 – density of the fluid;

- t – time;
 $\frac{\partial \vec{V}}{\partial t}$ – local inertial force;
 μ_2 – dynamic viscosity of molten steel;
 ∇ – nabla, the Hamiltonian operator;
 \vec{F} – volumetric Lorentz force density vector.

In this paper flowing of the molten metal is researched only from the aspect of Lorentz forces, where temperature component of the molten metal has not been taken into account. All the metal in the melt state has a constant temperature 1873 K. Circulations due to temperatures will be researched in future papers. To simplify the model effects arising due to electric arcs have not been taken into account as well. Electrodes in the given model are in straight contact with molten metal. The no-slip conditions $v = 0$ were assigned on the bath walls and electrodes, and the slip condition on the free surface of the melt. In unsteady-state calculations, zero field of velocity was assigned at the initial instant of time in the bath volume. Walls of the furnace do not reflect the magnetic field.

V. CALCULATING RESULTS

For the first case, a situation where AC component $U_m = 100$ V with the frequency 0.1 Hz is added to DC voltage $U_0 = 120$ V. According to (1)...(3), on the time moment 22.5 s maximum potential of one electrode is $u_A = 220$ V and the other electrodes have an equal potential $u_B = u_C = 70$ V. In this time moment instantaneous currents flowing through upper electrodes are $i_A \approx 26.7$ kA, $i_B \approx i_C \approx 1$ kA and the instantaneous current flowing through the bottom electrode is $i \approx 28.7$ kA. Using (4) it can be determined that the rms value of voltage is $U_{rms} = 139.284$ V and the rms value of current $I_{rms} = 16.9$ kA. According to (5)...(9) at the given voltages Lorentz force densities can be calculated which vary in the range of 0.1...29 kN/m³. Directions of the Lorentz force density vectors in the vertical plain at the given time moment and AC frequency 0.1 Hz are shown on Fig. 2.

Near the electrode where the current is concentrated, also higher Lorentz forces emerge. These forces push the molten metal together. Flowing of the molten metal can be observed in the space between the electrodes, in the middle of molten metal, where the concentration of Lorentz forces is lower due to current and magnetic flux density distribution in space (Fig. 3).

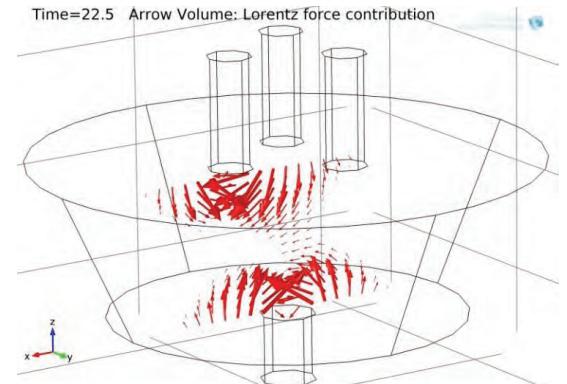


Fig. 2. Distribution of Lorentz force density vectors at time moment 22.5 s logarithmically in a vertical plain, when AC component with the frequency 0.1 Hz is added to DC voltage.

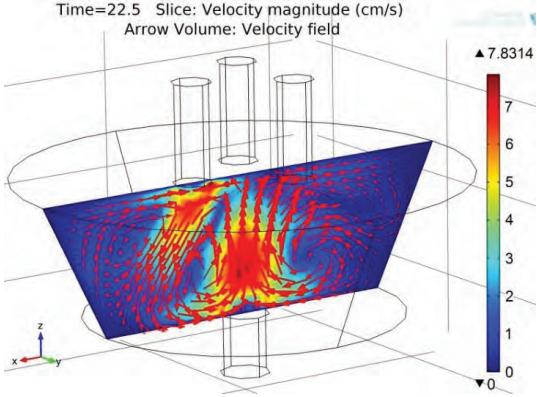


Fig. 3. Flowing of molten metal in the vertical plain at the time moment 22.5 s, when AC component with the frequency 0.1 Hz is added to DC voltage.

Metal flows out from the area between the electrodes, because in the middle of the melt the pressure of molten metal overcomes the Lorentz forces. Flowing of molten metal due to similar principle based on Lorentz forces is also described in [5], [6], [10], [11].

For the next case, a situation where only DC voltage $U_0 = 139.284$ V is applied to upper electrodes (Fig. 4). This is equal to voltage rms value U_{rms} described in the earlier case. This means that the power of the electric arc furnace remains the same. Currents flow only from upper electrodes to the bottom electrode.

For the next case (Fig. 5) AC component with the frequency of 50 Hz is added to DC voltage. Again the time moment where the upper electrode has the maximum potential is observed.

As it can be seen from Fig. 3, molten metal reaches the fastest local flow velocity under the upper electrodes, when AC component with the frequency 0.1 Hz is added to DC voltage. This is due to the low frequency which helps to keep a high voltage amplitude on one electrode pair for a relatively long time. As a result the local flowing velocity under the electrode has the possibility to rise until it reaches higher values.

In case of pure DC voltage (Fig. 4), there are no currents flowing between the upper electrodes, which mean that all currents flow to the bottom electrode. Higher current density yields higher magnetic flux density and Lorentz forces. As a result local flowing velocity of molten metal at the bottom electrode rises when compared to the case where 0.1 Hz AC component was used.

When AC component with the frequency 50 Hz is added to DC voltage, it can be seen from Fig. 5 that local flowing velocity of molten metal is relatively low under the upper electrodes. This is due to the short time period where maximum current amplitude is applied to one electrode. This leads to rising of the slip. However, local flowing velocity of molten metal at the bottom electrode is a bit higher than in the case with 0.1 Hz AC component.

When the given constant power and constant voltage rms values are applied, it can be determined that average flowing velocities of the molten metal in the whole volume of the furnace remain practically the same, being not dependent on the AC component frequency. This is logical as the amount of energy used to mix the molten metal remains the same all the time. Average flowing velocities of molten metal in the volume of the furnace remain between 0.9...1.1 cm/s.

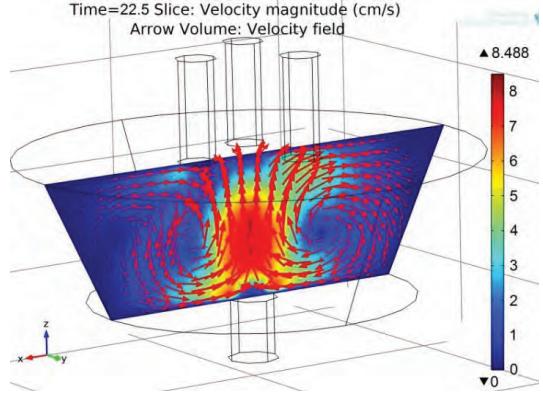


Fig. 4. Flowing of molten metal at the time moment 22.5 s in vertical plain using DC voltage.

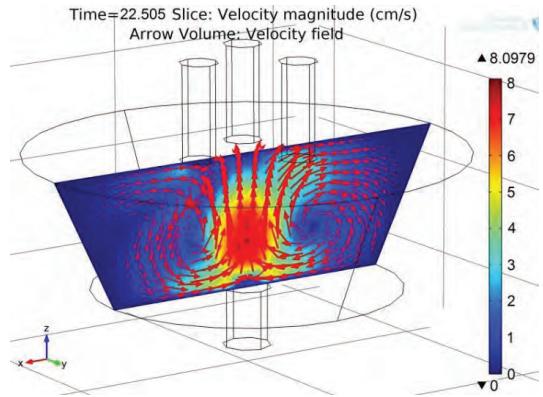


Fig. 5. Flowing of molten metal in the vertical plain at time moment 22.505 s, when AC component with the frequency 50 Hz is added to DC voltage.

However, it can be seen that using the same power, the usage of low frequency AC component raises the local flowing velocity under upper electrodes. This might prove to be beneficial to grab the solid metal remaining at the edges of the furnace into the mixing process with a higher efficiency.

VI. CONCLUSION

Calculations show that in case of constant power adding AC component at the given frequencies to the DC supply voltage does not help to create additional Lorentz forces. Because of this, also the average flowing velocity of molten metal in the volume of the furnace does not rise. However, it can be seen that using the same power, the usage of low frequency AC component raises the local flowing velocity under upper electrodes, which might prove to be beneficial to grab the solid metal remaining at the edges of the furnace into the mixing process with a higher efficiency. Convective flowing of molten metal due to temperature differences is planned to be investigated in the future. Given calculations have a theoretical nature and have to be proven in practice.

VII. REFERENCES

- [1] S. A. Smirnova, V. V. Kalaev, S. M. Hekhamin, M. M. Krutynskii, S. N. Kolgatinc, and I. S. Nekhamin, "Mathematical simulation of electromagnetic stirring of liquid steel in a DC arc furnace," ISSN 0018_151X, *High Temperature*, vol. 48, no. 1, pp. 68–76, 2010.

- [2] R. T. Jones, Q. G. Reynolds, and T. R. Curr, "Some myths about DC arc furnaces," ABB Switzerland Ltd, Turgi, Switzerland, Southern African Institute of Mining and Metallurgy, Johannesburg, 6–9 March 2011.
- [3] D. Hurt and J. Kollar. *Direct Current Electric Arc Furnaces*, The EPRI Center of Materials Production, Pittsburgh 1991. Available: <http://www.yuber.com.tr/teknik/DCArkOcaklari.pdf>
- [4] S. M. Nekhamin, A. G. Lunin, M. M. Krutyanskii, and A. K. Filippov, "DC arc melting furnaces," *Refractories and Ind. Ceramics*, vol. 46, No. 1, pp. 37–39, 2005.
- [5] O. V. Kazak and A. N. Semko. "Electrovortex motion of a melt in dc furnaces with a bottom electrode," *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, vol. 84, no. 1, pp. 223–231, Jan. 2011,
- [6] H. Mölder, J. Järvik, T. Vaimann, and R. Gordon, "Multi-electrode arc furnace technology with improved metal processing capability using current driven mixing," in *Proc. 11th Int. Conf. on Environment and Electrical Engineering (EEEIC)*, Venice, IEEE, May 18 – 25, 2012.
- [7] N. Ida, *Engineering Electromagnetics*, 2nd ed., New York, Springer, 2003, p. 1235.
- [8] *ASM Handbook*, Casting was converted to electronic files in 1998, vol. 15, <http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>.
- [9] Comsol Multiphysics 4.2a help.
- [10] J. D. Lavers, P. P. Biringer, and R. L. Quinn, "A Mathematical Model Describing Forces and Circulation in an Electric Smelting Furnace," *IEEE Trans. on Ind. Appl.*, vol. IA-14, no. 5, Sept./ Oct. 1978.
- [11] A. Murthy, J. Szekely, and N. El-Kaddah, "Experimental measurement and numerical computation of velocity and turbulence parameters in a heated liquid metal system," *Metallurgical Trans. B*, vol. 19b, pp. 765–775, Oct. 1988.

VIII. BIOGRAPHIES



Heigo Mölder was born in Audru, Estonia, in 1982. He received the B.Sc. degree from Tallinn University of Technology, Tallinn, in 2005 and the M.Sc. Tallinn University of Technology in 2007. He is currently a Ph.D. Student of Tallinn University of Technology. Since 2007, he has been working in the Department of fundamentals of Electrical Engineering and Electrical Machines, where he is Researcher. His special fields of interest are electrical and magnetic fields.



Jaan Järvik was born in 1939 in Käru, Estonia. He received Dipl.Eng. in 1967 and Ph.D. in 1971 from Leningrad Polytechnic Institute (now St. Petersburg Technical University). From 1971 he works in Tallinn Technical University as Senior Lecturer, Associate Professor, Senior Research Scientist, creator and Manager of Research Laboratory, Professor, Head of Department, Head of Chair. His areas of interest include electric power quality, reactive power compensation, reactors, power supplies for arc furnaces, single phase faults in MV networks and electromagnetic compatibility.



Toomas Vaimann was born in Pärnu, Estonia, in 1984 and received his BSc and MSc degrees in electrical engineering from Tallinn University of Technology, Estonia, in 2007 and 2009 respectively. He is currently a Ph.D. student in Tallinn University of Technology department of Fundamentals of Electrical Engineering and Electrical Machines. He has been working in several companies as an electrical engineer. Presently he is working at the Tallinn University of Technology Department of Fundamentals of Electrical Engineering and Electrical Machines on Engineer's position. His main research interest includes diagnostics of electrical machines.



Rauno Gordon received his Ph.D. degree in computer simulation of biomedical technology from Tallinn University of Technology (TUT) in 2007. Since then he has worked in TUT Thomas Johann Seebeck Department of Electronics building computer models for biomedical engineering. He has participated in two EU projects (FP7 project "Safemetal" and European Tender "Eurocoin") with computer simulations for developing safe and fast methods for Euro coin validation and counterfeit detection. He has participated in target financed projects "Electronic components and subsystems for mission critical embedded systems" (2006–2011) and "Energy efficient electronic systems" (2012–2014). Rauno has also successfully participated in 5 Estonian Science Foundation grants and has written over 20 scientific papers. He is now leading his own research grant in the field of biomedical technology, where the dynamics of the vascular system is investigated with electric diagnostic methods.

**DISSERTATIONS DEFENDED AT
TALLINN UNIVERSITY OF TECHNOLOGY ON
*POWER ENGINEERING, ELECTRICAL ENGINEERING,
MINING ENGINEERING***

1. **Jaan Tehver.** Boiling on Porous Surface. 1992.
3. **Endel Risthein.** Electricity Supply of Industrial Plants. 1993.
4. **Tõnu Trump.** Some New Aspects of Digital Filtering. 1993.
5. **Vello Sarv.** Synthesis and Design of Power Converters with Reduced Distortions Using Optimal Energy Exchange Control. 1994.
6. **Ivan Klevtsov.** Strained Condition Diagnosis and Fatigue Life Prediction for Metals under Cyclic Temperature Oscillations. 1994.
7. **Ants Meister.** Some Phase-Sensitive and Spectral Methods in Biomedical Engineering. 1994.
8. **Mati Meldorf.** Steady-State Monitoring of Power System. 1995.
9. **Jüri-Rivaldo Pastarus.** Large Cavern Stability in the Maardu Granite Deposit. 1996.
10. **Enn Velmre.** Modeling and Simulation of Bipolar Semiconductor Devices. 1996.
11. **Kalju Meigas.** Coherent Photodetection with a Laser. 1997.
12. **Andres Udal.** Development of Numerical Semiconductor Device Models and Their Application in Device Theory and Design. 1998.
13. **Kuno Janson.** Paralleel- ja järjestikresonantsi parameetrilise vahendumisega võrgusageduslik resonantsmuundur ja tema rakendamine. 2001.
14. **Jüri Joller.** Research and Development of Energy Saving Traction Drives for Trams. 2001.
15. **Ingo Valgma.** Geographical Information System for Oil Shale Mining – MGIS. 2002.

16. **Raik Jansikene.** Research, Design and Application of Magnetohydrodynamical (MHD) Devices for Automation of Casting Industry. 2003.
17. **Oleg Nikitin.** Optimization of the Room-and-Pillar Mining Technology for Oil-Shale Mines. 2003.
18. **Viktor Bolgov.** Load Current Stabilization and Suppression of Flicker in AC Arc Furnace Power Supply by Series-Connected Saturable Reactor. 2004.
19. **Raine Pajo.** Power System Stability Monitoring – an Approach of Electrical Load Modelling. 2004.
20. **Jelena Shuvalova.** Optimal Approximation of Input-Output Characteristics of Power Units and Plants. 2004.
21. **Nikolai Dorovatovski.** Thermographic Diagnostics of Electrical Equipment of Eesti Energia Ltd. 2004.
22. **Katrin Erg.** Groundwater Sulphate Content Changes in Estonian Underground Oil Shale Mines. 2005.
23. **Argo Rosin.** Control, Supervision and Operation Diagnostics of Light Rail Electric Transport. 2005.
24. **Dmitri Vinnikov.** Research, Design and Implementation of Auxiliary Power Supplies for the Light Rail Vehicles. 2005.
25. **Madis Lehtla.** Microprocessor Control Systems of Light Rail Vehicle Traction Drives. 2006.
26. **Jevgeni Šklovski.** LC Circuit with Parallel and Series Resonance Alternation in Switch-Mode Converters. 2007.
27. **Sten Suuroja.** Comparative Morphological Analysis of the Early Paleozoic Marine Impact Structures Kärdla and Neugrund, Estonia. 2007.
28. **Sergei Sabanov.** Risk Assessment Methods in Estonian Oil Shale Mining Industry. 2008.
29. **Vitali Boiko.** Development and Research of the Traction Asynchronous Multimotor Drive. 2008.

30. **Tauno Tammeoja.** Economic Model of Oil Shale Flows and Cost. 2008.
31. **Jelena Armas.** Quality Criterion of road Lighting Measurement and Exploring. 2008.
32. **Olavi Tammemäe.** Basics for Geotechnical Engineering Explorations Considering Needed Legal Changes. 2008.
33. **Mart Landsberg.** Long-Term Capacity Planning and Feasibility of Nuclear Power in Estonia under Certain Conditions. 2008.
34. **Hardi Torn.** Engineering-Geological Modelling of the Sillamäe Radioactive Tailings Pond Area. 2008.
35. **Aleksander Kilk.** Paljupooluseline püsimagnetitega sünkroongeneraator tuuleagregaatidele. 2008.
36. **Olga Ruban.** Analysis and Development of the PLC Control System with the Distributed I/Os. 2008.
37. **Jako Kilter.** Monitoring of Electrical Distribution Network Operation. 2009.
38. **Ivo Palu.** Impact of Wind Parks on Power System Containing Thermal Power Plants. 2009.
39. **Hannes Agabus.** Large-Scale Integration of Wind Energy into the Power System Considering the Uncertainty Information. 2009.
40. **Kalle Kilk.** Variations of Power Demand and Wind Power Generation and Their Influence to the Operation of Power Systems. 2009.
41. **Indrek Roasto.** Research and Development of Digital Control Systems and Algorithms for High Power, High Voltage Isolated DC/DC Converters. 2009.
42. **Hardi Höimoja.** Energiatõhususe hindamise ja energiasalvestite arvutuse metoodika linna elektertranspordile. 2009.
43. **Tanel Jalakas.** Research and Development of High-Power High-Voltage DC/DC Converters. 2010.
44. **Helena Lind.** Groundwater Flow Model of the Western Part of the Estonian Oil Shale Deposit. 2010.

45. **Arvi Hamburg.** Analysis of Energy Development Perspectives. 2010.
46. **Mall Orru.** Dependence of Estonian Peat Deposit Properties on Landscape Types and Feeding Conditions. 2010.
47. **Erik Väli.** Best Available Technology for the Environmentally Friendly Mining with Surface Miner. 2011.
48. **Tarmo Tohver.** Utilization of Waste Rock from Oil Shale Mining. 2011.
49. **Mikhail Egorov.** Research and Development of Control Methods for Low-Loss IGBT Inverter-Fed Induction Motor Drives. 2011.
50. **Toomas Vinnal.** Eesti ettevõtete elektritarbimise uurimine ja soovituste väljatöötamine tarbimise optimeerimiseks. 2011.
51. **Veiko Karu.** Potential Usage of Underground Mined Areas in Estonian Oil Shale Deposit. 2012.
52. **Zoja Raud.** Research and Development of an Active Learning Technology for University-Level Education in the Field of Electronics and Power Electronics. 2012.
53. **Andrei Blinov.** Research of Switching Properties and Performance Improvement Methods of High-Voltage IGBT based DC/DC Converters. 2012.
54. **Paul Taklaja.** 110 kV õhuliinide isolatsiooni töökindluse analüüs ja töökindluse tõstmise meetodid. 2012.
55. **Lauri Kütt.** Analysis and Development of Inductive Current Sensor for Power Line On-Line Measurements of Fast Transients. 2012.