zeszyty naukowe politechniki śląskiej P. 3353/02

Jerzy BARGLIK

NAGRZEWANIE INDUKCYJNE WSADÓW PŁASKICH W POLU POPRZECZNYM Symulacja komputerowa i weryfikacja doświadczalna

# HUTNICTWO z. 65



**GLIWICE 2002** 

## POLITECHNIKA ŚLĄSKA ZESZYTY NAUKOWE Nr 1565

P. 3353 2

Jerzy BARGLIK

NAGRZEWANIE INDUKCYJNE WSADÓW PŁASKICH W POLU POPRZECZNYM Symulacja komputerowa i weryfikacja doświadczalna

GLIWICE

#### OPINIODAWCY

A SET IN FEMALE Prof. dr hab. inż. Mieczysław HERING Dr hab. inż. Zygmunt PIĄTEK - Profesor Politechniki Śląskiej

#### KOLEGIUM REDAKCYJNE

REDAKTOR NACZELNY - Prof. dr hab. Zygmunt Kleszczewski REDAKTOR DZIAŁU -- Prof. dr hab. inż, Stanisław Serkowski SEKRETARZ REDAKCJI — Mgr Elżbieta Lesko J

### REDAKCJA Mgr Kazimiera Szafir

**REDAKCJA TECHNICZNA** Alicja Nowacka

Wydano za zgodą Rektora Politechniki Śląskiej

## PL ISSN 0324-802X

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej ul. Akademicka 5, 44-100 Gliwice tel./fax (0 prefiks 32) 237-13-81 Dział Sprzedaży i Reklamy (0 prefiks 32) 237-18-48

www.polsl.gliwice.pl/alma.mater/wps.html wydawnictwo@polsl.gliwice.pl

Ark. druk. 7,5 Nakł. 100+50 Ark. wyd. 13 Oddano do druku 03.12.02 r. Podpis. do druku 03.12.02 r. Zam.363/02

Papier offset. 70x100, 80 g Druk ukończ. w grudniu 2002 r.

Fotokopie, druk i oprawę wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Śląskiej w Gliwicach, ul. Kujawska 1

## SPIS TREŚCI

#### Ważniejsze oznaczenia

	Wate	and the second se	
1	. wsię	p taurat da managemente indukasing an angelén plaskisk	11
4	. Probl	iematyka nagrzewania indukcyjnego wsadow piaskich	11
	2.1.	Układy grzejne płaskie o polu podłużnym i poprzecznym	11
	2.2.	Nagrzewnice indukcyjne do cienkich wsadow płaskich	14
	2.3.	Metody analizy pól fizycznych	13
	2.4.	Pole elektromagnetyczne i temperaturowe	14
	2.5.	Sprzężenie pól fizycznych	16
	2.6.	Wspomaganie komputerowe projektowania	20
3	. Cel i	teza pracy	23
	3.1.	Określenie celu pracy	23
	3.2.	Teza pracy	24
	3.3.	Zakres rozprawy	24
4	. Tróiv	wymiarowy model indukcyjnego układu grzejnego do wsadów płaskich	25
	4.1.	Pole elektromagnetyczne	25
		4.1.1. Równania podstawowe	25
		4.1.2 Modele z wykorzystaniem magnetycznego potenciału	
		wektorowego i nar potenciałów wektorowego i skalarnego	26
		413 Warunki hrzegowe graniczne i noczątkowe	28
		11.1.2. Walanki bizegowe, granozile i poezątkowe	20
	12	Pole temperaturowe	31
	4.2.		22
	4.5.	4.2.1. Pole nenreteń cienlawek	22
		4.3.1. Fole hapigzen ciepinych	34
-	Courses	4.5.2. Pole przemian razowych	54
2	. Symu	nacja komputerowa sprzężonego pola elektromagnetycznego i	20
	tempe	Madal de ablierenie nale elektromeensteren ere	20
	5.1.	Model do obliczania pola elektromagnetycznego	37
		5.1.1. Uwagi ogoine	31
		5.1.2. Równania, warunki brzegowe i graniczne	39
		5.1.3. Założenia upraszczające	41
		5.1.4. Model dwuwymiarowy	41
		5.1.5. Program obliczeń elektromagnetycznych	43
	5.2.	Model do obliczania pola temperaturowego	45
		5.2.1. Uwagi ogólne	45
		5.2.2. Równania i warunki brzegowe	46
		5.2.3. Założenia upraszczające	47
		5.2.4. Modele dwuwymiarowe	48
		5.2.5. Sprzeżenie pola elektromagnetycznego i temperaturowego	50
		5.2.6. Program obliczeń elektromagnetycznych i temperaturowych	52
	53	Modele do obliczania innych nól fizycznych	54
	5.4	Symulacia komputerowa	56
	5.4.	5 1 1 Pole electromagneticzne	56
		5.4.2 Deremetry electroczne	20
		5.4.2. Falancu y elektryczne	73
6	Casti	5.4.5. Spizęzone pole elektromagnetyczne i temperaturowe	14
0	. UZESC	uuswiauczallia	00

<ul> <li>6.1. Opis stanowisk doświadczalnych</li> <li>6.1.1. Stanowiska laboratoryjne</li> <li>6.1.2. Stanowisko przemysłowe</li> <li>6.2. Program pomiarów</li> <li>6.2.1. Pomiary nagrzewania stacjonarnego</li> <li>6.2.2. Pomiary nagrzewania przelotowego</li> <li>6.3. Wyniki pomiarów</li> <li>6.3.1. Rozkład indukcji magnetycznej w szczelinie wzbudnika</li> <li>6.3.2. Rozkład temperatury we wsadzie nieruchomym</li> <li>6.3.3. Rozkład temperatury we wsadzie przemieszczającym się</li> <li>6.3.4. Ocena wyników pomiarów</li> <li>7. Kryteria doboru parametrów indukcyjnego układu grzejnego o polu</li> </ul>	85 85 91 92 93 93 94 94 94 96 98 106 108
poprzecznym	and the second s
8. Podsumowanie i wnioski końcowe	111
Literatura	113
Załącznik	117
Streszczenie	119

## CONTENTS

Moi	re important notations	7
1.	Introduction	9
2.	Induction heating of flat charges - state of art.	11
	2.1. Flat heating systems with longitudinal and transverse flux fields	11
	2.2. Induction heaters for thin, flat charges	12
	2.3. Methods of analysis of physical fields	13
	2.4. Electromagnetic and temperature fields	14
	2.5. Coupling of physical fields	16
	2.6. Computer aided design	20
3.	The purpose and the thesis of the paper	23
	3.1. Description of the goal of the paper	23
	3.2. Thesis of the paper	24
	3.3. Area of the paper	24
4.	Three – dimensional model of induction heating system for flat charges	25
	4.1. Electromagnetic field	25
	4.1.1. Basic equations	25
	4.1.2. Models using magnetic vector potential and couples of scalar and	26
	vector potentials	
	4.1.3. Boundary, continuity and initial conditions	28
	4.1.4. Flat system inductor - charge	29
	4.2. Temperature field	31
	4.3. Other physical fields	32
	4.3.1. Heat stress field	32
	4.3.2. Phase transformation field	34
5.	Computer simulation of coupled electromagnetic and temperature fields	36
	5.1. Model for calculation of electromagnetic field	37
	5.1.1. Overall remarks	37
	5.1.2. Equations, boundary and continuity conditions	39
	5.1.3. Simplified assumptions	41
	5.1.4. Two-dimensional model	41
	5.1.5. Program of electromagnetic calculations	43
	5.2. Model for calculation of temperature field	45
	5.2.1. Overall remarks	45
	5.2.2. Equations and boundary conditions	46
	5.2.3. Simplified assumptions	47
	5.2.4. Two-dimensional models	48
	5.2.5. Coupling of electromagnetic and temperature fields	50
	5.2.6. Program of electromagnetic and temperature calculations	52
	5.3. Models for calculation of other physical fields	54
	5.4. Computer simulation	56
	5.4.1. Electromagnetic field	56
	5.4.2. Electrical parameters	73
	5.4.3. Coupled electromagnetic and temperature fields	74
6.	Experimental part	85
	6.1. Description of investigation stands	85

		· · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	
	6.1.1. Laboratory stands	1	
	6.1.2. Industrial stand		
	6.2. Program of measurements		
	6.2.1. Measurements of stationar	y heating	
	6.2.2. Measurements of continuo	ous heating	
	6.3. Results of measurements		
	6.3.1. Distribution of induction f	lux density in the air-gap of th	e inductor
	6.3.2. Temperature distribution in	n non-moving charge	
	6.3.3. Temperature distribution in	n moving charge	
7	Criteria of completion of noremeters of	induction heating system with	transverse 1
/.	flux field	induction nearing system with	
8	Recapitulation and final conclusions		1
0.	References		1
	Appendix		1
	Summary		1
	J		a sea ta da

## Ważniejsze oznaczenia

#### Z

	and Association of Association of Association and As	
-	szczelina wzbudnika, m	
-	względna szczelina wzbudnika, -	
-	magnetyczny potencjał wektorowy, V s/m	
-	indukcja magnetyczna, T	
-	szerokość wsadu, m	
-	ciepło właściwe, J/(kg K)	
-	indukcja elektryczna, C/m <sup>2</sup>	
-	natężenie pola elektrycznego, V/m	
-	moduł Younga, Pa	
-	częstotliwość, Hz	
-	gęstość objętościowa siły, N/m <sup>2</sup>	
-	grubość wsadu, m	
-	względna grubość wsadu, -	
-	natężenie pola magnetycznego, A/m	
-	gęstość prądu, A/m <sup>2</sup>	
-	gęstość prądu wymuszenia, A/m <sup>2</sup>	
-	całkowita wartość gęstości prądu, A/m <sup>2</sup>	
-	natężenie prądu wymuszenia, A	
-	współczynnik rozkładu temperatury w objętości wsadu, -	
-	współczynnik rozkładu temperatury na szerokości wsadu, -	
-	długość wsadu, m	
-	moc czynna, W	
-	gęstość objętościowa mocy czynnej, W/m <sup>3</sup>	
-	współczynnik nierównomierności rozkładu mocy, -	
-	strumień cieplny, W/m <sup>2</sup>	
-	ciepło, J	
-	rezystancja, $\Omega$	
-	rezystancja zastępcza wzbudnika, Ω	
-	rezystancja zastępcza wniesiona przez wsad, $\Omega$	
-	promień wodzący, m	
-	powierzchnia brzegowa obszaru obliczeniowego, m <sup>3</sup>	
-	czas, s	
-	temperatura, °C	
-	temperatura początkowa, °C	
-	temperatura otoczenia, °C	
-	potencjał wektorowy gęstości prądu, A/m	
-	przemieszczenie, m	
-	prędkość, m/s	
-	objętość, m <sup>3</sup>	
-	reaktancja indukcyjna, $\Omega$	
-	reaktancja indukcyjna zastępcza wzbudnika, $\Omega$	
-	reaktancja indukcyjna wniesiona przez wsad, $\Omega$	
-	impedancja, $\Omega$	
-	współczynnik przejmowania ciepła, W/(m <sup>2</sup> K)	
-	współczynnik rozszerzalności liniowej, 1/K	
-	współczynnik rozszerzalności objętościowej, 1/K	
-	współczynnik przejmowania ciepła w wąskiej szczelinie, W/(m <sup>2</sup> K)	
		<ul> <li>szczelina wzbudnika, m</li> <li>względna szczelina wzbudnika, -</li> <li>magnetyczny potencjał wektorowy, V's/m</li> <li>indukcja magnetyczna, T</li> <li>szcrokość wsadu, m</li> <li>ciepło właściwe, J/(kg K)</li> <li>indukcja elektryczna, Cm<sup>2</sup></li> <li>natążenie pola elektrycznego, V/m</li> <li>moduł Younga, Pa</li> <li>częstotliwość, Hz</li> <li>gęstość objętościowa siły, N/m<sup>3</sup></li> <li>grubość wsadu, m</li> <li>względna grubość wsadu, -</li> <li>natążenie pola magnetycznego, A/m</li> <li>gęstość prądu, A/m<sup>2</sup></li> <li>gęstość prądu, A/m<sup>2</sup></li> <li>gęstość prądu, A/m<sup>2</sup></li> <li>gęstość prądu, A/m<sup>2</sup></li> <li>atakowita wartość gęstości prądu, A/m<sup>2</sup></li> <li>natążenie pola magnetycznego, A/m</li> <li>gęstość objętościowa siły, n/m<sup>3</sup></li> <li>współczynnik rozkładu temperatury w objętości wsadu, -</li> <li>współczynnik rozkładu temperatury na szerokości wsadu, -</li> <li>długość wsadu, m</li> <li>moc czynna, W</li> <li>gęstość objętościowa mocy czynnej, W/m<sup>3</sup></li> <li>współczynnik rozkładu temperatury na szerokości wsadu, -</li> <li>długość wsadu, m</li> <li>moc czynna, W</li> <li>gęstośc objętościowa mocy czynnej, W/m<sup>3</sup></li> <li>współczynnik nierównomierności rozkładu mocy, -</li> <li>strumień cieplny, W/m<sup>2</sup></li> <li>ciepło, J</li> <li>rezystancja zastępcza wniesiona przez wsad, Ω</li> <li>promień wodzący, m</li> <li>powierzchnia brzegowa obszaru obliczeniowego, m<sup>3</sup></li> <li>czas, s</li> <li>temperatura początkowa, °C</li> <li>temperatura początkowa, °C</li> <li>temperatura początkowa, °C</li> <li>temperatura początkowa, °C</li> <li>temperatura otoczenia, °C</li> <li>potencjał wektorowy gęstości prądu, A/m</li> <li>przemieszczenie, m</li> <li>przemieszczenie, m</li></ul>

$\alpha_z$	-	zastępczy współczynnik przejmowania ciepła, W/(m <sup>2</sup> K)	
β	-	kat przesunięcia fazowego, rad	
γ	-	konduktywność, S/m	
δ	-	głębokość wnikania pola elektromagnetycznego do wsadu, m	
ε	-	emisyjność całkowita, -	
E <sub>r</sub>	-	względna przenikalność elektryczna, -	
ε <sub>p</sub>	-	deformacja, -	
<i>ໂ</i>	-	przewodność cieplna właściwa, W/(m K)	
μ	-	przenikalność magnetyczna, H/m	
$\mu_{\rm r}$	-	względna przenikalność magnetyczna, -	
σ	-	naprężenie, N/m <sup>2</sup>	
$\sigma_{u}$	-	granica sprężystości, N/m <sup>2</sup>	
v	-	współczynnik Poissona, -	
ρ	-	gęstość, kg/m <sup>3</sup>	
ρ <sub>V</sub>	-	gęstość objętościowa ładunku elektrycznego, C/m <sup>3</sup>	
$\Phi$	-	zredukowany skalarny potencjał magnetyczny, A	
$\varphi$	-	elektryczny potencjał skalarny, V	
$\varphi_{L}$	-	współczynnik Lamego, N/m <sup>2</sup>	
Ψ	-	magnetyczny potencjał skalarny, A	
4/L	-	współczynnik Lamego, N/m <sup>2</sup>	
~			

- Ω obszar (podobszar) obliczeniowy
- $\omega$  pulsacja, s<sup>-1</sup>

#### Stale:

e	-	podstawa logarytmu naturalnego (e =2,718282)
g	-	przyspieszenie ziemskie (g = $9,806$ m/s <sup>2</sup> )
j	-	jednostka urojona (j = $\sqrt{(-1)}$ )
εο	-	przenikalność elektryczna próżni ( $\varepsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ F/m)
μο	-	przenikalność magnetyczna próżni ( $\mu_0 = 4 \pi 10^7 \text{ H/m}$ )
σт	-	stała Stefana-Boltzmana (5 6676 $10^{-8}$ W/(m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )

## 1. WSTĘP

Zrównoważony rozwój współczesnego świata wymaga szerszego niż dotychczas wprowadzania proinnowacyjnych, energooszczędnych, przyjaznych dla środowiska technologii przemysłowych. W wielu konkretnych zastosowaniach technologie te oparte są na elektrycznych metodach grzejnych, w tym zwłaszcza na nagrzewaniu indukcyjnym. Dzięki technice nagrzewania indukcyjnego możliwe jest osiągnięcie wysokiej jakości produktów przy bardzo dużej efektywności i minimalnym oddziaływaniu na środowisko. Do zalet nagrzewania indukcyjnego zalicza się przede wszystkim:

- możliwość nagrzewania wybranych stref wsadu, co nieraz pozwala na kilkakrotne zmniejszenie zużycia energii w stosunku do technologii tradycyjnych [31, 61],
- charakterystyczną dla indukcyjnej metody grzejnej dużą gęstość powierzchniową lub objętościową mocy czynnej wydzielonej we wsadzie, pozwalającą na uzyskanie dużej szybkości narastania temperatury i tym samym wysokiej wydajności procesu,
- łatwość automatyzacji procesu, co jest możliwe dzięki dynamicznemu rozwojowi energoelektroniki i informatyki [3, 25] i powoduje, że duże koszty wdrożenia technologii indukcyjnych są rekompensowane niskimi kosztami eksploatacyjnymi.

W początkowym okresie rozwoju elektrotermii gros zastosowań wiązało się z wykorzystaniem pieców indukcyjnych kanałowych i tyglowych. W miarę upływu lat coraz większe znaczenie miały i nadal mają nagrzewnice indukcyjne stosowane z powodzeniem w procesach przeróbki plastycznej i innych różnorodnych zastosowaniach technologicznych. Asortyment elementów nagrzewanych indukcyjnie jest wieloraki zarówno ze względu na kształt, jak i rodzaj nagrzewanych metali i stopów. Dużą grupę stanowią wsady płaskie w formie profili, płaskowników, prętów, elementów prostopadłościennych. W ostatnich latach obserwuje się wzrost zainteresowania nagrzewaniem indukcyjnym cienkich wsadów płaskich takich, jak: folie, taśmy i płyty.

W przeciwieństwie do pieców indukcyjnych produkcja nagrzewnic indukcyjnych, w tym również nagrzewnic indukcyjnych do cienkich wsadów płaskich, ma charakter jednostkowy, dostosowany do szczegółowo sformułowanych wymagań przyszłego użytkownika. Niezbędne jest więc indywidualne projektowanie urządzeń, a następnie niejednokrotnie budowa odpowiednich modeli i prototypów laboratoryjnych. Wydłuża to czas uruchomienia urządzeń w warunkach przemysłowych. Właściwe metody obliczania i projektowania tych urządzeń, uzupełnione stosownymi badaniami empirycznymi, są niezbędnym warunkiem szerszego niż dotychczas stosowania tych urządzeń w przemyśle.

Mimo wielkiego postępu informatyki i metod numerycznych wciąż jeszcze brak prostych i odpowiednio dokładnych metod wspomagających projektowanie tych urządzeń. Dzieje się tak dlatego, że nagrzewanie indukcyjne jest procesem skomplikowanym i trudnym do modelowania. Analiza modelu matematycznego typowej nagrzewnicy indukcyjnej wymaga równoczesnego uwzględnienia wzajemnie powiązanych zjawisk elektromagnetycznych, temperaturowych, mechanicznych i metalurgicznych o dużym stopniu komplikacji. Modele sprzężonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego są trójwymiarowe i nieliniowe, co w praktyce powoduje konieczność stosowania wielu założeń upraszczających. Mimo dostępności wielu profesjonalnych programów obliczeniowych, do praktycznych obliczeń wspomagających projektowanie nagrzewnic indukcyjnych stosuje się wciaż metody uproszczone o stosunkowo niedużej dokładności [45, 60].

Szczególnie niekorzystna jest sytuacja w przypadku nagrzewnic indukcyjnych do wsadów płaskich o stosunkowo niewielkiej grubości. Nagrzewnice indukcyjne stosowane w procesach przelotowego nagrzewania cienkich wsadów płaskich wykorzystują najczęściej poprzeczne pole magnetyczne. Można postawić tezę, że mimo wielu opracowań na ten temat [2, 16, 24, 33, 42, 43, 57, 66, 67] wciąż jeszcze w stopniu niewystarczającym poznane są teoria i metody obliczeniowe dla tej klasy urządzeń.

Głównym celem niniejszej pracy jest analiza tej klasy indukcyjnych układów grzejnych. Dokona się analizy sprzężonego, trójwymiarowego pola elektromagnetycznego i temperaturowego we wsadach płaskich nagrzewanych indukcyjnie w polu poprzecznym. Symulację komputerową uzupełni obszerna część doświadczalna. Praca stanowi obszerne, bogato ilustrowane, oparte zarówno na części teoretycznej jak i na starannie przygotowanej części doświadczalnej studium nagrzewania indukcyjnego cienkich wsadów płaskich w poprzecznym polu magnetycznym.

must be an Approximate state, from \$7, and \$500000 and \$1, descriptions also preserves

## 2. PROBLEMATYKA NAGRZEWANIA INDUKCYJNEGO WSADÓW PŁASKICH

W wielu zastosowaniach przemysłowych stosuje się nowoczesne indukcyjne urządzenia grzejne, a zakres możliwych zastosowań stale się poszerza [23, 39]. Urządzenia te klasyfikuje się na ogół opierając się na kryteriach konstrukcyjnych dla trzech podstawowych ich części [31]:

- wzbudnika,

- wsadu,

- elementów dodatkowych (magnetowody, boczniki, koncentratory itp.).

Pomijając w tym miejscu kryteria związane ze wzbudnikiem i elementami dodatkowymi, stosowane głównie w celu zwiększenia współczynnika sprzężenia między wzbudnikiem a nagrzewanym wsadem, warto skupić się nieco uważniej na kryterium związanym ze wsadem. Kryterium to ma decydujący wpływ na wybór metody użytej do obliczenia urządzenia. Dotyczy kształtu, rodzaju i właściwości fizycznych wsadu. Wszystkie te czynniki powoduja, że nawet jeśli pominać pole naprężeń cieplnych to zagadnienie musi być często analizowane jak trójwymiarowe sprzeżone i nieliniowe zarówno w odniesieniu do zjawisk elektromagnetycznych jak i cieplnych. W wielu przypadkach możliwe jest przyjecie szeregu założeń upraszczających, dzięki czemu modele obliczeniowe mogą być znacznie prostsze. Dla najprostszych przypadków istnieją rozwiązania analityczne, pozwalające na łatwe uogólnienie uzyskanych wyników, na przykład w wyniku przyjęcia, że wektor nateżenia pola magnetycznego H ma kierunek styczny do powierzchni wsadu [31, 59]. Dla układów płaskich można wtedy rozpatrywać tzw. padanie fali na półprzestrzeń przewodzącą, zaniedbując wymiary poprzeczne. Ta uproszczona metodyka przez szereg lat pozwoliła projektować różnorodne urządzenia indukcyjne w oparciu o proste modele analityczne [23, 31, 39, 40, 44, 59, 60, 64]. Parametrem makroskopowym była głębokość wnikania pola elektromagnetycznego do wsadu  $\delta$ , definiowana jako taka odległość od powierzchni wnikania (wsadu), w której amplitudy natężeń pola elektrycznego E i magnetycznego H, a także gęstości prądu J maleją e-razy, czyli do około 0,368 wartości na powierzchni wnikania. Jeszcze szybsza jest zmiana gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie, gdyż w warstwie o grubości  $\delta$  wydziela się aż 86,47 % mocy całkowitej. Istota projektowania układu grzejnego polegała wiec na takim doborze częstotliwości pradu wzbudnika, aby uzyskać odpowiednią wartość głębokości wnikania  $\delta$ , najlepiej taką, aby grubość wsadu g przekraczała co najmniej trzykrotnie głębokość wnikania  $\delta$ . Sytuacja komplikuje się, gdy rozpatruje się nagrzewanie wsadu o grubości g porównywalnej z głębokością wnikania  $\delta$ . Wówczas stosowane powszechnie metody analityczne nie pozwalają na uzyskanie odpowiedniej dokładności wyników.

#### 2.1. Układy grzejne płaskie o polu podłużnym i poprzecznym

W dalszej części rozważań uwaga skoncentrowana zostanie na płaskich indukcyjnych układach grzejnych. Próbując dokonać klasyfikacji indukcyjnych układów grzejnych pod względem rodzaju pola elektromagnetycznego można wyróżnić dwie grupy takich układów:

- o polu podłużnym,
- o polu poprzecznym.

Oczywiście podział ten ma charakter umowny i jest równoznaczny z pewną idealizacją zjawisk. Szkic ideowy płaskiego układu grzejnego o polu podłużnym dla uproszczonego





Rys. 2.1. Indukcyjny układ grzejny o polu podłużnym (a) i poprzecznym (b); 1 - wzbudnik, 2 - wsad Fig.2.1. Induction heating system with longitudinal field (a) and transverse flux field (b); 1 - inductor, 2 - charge

W tym idealnym przypadku występuje jedynie składowa natężenia pola magnetycznego H, styczna do zaznaczonej na rys.2.1a osi symetrij układu. W rzeczywistym przypadku oznacza to, że dwie pozostałe składowe wektora H sa znacznie mniejsze niż składowa podstawowa H. Aby podczas takiego nagrzewania uzyskać odpowiednio dużą sprawność, trzeba tak dobrać częstotliwość prądu wzbudnika, aby głębokość wnikania pola elektromagnetycznego do wsadu  $\delta$  była odpowiednio (co najmniej 3 razy [33]) mniejsza od grubości wsadu g. Układy grzejne o polu podłużnym są stosowane powszechnie. Kryteria doboru i projektowania takich nagrzewnic sa dostepne w literaturze, np. w [31, 39, 44, 45, 54, 60, 64]. Mimo postępu we wdrażaniu metod numerycznych i dostępności szerokiej gamy programów profesjonalnych wciąż jeszcze w celach praktycznych stosowane są uproszczone metody obliczeniowe. Istotne ograniczenie zastosowań nagrzewnic indukcyjnych o polu podłużnym wiąże się z ich mniejszą przydatnością do nagrzewania wsadów niezbyt grubych, ponieważ wymaga to zasilania o znacznie podwyższonej częstotliwości [33]. Innym rozwiązaniem pozwalającym na efektywną pracę przy stosunkowo niskich częstotliwościach jest użycie poprzecznego pola magnetycznego. W tym idealnym przypadku występuje tylko jedna składowa nateżenia pola magnetycznego normalna względem zaznaczonej na rys.2.1b osi symetrii wsadu. W rzeczywistości, poza nielicznymi przypadkami, z których jeden opisany jest w [26], występują wszystkie trzy składowe natężenia pola magnetycznego, przy czym dwie pozostałe składowe tego wektora są nieporównywalnie mniejsze niż składowa normalna.

#### 2.2. Nagrzewnice indukcyjne do cienkich wsadów płaskich

Pewien specyficzny typ indukcyjnych układów grzejnych to nagrzewnice indukcyjne do cienkich wsadów płaskich, tj. wsadów o odpowiednio małym stosunku ich grubości g do głębokości wnikania pola elektromagnetycznego  $\delta$ . ( $g' = g/\delta \leq 3$ ). W przemyśle znalazły

zastosowanie bardzo różnorodne nagrzewnice do cienkich wsadów płaskich, głównie płyt, taśm, folii, drutów. Przykłady takich zastosowań opisano między innymi w [4, 19, 35, 40, 62, 71]. Nagrzewnice charakteryzują się bardzo dobrymi parametrami eksploatacyjnymi, przede wszystkich niskim jednostkowym zużyciem energii. Jednak przeszkodą w szerszym ich stosowaniu jest brak doświadczeń w projektowaniu takich urządzeń. W efekcie proces projektowania, budowy i uruchamiania jest długotrwały i kosztowny. Bardzo często niezbędna jest budowa prototypów laboratoryjnych poprzedzających wykonanie gotowego urządzenia przeznaczonego do zainstalowania w przemyśle. Te wszystkie czynniki podwyższają koszty przedsięwzięcia i skutecznie ograniczają liczbę nagrzewnic stosowanych w przemyśle. Aby odwrócić ten niekorzystny trend niezbędne jest lepsze niż do tej pory rozpoznanie zjawisk fizycznych w nagrzewnicach indukcyjnych do cienkich wsadów płaskich.

### 2.3. Metody analizy pól fizycznych

Rozpoznanie zjawisk fizycznych występujących w czasie nagrzewania indukcyjnego może być dokonane poprzez modelowanie. Podstawy teoretyczne modelowania zjawisk polowych w urządzeniach elektrotermicznych omówiono obszernie między innymi w [63]. W procesie modelowania można wyróżnić następujące etapy, które pokazano schematycznie na rys. 2.2.





Modelowanie rozpoczyna się od sformułowania założeń upraszczających, pozwalających na odpowiednio dokładny opis zjawisk fizycznych zachodzących w trakcie nagrzewania indukcyjnego. Zbiór tych założeń determinuje strukturę modelu i stopień jego

złożoności. Jest on oczywiście zależny od celu, do jakiego model bedzie użyty. Kolejnym etapem jest identyfikacja kluczowych parametrów procesu, opis ich wzajemnych zależności, dobór parametrów materiałowych itp. Może się okazać konieczne przeprowadzenie wstępnych pomiarów, gdyż ustalenie niektórych parametrów materiałowych i ich zwiazków z wielkościami pola elektromagnetycznego i temperaturowego (konduktywność, przenikalność magnetyczna, przewodność cieplna właściwa itp.) jest szczególnie ważne [17]. Czesto znajomość ta jest niezbyt precyzyjna, a jej znaczenie dla końcowego wyniku bywa lekceważone. Kolejnym etapem jest modelowanie matematyczne. Zwiazki pomiedzy wielkościami polowymi opisane sa najcześciej równanjami różniczkowymi czastkowymi, tworzącymi podstawowy model matematyczny. Model uwzględnia związki między poszczególnymi polami fizycznymi opisującymi proces, a zwłaszcza sposób jch sprzeżenią. Nastepnie dokonuje sie wyboru modelu numerycznego. Temu elementowi modelowania poświęca się bardzo wiele uwagi; dostępna jest obszerna literatura omawiająca różne aspekty tego elementu. Badania modelowe procesu odbywają się według wybranego programu na bieżąco korygowanego na podstawie analizy wyników modelowania. Istotnym elementem jest weryfikacja doświadczalna sprawdzająca poprawność i zgodność uzyskanych wyników z realiami fizycznymi. Obserwuje się czesta rezygnacje z tej cześci modelowania. Takie podejście wynika z dużych trudności zwiazanych z przygotowaniem i przeprowadzeniem części doświadczalnej. Stanowi to jednak poważne ograniczenie możliwości wykorzystania modelowania do celów praktycznych. W trakcie modelowania możliwe jest dokonanie korekty wszystkich elementów składowych modelu. Taki sposób podejścia do analizy zjawisk fizycznych ma szereg zalet; posiada jednak także wady. Do zalet należy niewatpliwie możliwość wykonania dowolnej dużej serij badań teoretycznych dla bardzo różnorodnych warunków i parametrów pozwalających na uogólnienie wyników dla różnych klas urządzeń. Słabościa jest możliwość uzyskania błednych wyników mimo poprawności wszystkich użytych procedur. Szansą modelowania szczególnie ważną w zastosowaniach praktycznych jest rozszerzenie i wzbogacenie jego możliwości poprzez wykorzystanie obszernej cześci doświadczalnej. Zadaniem do realizacji jest takje połaczenie tych dwóch składowych, aby modelowanie było przeprowadzone w sposób optymalny, dając pożądane wyniki przy minimalnych nakładach pracy i środków.

#### 2.4. Pole elektromagnetyczne i temperaturowe

Najbardziej typowym przypadkiem analizy pól fizycznych w nagrzewnicach indukcyjnych do wsadów płaskich jest sformułowanie zagadnienia elektromagnetycznotemperaturowego z pominieciem wpływu innych pól fizycznych, takich jak: pole napreżeń cieplnych, zjawisk metalurgicznych i ekologicznych itp. Poczatkowo do projektowania nagrzewnic indukcyjnych stosowano głównie metody obwodowe oparte na przykład na metodzie transformatora powietrznego [20, 39, 55, 60, 65]. Zreszta tak naprawde metody te są wciąż użyteczne i chętnie stosowane przez autorów oprogramowania wspomagającego projektowanie nagrzewnic indukcyjnych jako poprzedzające bardziej dokładne metody polowe [45]. W początkowym okresie analize pól fizycznych w indukcyjnych układach grzejnych ograniczano do pola elektromagnetycznego; do obliczeń stosowano metody analityczne oparte na metodzie Fouriera [27, 69] lub równań całkowych [48, 65]. Opis programu NIPa wspomagającego projektowanie nagrzewnic indukcyjnych do wsadów płaskich można znaleźć na str.26-30 rozprawy doktorskiej [55]. Program ten oparty jest na jednowymiarowej badź dwuwymiarowej analizje pola elektromagnetycznego metoda Fourjera i równań całkowych. Metody analityczne znajdowały zastosowanie do bardzo prostych przypadków. Jednak obecnie metody analityczne uzupełnione metodami obwodowymi są stosowane wyłącznie do wstępnego oszacowania parametrów elektrycznych i

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

eksploatacyjnych nagrzewnic. Od kilkunastu lat metodami stosowanymi do analizy pola elektromagnetycznego i temperaturowego w nagrzewnicach indukcyjnych są w zasadzie wyłącznie metody numeryczne. Schemat blokowy algorytmu do obliczania pola elektromagnetycznego i temperaturowego pokazano na rys. 2.3.



*Rys.2.3. Schemat blokowy algorytmu do obliczania pola elektromagnetycznego i temperaturowego Fig.2.3. Block scheme of the algorithm for calculation of electromagnetic and temperature fields* 

Wielkościa wejściowa do obliczeń pola elektromagnetycznego jest gestość (natężenie) pradu wymuszenia wzbudnika (częściej) lub napięcie (rzadziej). Blok wielkości wejściowych obejmuje własności materiałowe i wymiary poszczególnych podobszarów oraz predkość przesuwu wsadu wzgledem wzbudnika. Wielkościami wyjściowymi do obliczeń elektromagnetycznych sa gestość objetościowa mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_y$  oraz rozkład natężenia pola magnetycznego H w przestrzeni obliczeniowej. Uwzględniono nieliniową zależność przenikalności magnetycznej  $\mu$  od natężenia pola magnetycznego H w rdzeniu magnetycznym. Zbiór wartości py stanowi moc źródeł ciepła we wsadzie i jest niezbedny do wyznaczenia pola temperaturowego. Uwzgledniono nieliniowa zależność ciepła właściwego c i przewodności cieplnej  $\lambda$  od temperatury, a także zależności parametrów charakteryzujących wymiane ciepła (emisyjność całkowita e, współczynnik przejmowania ciepła  $\alpha$ ), co koryguje warunki brzegowe w miare zmiany temperatury. Od temperatury zależa też parametry niezbedne do obliczeń elektromagnetycznych (konduktywność y i przenikalność magnetyczna  $\mu$ ). Tak wiec zagadnienie elektromagnetyczno-temperaturowe musi być rozważane jako sprzężone. Szczególnie ważna jest znajomość charakterystyk temperaturowych parametrów materiałowych: c,  $\lambda$ ,  $\varepsilon$ ,  $\alpha$ ,  $\gamma$ ,  $\mu$ . Bardzo często zależności te trzeba uzyskać w wyniku pomiarów.

Do obliczenia pola elektromagnetycznego używa się najczęściej jednego z wielu dostępnych programów profesjonalnych, takich jak na przykład: OPERA, Flux, Quick Field, Ansys i wiele, wiele innych. Wszystkie pakiety programowe mają swoje wady i zalety, mocne i słabe strony. Większość firm projektujących urządzenia elektrotermiczne posiada wszystkie dostępne pakiety programów obliczeniowych, gdyż poszczególne programy nie zawsze sprawdzają się przy obliczeniach różnych wariantów układów grzejnych. Większość wymienionych pakietów programowych posiada możliwość obliczania pola temperaturowego. Do obliczeń tego pola często stosuje się programy autorskie.

## 2.5. Sprzężenie pól fizycznych

Najważniejszym elementem modelowania komputerowego nagrzewania indukcyjnego iest analiza sprzeżonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego. Trzeba jednak uwzglednić także wpływ innych pól fizycznych, takich jak: pole napreżeń cieplnych, zjawisk metalurgicznych zwiazanych ze struktura wsadu i przemianami fazowymi, sił elektrodynamicznych itp. Jest ważne, aby naprężenia cieplne powodowane nierównomiernym rozkładem temperatury mieściły się w granicach sprężystości. W większości przypadków ważne jest takie ukształtowanie pola temperaturowego, aby naprężenia cieplne i związane z nimi przemieszczenia nie przekraczały określonego poziomu. Niekiedy przemieszczenia wywołane nagrzewaniem indukcyjnym są użyteczne i mogą być na przykład użyte do montażu dwóch cześci metalowych narzędzi maszynowych [7]. Niezależnie od wszystkiego ważne jest, aby napreżenia spowodowane nagrzewaniem indukcyjnym mieściły sie w granicach spreżystości dla danego materiału. Czesto analizowane jest pole fizyczne związane ze zjawiskami metalurgicznymi zachodzącymi w nagrzewanym wsadzie (przemiany fazowe, rozkłady twardości). Analiza tego pola jest niezbedna na przykład w przypadku hartowania indukcyjnego stosowanego do utwardzania powierzchni [20]. Pole to analizowane jest najczęściej na podstawie modelu doświadczalnego. Pożyteczna bywa także znajomość rozkładu siły elektrodynamicznej istotna przede wszystkim, choć nie tylko, przy nagrzewaniu indukcyjnym wsadów ciekłych. Analiza pól fizycznych przy nagrzewaniu indukcyjnym kończy się zazwyczaj wyznaczeniem parametrów schematu zastępczego przy użyciu jednej z metod obwodowych. Jest jasne, że wszystkie pola fizyczne są wzajemnie powiązane i powinny być analizowane jako sprzeżone.

Możliwe są trzy sposoby sformułowania modelu w zależności od przyjętego stopnia sprzężenia:

- słabo sprzężony,
- quasi-sprzężony,
- w pełni sprzężony.

Zagadnienia sprzężone o dużym stopniu komplikacji, a do takich niewatpliwie zalicza się modele nagrzewania indukcyjnego, są wciąż jeszcze analizowane jako słabo sprzeżone. Przykładowy algorytm takiego modelu analizującego słabo sprzeżone guasi-stacjonarne pole elektromagnetyczne, niestacjonarne pole temperaturowe i guasi-stacjonarne pole napreżeń cieplnych oraz empiryczne pole przemian fazowych pokazano na rys. 2.4. Po wprowadzeniu danych wejściowych oblicza sie guasi-stacjonarne pole elektromagnetyczne. Do obliczeń przyjmuje się średnią dla założonego przedziału temperatur wartość konduktywności wsadu  $y_{ir}$ . Uwzględnia się nieliniową zależność przenikalności magnetycznej od natężenia pola magnetycznego, natomiast pomija się wpływ temperatury. Wynikiem obliczeń jest rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_{\rm v}$ , wykorzystywanej do obliczenia niestacjonarnego pola temperaturowego z uwzględnieniem nieliniowości charakteryzujących je parametrów. Z kolej oblicza się rozkład napreżeń cieplnych oraz przemieszczeń. Do obliczeń przyjmuje się średnia dla założonego przedziału temperatur wartości współczynnika rozszerzalności liniowej  $a_{\rm T}$ . Następnym etapem jest wyznaczenie pola przemian fazowych obrazującego strukturę poszczególnych części wsadu oraz rozkład twardości. Obliczenia te przeprowadza się najczęściej opierając się na procedurach empirycznych. Na zakończenie wyznacza się parametry eksploatacyjne nagrzewnicy indukcyjnej.



Rys.2.4. Algorytm obliczania pół fizycznych podczas nagrzewania indukcyjnego dla modelu o słabym sprzężeniu

Fig. 2.4. Algorithm of physical fields calculation during induction heating for a weak-coupled model

Znacznie dokładniejszą metodą sprzeżenia pól fizycznych w nagrzewnicach indukcyjnych jest metoda quasi-sprzężona (rys.2.5.). Znając wartość parametrów materiałowych dla pewnej temperatury początkowej  $T_{\rm p}$  i przyjmując początkową wartość przenikalności magnetycznej  $\mu_{\rm p}$  oblicza się quasi-stacjonarne pole elektromagnetyczne w pewnej chwili czasu t wyznaczając wartość nateżenia pola magnetycznego H i rozkład gestości objętościowej mocy czynnej wydzielonej w elemencie  $p_{y}$ . Jeśli przyjęta wartość H różni się od wyliczonej bardziej niż założono ( $\Delta H$ ), to wprowadza się korektę wartości  $\mu(H)$ i obliczenia elektromagnetyczne przeprowadza się ponownie. Z kolej wyznacza się niestacjonarne pole temperaturowe, przy czym, jeśli temperatura wzrośnie wiecej niż o  $\Delta T$ , to następuje korekta wartości właściwości charakteryzujących nagrzewany element: przenikalności magnetycznej  $\mu$ , konduktywności  $\gamma$ , przewodności cieplnej  $\lambda$ , współczynnika przejmowania ciepła  $\alpha$ , ciepła właściwego c, emisyjności całkowitej  $\varepsilon$  i powrót do obliczeń elektromagnetycznych. Ustala się także odpowiednią wartość współczynnika rozszerzalności liniowej  $\alpha_{\rm T}$  niezbędnego do obliczeń termosprężystych, które są kolejnym etapem obliczeń. Sprawdza się, czy wartości odkształceń (granica sprężystości, konkretne warunki dla danego przypadku nagrzewania) i przemieszczeń nie przekraczają dopuszczalnych wartości.



Rys.2.5. Algorytm obliczania pół fizycznych podczas nagrzewania indukcyjnego dla modelu o quasisprzężeniu

Fig. 2.5. Algorithm of physical fields calculation during induction heating for a quasi-coupled model

Jeśli naprężenia cieplne przekraczają zakres sprężystości ( $\sigma \ge \sigma_u$ ), to następuje korekta danych wejściowych i powrót do początku obliczeń. Jeśli przemieszczenia przekraczają przyjętą wartość  $\Delta u$ , to następuje zmiana siatki obliczeniowej i powrót do obliczeń temperaturowych. Następnie wyznacza się rozkład pola elektromagnetycznego, temperaturowego i naprężeń cieplnych dla kolejnej chwili czasu  $t + \Delta t$ . Obliczenia przeprowadza się aż do chwili  $t = t_k$  (koniec nagrzewania). Oczywiście, im mniejsze kroki  $\Delta t$ ,  $\Delta H$ ,  $\Delta T$ ,  $\Delta \sigma$ ,  $\Delta u$ , tym dokładniejsze obliczenia, ale także dłuższy czas ich przeprowadzania. Następnie, wykorzystując procedury empiryczne, wyznacza się pole przemian fazowych, a na zakończenie parametry eksploatacyjne nagrzewnicy.

W najdokładniejszym, ale też niezwykle rzadko stosowanym, algorytmie wykorzystuje się pełny stopień sprzężenia pól fizycznych (rys.2.6).



Rys.2.6. Algorytm obliczania pół fizycznych podczas nagrzewania indukcyjnego dla modelu o pełnym sprzężeniu

Fig. 2.6. Algorithm of physical fields calculation during induction heating for a hard-coupled model

Przy takiej procedurze obliczanie wartości parametrów materiałowych dokonywane jest dla każdego kroku obliczeniowego  $\Delta t$ . Następnie opierając się na procedurach empirycznych, wyznacza się pole przemian fazowych, obrazujące strukturę poszczególnych części wsadu oraz rozkład twardości. W trakcie sprawdza się, czy nie ma konieczności korekty danych wejściowych. Obliczenia przeprowadza się aż do chwili  $t = t_k$  (koniec nagrzewania) lub też w zależności od potrzeb stosuje się inne kryterium końcowe. Na zakończenie wyznacza się parametry eksploatacyjne nagrzewnicy.

Wybór rodzaju sprzężenia pól fizycznych zależy oczywiście od rodzaju i charakteru analizowanego zagadnienia. W każdej sytuacji wprowadza się określony zbiór uproszczeń dostosowujący analizowane zagadnienie do konkretnych potrzeb i możliwości.

### 2.6. Wspomaganie komputerowe projektowania

Szersze niż do tej pory użycie energooszczędnych i proekologicznych nagrzewnic indukcyjnych wymaga udoskonalenia metod projektowania tych urządzeń, a zwłaszcza wspomagania komputerowego. Zazwyczaj celem projektowania jest osiągnięcie optymalnych parametrów eksploatacyjnych przy możliwie najniższym zużyciu energii i niewielkim oddziaływaniu na środowisko. Urządzenie powinno pracować niezawodnie, a koszt prac przygotowawczych, budowy urządzenia i uruchomienia nowej technologii powinien być możliwie mały. Jest jasne, że nie sposób osiągnąć wszystkie te wymagania jednocześnie. Niezbędny jest pewien kompromis pomiędzy wymienionymi tu oczekiwaniami. Projektowanie indukcyjnych układów grzejnych rozpoczyna się od szczegółowej analizy założeń technicznych i technologicznych. Założenia te to kompletny pakiet informacji o projektowanym urządzeniu, jego miejscu zainstalowania i rodzaju technologii. Przykładowe informacje niezbędne do rozpoczęcia projektowania to między innymi:

- lokalizacja,
- rodzaj i przeznaczenie nagrzewnicy,
- warunki zasilania (napięcie, moc zainstalowana, oddziaływanie na sieć),
- wymiary i rodzaj wsadu,
- parametry materiałowe charakteryzujące wsad i ich zależności od wielkości polowych,
- parametry charakteryzujące pole temperaturowe (średni przyrost temperatury, jej rozkład w objętości wsadu),
- niski poziom drgań wsadu, szczególnie istotny dla cienkich wsadów płaskich nagrzewanych przelotowo,
- dopuszczalne odkształcenia i przemieszczenia cieplne,
- właściwa jakość metalurgiczna wsadu, np. w przypadku obróbki cieplnej, odpowiednia struktura i twardość poszczególnych warstw wsadu,
- spełnienie wymogów kompatybilności elektromagnetycznej,
- minimalne oddziaływanie na środowisko zewnętrzne oraz bezpośrednie otoczenie (stanowisko pracy),
- niezawodność osiągana na ogół kosztem odejścia od optymalnych parametrów procesu.

Na rys. 2.7 pokazano schemat blokowy układu do wspomagania projektowania indukcyjnych układów grzejnych. W pierwszym etapie projektowania dokonuje się wstępnego doboru podstawowych parametrów i wymiarów układu wzbudnik-wsad. Korzysta się z dostępnych baz danych, które zawierają parametry różnych typów nagrzewnic indukcyjnych. W ramach tego etapu dokonuje się:

- wyboru źródła zasilania i parametrów (napięcie, prąd, częstotliwość, moc),
- konstrukcji wzbudnika,
- sposobu nagrzewania (w przypadku cienkich wsadów płaskich jest to najczęściej nagrzewanie przelotowe),
- usytuowania wzbudnika względem wsadu,
- orientacyjnego oszacowania parametrów eksploatacyjnych.

Wstępny dobór parametrów układu wzbudnik-wsad odbywa się najczęściej przy użyciu prostych autorskich programów komputerowych opartych na przybliżonych metodach inżynierskich i analitycznych. Najczęściej projektanci dysponują własnymi programami autorskimi przystosowanymi do tego celu [39, 44, 64]. Takim pakietem programów komputerowych dysponuje także Katedra Elektrotechnologii Politechniki Śląskiej[54, 60] wykorzystując je do projektowania instalacji doświadczalnych przygotowywanych do

wdrożenia przemysłowego [11, 34]. Programy te są wciąż udoskonalane i uzupełniane nowymi podprogramami, w tym także procedurami numerycznymi [13, 37].

Kolejnym etapem projektowania jest wyznaczenie parametrów układu grzejnego na podstawie przyjętego modelu matematycznego procesu, na przykład pokazanego na rys. 2.4÷2.6. W wielu przypadkach model ten musi być uzupełniony częścią doświadczalną. Obliczenia i pomiary wykonywane są wielokrotnie i najczęściej według programu przyjętego podczas obliczeń wstępnych. Do obliczeń stosuje się programy profesjonalne uzupełnione licznymi procedurami autorskimi. Wciąż jeszcze bardzo rzadko stosuje się procedury optymalizacyjne [28].



Rys. 2.7. Schemat blokowy układu wspomagającego projektowanie nagrzewnic indukcyjnych Fig. 2.7. Block scheme of aided design system for induction heaters

W wyniku symulacji komputerowej i badań laboratoryjnych otrzymuje się zbiór danych wejściowych, pozwalający na uzyskanie optymalnych parametrów wyjściowych, a także wynikowe zbiory podstawowych parametrów opisujących pola fizyczne, w tym szczególności rozkłady:

- indukcji magnetycznej w szczelinie wzbudnika,
- gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie,
- temperatur we wsadzie w funkcji czasu,
- naprężeń cieplnych i przemieszczeń,
- struktury i twardości

oraz wielkości takie, jak na przykład moc czynną wydzieloną we wsadzie, średnią temperaturę wsadu itp.

Na podstawie tych wielkości wyznacza się pozostałe parametry eksploatacyjne nagrzewnicy, z których najważniejsze to:

- napięcie, natężenie prądu i współczynnik mocy,
- moc czynna pobierana ze źródła zasilania,
- sprawność elektryczna i elektrotermiczna,
- czas nagrzewania (dla nagrzewania stacjonarnego),
- wydajność (dla nagrzewania przelotowego).

Ostatnim etapem projektowania jest sprawdzenie, czy układ spełnia kryteria, z których dla nagrzewania indukcyjnego cienkich wsadów płaskich najważniejsze to:

- wysoka sprawność elektryczna i możliwie duża wartość współczynnika mocy przed kompensacją,
- założony rozkład temperatury we wsadzie,
- odpowiedni (stosowny do wymagań, najczęściej niski) poziom naprężeń i przemieszczeń cieplnych,
- właściwa jakość metalurgiczna wsadu,
- stabilność i niezawodność układu napędowego (dotyczy nagrzewania przelotowego),
- minimalne oddziaływanie na środowisko zewnętrzne,
- niezawodność urządzenia.

W przypadku niespełnienia któregoś z wymienionych kryteriów odpowiednio koryguje się parametry i następuje powrót do obliczeń.

## 3. CEL I TEZA PRACY

#### 3.1. Określenie celu pracy

Postęp w budowie nowoczesnych, proekologicznych urządzeń współczesnej metalurgii, w tym zwłaszcza wytwarzanie metodą ciągłą lub półciągłą wysokiej klas taśm, płyt i folii z metali nieżelaznych wymaga wprowadzenia nowej klasy nagrzewnic indukcyjnych pozwalających na zmniejszenie energochłonności i uzyskanie wymaganej wydajności procesu. Większość wymienionych wcześniej wsadów płaskich nagrzewanych indukcyjnie ma grubość mniejszą, porównywalną lub minimalnie większą niż głębokość wnikania pola elektromagnetycznego do wsadu. Stąd wsady te muszą być traktowane jako cienkie, a ich nagrzewanie przy użyciu klasycznych nagrzewnic indukcyjnych o polu podłużnym jest nieefektywne [16]. Do tej klasy wsadów płaskich trzeba stosować nietypowe nagrzewnice o polu poprzecznym, pozwalające na uzyskanie dużej sprawności nagrzewania już przy stosunkowo niewysokiej częstotliwości prądu wzbudnika.

Zagadnienie nagrzewania indukcyjnego metali w poprzecznym polu magnetycznym znane jest od ponad pięćdziesięciu lat [5]. Mimo wielu badań [2, 24, 42, 49, 57, 58, 66, 67] szereg istotnych problemów z nim związanych wciąż czeka na rozwiązanie. Przytaczane w literaturze metody analityczne [27, 33, 45, 54, 59] oraz numeryczne [42, 43, 47, 48, 57, 66, 67] pozostawiają nadal wiele znaków zapytania.

W większości przypadków obliczanie indukcyjnych układów grzejnych o polu poprzecznym wymaga rozpatrzenia modelu obliczeniowego obejmującego quasi-stacjonarne pole elektromagnetyczne oraz niestacjonarne pola temperaturowe. W cytowanych publikacjach analizowane są rozwiązania dotyczące najczęściej wsadów z metali nieżelaznych [16, 67], niekiedy wsadów stalowych [42], sporadycznie metali szlachetnych [4]. Zagadnienia te są rozwiązywane przy licznych założeniach upraszczających, na ogół jako dwuwymiarowe, niekiedy trójwymiarowe, zazwyczaj z pominięciem sprzężenia między polami. Często analizowane jest jedynie pole elektromagnetyczne bądź elektromagnetyczne i temperaturowe.

Charakterystyczny jest brak przełożenia pomiędzy zastosowaną metodą obliczeń a praktycznymi algorytmami wspomagającymi projektowanie urządzeń, które wciąż jeszcze oparte są na prostych metodach inżynierskich, a także metodach analitycznych. Metody te cechuje niezbyt duża dokładność, stąd bardzo często do pełnego rozpoznania zjawisk fizycznych i wyznaczenia parametrów niezbędna jest także bardzo kosztowna budowa instalacji doświadczalnej. Wszystkie te czynniki stanowią element utrudniający, odpowiednie w stosunku do potrzeb i możliwości, wprowadzenie nagrzewnic indukcyjnych o polu poprzecznym do przemysłu.

Celem rozprawy habilitacyjnej jest opracowanie kompleksowej metody analizy klasy nagrzewnic indukcyjnych o polu poprzecznym do cienkich wsadów płaskich. Metoda ta powinna umożliwiać wielowariantową symulację komputerową z wszechstronnymi i dobrze przygotowanymi badaniami prototypów doświadczalnych. Oparta powinna być bezwzględnie na trójwymiarowej analizie sprzężonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego.

## 3.2. Teza pracy

Opracowanie uniwersalnej i charakteryzującej się dużą dokładnością oraz praktyczną przydatnością metody obliczeniowej indukcyjnych układów grzejnych o polu poprzecznym do obróbki cienkich wsadów płaskich wymaga modelu matematycznego uwzględniającego sprzężenie słabe lub quasi-sprzężenie trójwymiarowego pola elektromagnetycznego i temperaturowego we wsadzie oraz bezwzględnego wykorzystania badań empirycznych pozwalających na ustalenie z dużą pewnością właściwości materiałowych wsadu, a także uzupełnienie i weryfikację doświadczalną obliczeń.

#### 3.3. Zakres rozprawy

W ramach rozprawy dokonano analizy sprzężonego trójwymiarowego pola elektromagnetycznego i temperaturowego w nagrzewnicach indukcyjnych do cienkich wsadów płaskich. Rozpatrywano wsady o różnorodnych właściwościach materiałowych, analizując zarówno nagrzewanie wsadów z metali nieżelaznych (miedź, mosiądz, aluminium) o przenikalności magnetycznej niewiele różniącej się od przenikalności magnetycznej próżni ( $\mu \approx \mu_0$ ), jak i niskotemperaturowe nagrzewanie wsadów ferromagnetycznych do temperatury końcowej poniżej punktu Curie, w którym następuje przemiana magnetyczna.

W obszernej części doświadczalnej największy nacisk został położony na badania empiryczne związane z nagrzewaniem przelotowym cienkich taśm miedzianych i mosiężnych. Badania te przeprowadzono na dwóch stanowiskach laboratoryjnych oraz w warunkach przemysłowych.

Osiągnięcie celów pracy stało się możliwe dzięki:

- nakreśleniu ogólnego modelu matematycznego procesu nagrzewania indukcyjnego cienkich wsadów płaskich w poprzecznym polu magnetycznym,
- symulacji trójwymiarowego quasi-stacjonarnego pola elektromagnetycznego sprzężonego z trójwymiarowym niestacjonarnym bądź stacjonarnym polem temperaturowym przy użyciu profesjonalnych i autorskich programów komputerowych przy zastosowaniu sprzężenia słabego lub quasi-sprzężenia,
- uzupełnieniu modelu matematycznego procesu nagrzewania indukcyjnego wynikami obszernej części badawczej, pozwalającej nie tylko na weryfikację doświadczalną obliczeń, ale także poznanie charakteru niektórych zjawisk i ustalenie w wyniku pomiarów właściwości materiałowych wsadu i ich zależności od wielkości polowych oraz parametrów charakteryzujących wymianę ciepła między wsadem a otoczeniem,
- przeprowadzeniu wielowariantowej symulacji komputerowej i badań laboratoryjnych oraz przemysłowych dla bardzo dużej liczby przypadków (różne wymiary indukcyjnego układu grzejnego, prędkość przesuwu wsadu, właściwości materiałowe, parametry toru wymiany ciepła itp.),
- uogólnieniu wyników symulacji oraz badań empirycznych i przedstawieniu zjawisk zachodzących podczas nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich w poprzecznym polu magnetycznym,
- sprawdzeniu praktycznej przydatności opracowanej metodyki i określeniu zakresu zastosowania.

## 4. TRÓJWYMIAROWY MODEL INDUKCYJNEGO UKŁADU GRZEJNEGO DO WSADÓW PŁASKICH

#### 4.1. Pole elektromagnetyczne

#### 4.1.1. Równania podstawowe

Zjawiska elektromagnetyczne zachodzące w indukcyjnych układach grzejnych opisywane są równaniami Maxwella w postaci różniczkowej:

$$\operatorname{rot} \boldsymbol{H} = \boldsymbol{J}_{c} + \frac{\partial \boldsymbol{D}}{\partial t}, \qquad (4.1)$$

$$\operatorname{rot} \boldsymbol{E} = -\frac{\partial \boldsymbol{B}}{\partial t} + \operatorname{rot}(\boldsymbol{v} \times \boldsymbol{B}), \qquad (4.2)$$

$$\operatorname{div} \boldsymbol{D} = \rho_{\mathrm{V}},\tag{4.3}$$

$$\operatorname{div} \boldsymbol{B} = 0 \tag{4.4}$$

lub całkowej

$$\int \mathbf{H} \cdot d\mathbf{I} = \oint \mathbf{J} \cdot d\mathbf{S} + \frac{\partial}{\partial t} \oint \mathbf{D} \cdot d\mathbf{S}, \qquad (4.5)$$

$$\oint_{C} \boldsymbol{E} \cdot d\boldsymbol{l} = \frac{\partial}{\partial t} \oint_{S} \boldsymbol{B} \cdot d\boldsymbol{S} + \oint_{I} (\boldsymbol{\nu} \times \boldsymbol{B}) \cdot d\boldsymbol{l}, \qquad (4.6)$$

$$\oint_{\mathbf{S}} \boldsymbol{D} \cdot \mathbf{dS} = \int_{\mathbf{V}} \rho_{\mathbf{v}} \cdot \mathbf{dV} \,, \tag{4.7}$$

$$\oint \boldsymbol{B} \cdot \mathrm{d}\boldsymbol{S} = 0 \;. \tag{4.8}$$

Właściwości elektryczne i magnetyczne pola opisane są zależnościami wiążącymi indukcję z natężeniem, które dla obwodów liniowych przyjmują postać:

$$\boldsymbol{D} = \boldsymbol{\varepsilon}_r \, \boldsymbol{\varepsilon}_0 \, \boldsymbol{E} \,, \tag{4.9}$$

$$\boldsymbol{B} = \boldsymbol{\mu}_{\mathbf{r}} \, \boldsymbol{\mu}_{0} \, \boldsymbol{H} \, . \tag{4.10}$$

W przypadku anizotropii środowiska wielkości  $\varepsilon_r$ ,  $\mu_r$  stają się tensorami symetrycznymi II rzędu. Gęstość prądu wyraża się zależnością:

$$J = \gamma (E + v \times B). \tag{4.11}$$

Analizując indukcyjne układy grzejne o niezbyt wysokich pulsacjach można przyjąć, że spełniony jest dla nich warunek  $\gamma \gg \omega \varepsilon_0 \varepsilon_r$ , co oznacza, że prąd przewodzenia jest nieporównywalnie większy od prądu przesunięcia. Wtedy I równanie Maxwella (4.1) przekształca się do postaci:

$$\operatorname{rot} H = J_{c} = J + J_{z}.$$
(4.12)

4.1.2. Modele z wykorzystaniem magnetycznego potencjału wektorowego i par potencjałów wektorowego i skalarnego

Zakładając model matematyczny pola elektromagnetycznego w trójwymiarowej przestrzeni jednorodnej korzystnie jest wprowadzić zamiast wektorów **B**, **E**, **H**, **J** odpowiednie potencjały:

d

- magnetyczny potencjał wektorowy A

$$\boldsymbol{B} = \operatorname{rot} \boldsymbol{A} \,, \tag{4.13}$$

$$\mathbf{v}\mathbf{A}=\mathbf{0},\tag{4.14}$$

- elektryczny potencjał skalarny  $\varphi$ 

$$E = -\operatorname{grad} \varphi, \qquad (4.15)$$

- magnetyczny potencjał skalarny  $\psi$ 

 $H = \text{grad } \Psi, \tag{4.16}$ 

- potencjał wektorowy gęstości prądu T

$$\boldsymbol{J} = \operatorname{rot} \boldsymbol{T} \,. \tag{4.17}$$

Do opisu pola elektromagnetycznego stosuje się modele złożone z par potencjałów, na przykład  $A-\varphi$  [22],  $A-\Psi$  [36],  $T-\Psi$  [67]. Większość modeli indukcyjnych układów grzejnych rozwiązuje się wprowadzając magnetyczny potencjał wektorowy A. Wstawiając (4.13) i (4.14) do (4.12) otrzymuje się:

$$\operatorname{ot}_{\mathcal{H}}^{-1}\operatorname{rot} A = J_{c}. \tag{4.18}$$

Wstawiając (4.14) do (4.2) otrzymuje się:

$$\operatorname{rot} \boldsymbol{E} = -\frac{\partial \boldsymbol{A}}{\partial t} - \boldsymbol{\nu} \times \operatorname{rot} \boldsymbol{A} , \qquad (4.19)$$

$$J = -\gamma \left(\frac{\partial A}{\partial t} + \nu \times \operatorname{rot} A\right), \tag{4.20}$$

$$\operatorname{ot}\frac{1}{\mu}\operatorname{rot} A - \gamma \frac{\partial A}{\partial t} - \gamma (\nu \times \operatorname{rot} A) = J_z. \tag{4.21}$$

Uwzględniając tożsamość wektorową:

 $rot \ rot A = grad \ div A - \nabla^2 A \tag{4.22}$ 

oraz kalibrację Coloumba w postaci (4.12) otrzymuje się:

$$\nabla^2 A - \gamma \frac{\partial A}{\partial t} - (\nu \times \operatorname{rot} A) = J_z.$$
(4.23)

W przypadku gdy prąd o gęstości  $J_z$  jest sinusoidalnie zmienny, a zagadnienie jest liniowe:

$$A(x, y, z, t) = A(x, y, z) e^{i(\omega + \beta)}, \qquad (4.24)$$

$$A = \underline{A}(x, y, z) e^{j\omega t} .$$
(4.25)

Wstawiając (4.25) do (4.23) otrzymuje się równanie dla wartości zespolonej A:

$$\nabla^{2} \underline{A} - j \omega \mu \gamma \underline{A} - \mu \gamma (\nu \times \operatorname{rot} \underline{A}) = -\mu \underline{J}_{z}.$$
(4.26)

Wariant omówionej wyżej metody wykorzystujący do opisu pola elektromagnetycznego model złożony z pary potencjałów  $A'-\varphi$ , przy czym:

$$A' = A - \left[ \operatorname{grad} \varphi \, \mathrm{d}t \right], \tag{4.27}$$

nie jest w pracy stosowany.

Do trójwymiarowej analizy pola elektromagnetycznego wykorzystano model  $A, \Psi, \Phi$ z pakietu programowego PC OPERA 3D [46]. Metoda oparta na tym modelu polega na opisaniu pola elektromagnetycznego przy użyciu:

- skalarnego potencjału magnetycznego  $\Psi$  i zredukowanego magnetycznego potencjału skalarnego  $\Phi$  w obszarach nie przewodzących,
- magnetycznego potencjału wektorowego A w obszarach przewodzących.

Przyjmuje się, że w obszarach nie przewodzących pole magnetyczne jest sumą dwóch składowych:

$$\boldsymbol{H} = \boldsymbol{H}_{\mathrm{s}} + \boldsymbol{H}_{\mathrm{m}},\tag{4.28}$$

przy czym  $H_s$  to składowa wytworzona w środowisku jednorodnym o przenikalności magnetycznej  $\mu_0$ 

 $\operatorname{rot} \boldsymbol{H}_{s} = \boldsymbol{J}_{c}, \tag{4.29}$ 

natomiast  $H_m$  wiąże się z występowaniem w pobliżu materiałów ferromagnetycznych.

rot 
$$H_{\rm m} = 0$$
. (4.30)

Składowa  $H_s$  można wyznaczyć z prawa Biota-Savarte'a:

$$H_{\rm s} = \int_{V} \frac{J_{\rm z} \times r}{4\pi r^3} \,\mathrm{d}V \,, \tag{4.31}$$

natomiast do wyznaczenia  $H_{m}$  używa się zredukowanego magnetycznego potencjału skalarnego  $\Phi$ , przy czym:

$$H_{\rm m} = -\operatorname{grad} \Phi \ . \tag{4.32}$$

Ostatecznie:

$$\operatorname{rot} \boldsymbol{A} = \mu \int_{\boldsymbol{V}} \frac{\boldsymbol{J}_{\boldsymbol{z}} \times \boldsymbol{r}}{4\pi r^{3}} \, \mathrm{d} \boldsymbol{V} - \operatorname{grad} \boldsymbol{\Phi}$$
(4.33)

#### 4.1.3. Warunki brzegowe, graniczne i początkowe

Aby rozwiązanie omawianego problemu było jednoznaczne, należy sformułować warunki brzegowe na granicy obszaru definicyjnego, warunki graniczne na płaszczyznach pomiędzy dwoma podobszarami, a także warunki początkowe.

Warunki brzegowe na granicy obszaru definicyjnego dla pola elektromagnetycznego quasi-stacjonarnego ustalonej dostatecznie daleko od wzbudnika i wsadu dane są w następującej postaci:

 na płaszczyznach ograniczających obszar obliczeniowy, gdzie zakłada się, że pole magnetyczne zanika, składowa normalna indukcji magnetycznej jest równa zeru:

 $B_n = 0, \tag{4.34}$ 

co oznacza następującą postać tego warunku dla potencjałów  $A, \Psi$ :

$$4 = 0,$$
 (4.35)

$$\frac{\partial \Psi}{\partial n} = 0, \qquad (4.36)$$

 na płaszczyznach symetrii geometrycznej, gdy kierunki prądów zewnętrznych są identyczne, składowa styczna natężenia pola magnetycznego staje się równa zeru:

$$H_{\rm t} = 0,$$
 (4.37)

co oznacza następującą postać tego warunku dla potencjałów  $A, \Psi$ :

$$\boldsymbol{A} \times \boldsymbol{n} = \boldsymbol{0} \,, \tag{4.38}$$

- $\Psi = 0, \tag{4.39}$
- na płaszczyznach symetrii geometrycznej, ale jeżeli prądy zewnętrzne płyną w przeciwnych kierunkach, obowiązują warunki brzegowe (4.34) - (4.36).

Na płaszczyźnie granicznej  $S_{ij}$  oddzielającej dwa dowolne podobszary  $\Omega_i$  i  $\Omega_j$  występuje ciągłość składowej normalnej indukcji magnetycznej:

$$B_{\mathbf{n},i} = B_{\mathbf{n},i} \tag{4.40}$$

Warunek ten dla magnetycznego potencjału wektorowego A przyjmuje postać:

$$\boldsymbol{A}_{i} \times \boldsymbol{n}_{ij} = \boldsymbol{A}_{j} \times \boldsymbol{n}_{ij}, \qquad (4.41)$$

natomiast dla magnetycznego potencjału skalarnego 4:

$$\frac{\partial \Psi_i}{\partial n_{ii}} = \frac{\partial \Psi_j}{\partial n_{ii}} . \tag{4.42}$$

Na płaszczyźnie granicznej  $S_{ij}$  występuje także ciągłość składowej stycznej natężenia pola magnetycznego:

$$H_{\rm U} = H_{\rm U} \,. \tag{4.43}$$

Warunek ten dla magnetycznego potencjału wektorowego A przyjmuje postać:

$$\frac{1}{\mu_i} \operatorname{rot} A_i \times \mathbf{n}_{ij} = \frac{1}{\mu_j} \operatorname{rot} A_j \times \mathbf{n}_{ij}, \qquad (4.44)$$

natomiast dla magnetycznego potencjału skalarnego ¥ sprowadza się do postaci:

$$\Psi_i = \Psi_i. \tag{4.45}$$

-----

29

Gdy na płaszczyźnie  $S_{ij}$  płynie prąd o gęstości liniowej  $J_s$ , warunek (4.43) przyjmuje postać:

 $B_{t=0} = 0$ 

$$H_{ti} - H_{tj} = J_s.$$
 (4.46)

Warunek początkowy ma postać:

#### 4.1.4. Plaski uklad wzbudnik-wsad

Rozważy się model płaskiego indukcyjnego układu grzejnego, składającego się z czterech podobszarów. Przekrój poprzeczny układu pokazano na rys. 4.1.



Rys. 4.1. Płaski indukcyjny płaski układ grzejny:  $\Omega_1$  – wsad,  $\Omega_2$  – uzwojenie,  $\Omega_3$  – rdzeń magnetyczny,  $\Omega_4$  – szczelina powietrzna i otoczenie

Fig. 4.1. Flat Induction heating system:  $\Omega_1$  – charge,  $\Omega_2$  – coil,  $\Omega_3$  – magnetic core,  $\Omega_4$  – air gap and surrounding air

W poszczególnych podobszarach obowiązują następujące równania dla magnetycznego potencjału wektorowego A:

Podobszar  $\Omega_1$ : wsad – ruchome, jednorodne środowisko przewodzące o konduktywności  $\gamma_1$  i przenikalności magnetycznej  $\mu_1$ :

$$\nabla^2 A_1 - \mu_1 \gamma_1 \frac{\partial A_1}{\partial t} - \mu_1 \gamma_1 \left( \nu \times \operatorname{rot} A_1 \right) = 0.$$
(4.48)

Podobszar  $\Omega_2$ : uzwojenie - jednorodne środowisko przewodzące (Cu) o konduktywności  $\gamma_2$ i przenikalności magnetycznej  $\mu_0$  z prądem harmonicznym o gęstości  $J_z(t)$ :

$$\nabla^2 \boldsymbol{A}_2 = \gamma_2 \,\mu_0 \,\frac{\partial \boldsymbol{A}_2}{\partial t} - \mu_0 \,\boldsymbol{J}_z \,. \tag{4.49}$$

Podobszar  $\Omega_3$ : rdzeń magnetyczny stanowiący pakiet blach transformatorowych - środowisko anizotropowe, ferromagnetyczne, nie przewodzące:

r

$$\operatorname{pt} \frac{1}{\mu_0[\mu_r]} \operatorname{rot} A_2 = 0.$$
 (4.50)

Gdy osie układu współrzędnych są związane z kierunkiem walcowania blachy transformatorowej, tensor względnej przenikalności magnetycznej można przedstawić w postaci [68]:

$$\mu_{r}] = \begin{bmatrix} \mu_{r_{row}} & 0 & 0 \\ 0 & \mu_{r_{ryy}} & 0 \\ 0 & 0 & \mu_{r_{rw}} \end{bmatrix}.$$
(4.51)

Podobszar Ω<sub>4</sub>: szczelina powietrzna – środowisko niemagnetyczne, nie przewodzace

$$\nabla^2 A_4 = 0. (4.52)$$

W przypadku użycia metody A,  $\Psi$ ,  $\Phi$  w podobszarach  $\Omega_1$  i  $\Omega_2$  obowiązują odpowiednio równania (4.48) i (4.49). W podobszarze  $\Omega_3$ :

$$B_{3} = \operatorname{rot} A_{3} = \mu_{3} \int_{V} \frac{J_{z} \times r}{4 \pi r^{3}} dV - \operatorname{grad} \Phi_{3}, \qquad (4.53)$$

natomiast dla podobszaru  $\Omega_4$ :

$$\nabla^2 \Psi_4 = 0. \tag{4.54}$$

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

## 4.2. Pole temperaturowe

Wprowadzając model matematyczny niestacjonarnego pola temperaturowego z wsadem przemieszczającym się z prędkością v należy wyjść z równania Fouriera przewodnictwa ciepła [29, 32, 72]:

$$q = -\lambda \operatorname{grad} T \tag{4.55}$$

oraz z zasady zachowania energii

$$\sum dQ_i = -\frac{\partial T}{\partial t} dt \rho c dV = 0.$$
(4.56)

Prowadzi to do równania Kirchhoffa-Fouriera:

$$\operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) - \rho c(\nu \operatorname{grad} T) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} - p_{\nu}, \qquad (4.57)$$

w którym poszczególne człony opisują:

- div ( $\lambda$  grad T): przewodnictwo ciepła,
- $\rho c(v \times \operatorname{grad} T)$ : transport ciepła związany z ruchem wsadu,
- $\rho c \frac{\partial T}{\partial t}$ : zmianę wewnętrznej energii środowiska,
- $p_v$ : wewnętrzne źródła ciepła wynikające z przepływu prądów wirowych we wsadzie.

Na płaszczyźnie brzegowej  $\Gamma$  ograniczającej obszar  $\Omega$  w czasie t > 0 słuszny jest jeden z czterech warunków brzegowych. Pierwszy z nich stosowany jest wtedy, gdy znana jest temperatura na brzegu obszaru:

$$T(\Gamma, t) = f(\Gamma, t), \tag{4.58}$$

gdzie  $f(\Gamma, t)$  – znana funkcja najczęściej stosowana w postaci T = const.

Drugi warunek używany jest wówczas, gdy znany jest strumień ciepła przepływający przez obszar brzegowy:

$$\lambda \frac{\partial T(\Gamma, t)}{\partial n} = q_n(\Gamma, t), \qquad (4.59)$$

gdzie  $q_n(\Gamma, t)$  – składowa normalna strumienia cieplnego.

Trzeci warunek opisuje konwekcyjną wymianę ciepła między wsadem a otoczeniem o temperaturze  $T_z$ :

$$-\lambda \frac{\partial T(\Gamma, t)}{\partial n} = \alpha (T - T_z). \tag{4.60}$$

Czwarty z warunków brzegowych stosowany jest wówczas, gdy zachodzi radiacyjna wymiana ciepła między wsadem a powierzchnią zewnętrzną o temperaturze  $T_z$ 

$$-\lambda \frac{\partial T(\Gamma,t)}{\partial n} = \sigma_{\mathrm{T}} \cdot \varepsilon \left( T^4 - T_{\mathrm{z}}^{*4} \right). \tag{4.61}$$

W przypadku indukcyjnych układów grzejnych na pewnych fragmentach płaszczyzny brzegowej  $\Gamma$  zachodzi równocześnie wymiana konwekcyjna i radiacyjna. Wówczas stosuje się warunek w postaci:

$$-\lambda \frac{\partial T(\Gamma, t)}{\partial z} = \alpha (T - T_z) + \sigma_T \varepsilon (T^4 - T_z^{*4}).$$
(4.62)

Czasami, zwłaszcza wtedy gdy można założyć, że  $T_z \approx T_z$ , warunek (4.62) przekształca się do postaci:

$$\lambda \frac{\partial T(\Gamma, t)}{\partial n} = \alpha_x (T - T_z), \qquad (4.63)$$

gdzie az – zastępczy współczynnik przejmowania ciepła przez konwekcję i promieniowanie.

Warunki graniczne na płaszczyźnie S<sub>ij</sub> rozgraniczającej dwa ośrodki o różnej przewodności cieplnej właściwej mają postać:

$$T_i(\Gamma, t) = T_i(\Gamma, t), \tag{4.64}$$

$$\lambda_i \frac{\partial T}{\partial n_{ij}} = \lambda_j \frac{\partial T}{\partial n_{ij}} , \qquad (4.65)$$

Warunek początkowy ma postać:

$$T(\Omega, 0) = T_{p}(x, y, z),$$
 (4.66)

przy czym najczęściej jest on używany w postaci:

$$T(\Omega, 0) = T_{\rm p} = \text{const.} \tag{4.67}$$

## 4.3. Inne pola fizyczne

#### 4.3.1. Pole naprężeń cieplnych

Nierównomierny rozkład pola temperaturowego powoduje powstanie naprężeń i w konsekwencji odkształceń cieplnych. Przy znanym rozkładzie pola temperaturowego, aby w pełni rozpoznać pole naprężeń cieplnych trzeba określić:

- sześć składowych naprężeń,
- sześć składowych odkształceń,
- trzy składowe przemieszczeń.

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

Na ogół wyznacza się pole przemieszczeń, które w postaci wektorowego równania Lamego ma następującą postać [50]:

$$(\varphi_{\rm L} + \psi_{\rm L}) \operatorname{grad} \operatorname{div} \boldsymbol{u} + \psi_{\rm L} \nabla^2 \boldsymbol{u} - (3\varphi_{\rm L} + 2\psi_{\rm L}) \alpha_{\rm T} \operatorname{grad} T + \boldsymbol{f} = 0.$$

$$(4.68)$$

Współczynniki Lamego  $\varphi_L$  i  $\psi_L$  dane są odpowiednio wzorami (4.69) i (4.70):

$$p_{\rm L} = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)},\tag{4.69}$$

$$\psi_{\rm L} = \frac{E}{2(1+\nu)} , \qquad (4.70)$$

przy czym warunek brzegowy dla każdego punktu płaszczyzny granicznej P ma postać:

$$\boldsymbol{u} = f(\boldsymbol{P}), \tag{4.71}$$

a wektor przemieszczeń ma wszystkie trzy składowe:

$$u = 1_{x}u_{x} + 1_{s}u_{y} + 1_{z}u_{z}.$$
(4.72)

Znając rozkład przemieszczeń wyznacza się tensor odkształceń [ɛ]:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u_x}{\partial x}, \quad \varepsilon_{yy} = \frac{\partial u_y}{\partial y}, \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial u_z}{\partial z},$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\gamma_{xy}}{2} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_x}{\partial y} - \frac{\partial u_y}{\partial x} \right), \quad \varepsilon_{yz} = \frac{\gamma_{yz}}{2} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_y}{\partial z} - \frac{\partial u_z}{\partial y} \right),$$

$$\varepsilon_{zx} = \frac{\gamma_{zx}}{2} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_z}{\partial x} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right)$$
(4.73)

oraz tensor naprężeń  $[\sigma]$ :

$$\sigma_{xx} = \varphi_{L} \left( \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz} \right) + 2\psi_{L} \varepsilon_{xx} - (3\varphi_{L} + 2\psi_{L})\alpha_{T} \cdot T,$$
  

$$\sigma_{yy} = \varphi_{L} \left( \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz} \right) + 2\psi_{L} \varepsilon_{yy} - (3\varphi_{L} + 2\psi_{L})\alpha_{T} \cdot T,$$
  

$$\sigma_{zz} = \varphi_{L} \left( \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz} \right) + 2\psi_{L} \varepsilon_{zz} - (3\varphi_{L} + 2\psi_{L})\alpha_{T} \cdot T,$$
  

$$\sigma_{xy} = 2\psi_{L} \varepsilon_{xy}, \quad \sigma_{yz} = 2\psi_{L} \varepsilon_{yz}, \quad \sigma_{zx} = 2\psi_{L} \varepsilon_{zx}$$

$$(4.74)$$

Wartości przemieszczeń powstałych w toku nagrzewania indukcyjnego są na ogół bardzo małe (rzędu 10<sup>-6</sup> m i mniej) i nawet w przypadku cienkich wsadów płaskich mogą nie być brane pod uwagę. Jedynie w przypadku bardzo szybkiego nagrzewania i dużych gęstości objętościowych mocy czynnej wydzielonej we wsadzie mogą się zdarzyć większe wartości przemieszczeń, które wówczas musza być uwzględnione.

Biorąc pod uwagę procesy technologiczne, których elementem składowym jest nagrzewanie indukcyjne, to taki typowy proces np. obróbki cieplnej składa się z naprzemiennie występujących cykli nagrzewania indukcyjnego oraz stygnięcia. Jeśli stygnięcie wsadu ma charakter wymuszony, to wystąpi wówczas niebezpieczeństwo pojawienia się znacznych naprężeń cieplnych, a nawet przekroczenia granicy sprężystości. Przykładem takiego stanowiska indukcyjnego, gdzie występują duże naprężenia cieplne, może być na przykład układ do hartowania indukcyjnego noży maszynowych do cięcia papieru [14]. Wartości naprężeń cieplnych podczas wymuszonego schładzania noży po nagrzewaniu indukcyjnym potrafią być na tyle duże, że element o kształcie prostopadłościanu potrafi przekształcić się w coś na kształt wspaniale wygiętej szabli.

#### 4.3.2 Pole przemian fazowych

Podczas nagrzewania indukcyjnego zachodzą procesy przemian fazowych powodujące zmiany struktury wewnętrznej nagrzewanego elementu. Model matematyczny tych zjawisk jest bardzo złożony i wciąż jeszcze zjawiska te opisywane są przy użyciu modeli empirycznych. Przy użyciu takiego modelu empirycznego opisywane są na przykład następujące zjawiska:

- hartowania indukcyjnego elementów stalowych,
- wyżarzania międzyoperacyjnego taśm miedzianych i mosiężnych po walcowaniu z wykorzystaniem nagrzewania indukcyjnego.

W przypadku hartowania indukcyjnego rozkład twardości i strukturę warstwy zahartowanej wyznacza się na podstawie algorytmu empirycznego wiążącego twardość z szybkością chłodzenia [8]. Przykładowy przebieg takiej zależności pokazano na rys. 4.2 [52]:





Na podstawie uproszczonego modelu procesu hartowania indukcyjnego prognozuje się strukturę poszczególnych warstw elementu (rys.4.3). Jeśli w momencie rozpoczęcia chłodzenia wymuszonego temperatura w pewnym obszarze elementu jest większa niż  $T_{al}$ , to w tym obszarze hartowanie jest pełne i uzyskuje się strukturę martenzytyczną [73]. Warunek ten jest spełniony dla punktów, w których zmiany temperatury opisane są krzywymi 1 i 2 na rys. 4.3. Jeśli w chwili rozpoczęcia chłodzenia wymuszonego temperatura w danym obszarze elementu będzie zawarta w przedziale  $T_{al}$ ÷  $T_{a2}$ , to hartowanie jest niepełne i otrzymuje się strukturę zawierającą domieszki ferrytu i perlitu (krzywe 3,4 na rys.4.3). Gdy w momencie rozpoczęcia chłodzenia wymuszonego  $T < T_{a2}$  hartowanie nie zachodzi i struktura wyjściowa nie ulega zmianie (krzywa 5 na rys. 4.3). Karty katalogowe każdego gatunku stali przeznaczonej do hartowania zawierają wartości temperatur  $T_{a1}$  oraz  $T_{a2}$ , a także temperaturę hartowania  $T_h$  zwykle o kilkanaście K większą od temperatury  $T_{a1}$ .



- Rys. 4.3. Zależność temperatury elementu od czasu podczas hartowania indukcyjnego; 1,2 krzywe dla hartowania pełnego, 3,4 krzywe dla hartowania niepełnego, 5 krzywa dla strefy nie zahartowanej
- Fig. 4.3. Dependence of temperature of the element on time during induction hardening; 1,2 curves for full hardening, 3,4 curves for mixed hardening, 5 curve for not hardened zone

Proces przemiany fazowej podczas wyżarzania międzyoperacyjnego taśm miedzianych i mosiężnych ma znacznie mniej złożony charakter i wiąże się głównie z obniżeniem twardości i zmianą grubości ziarna.

## 5. SYMULACJA KOMPUTEROWA SPRZĘŻONEGO POLA ELEKTROMAGNETYCZNEGO I TEMPERATUROWEGO

Najprostszym indukcyjnym układem grzejnym do wsadów płaskich jest układ ze wzbudnikiem dwustronnym jednobiegunowym, którego szkic pokazano na rys.5.1.



Rys.5.1. Indukcyjny układ grzejny do wsadów płaskich; 1 – wsad, 2 – uzwojenie, 3 – rdzeń magnetyczny

Fig.5.1. Induction heating system for flat charges; 1 - charge, 2 - winding, 3 - magnetic core

Wsad płaski (1) znajduje się w szczelinie powietrznej wzbudnika składającego się z uzwojenia (2) umieszczonego w żłobkach rdzenia magnetycznego (3). Wsad może być nieruchomy (nagrzewanie stacjonarne) lub przemieszczać się ruchem jednostajnym z prędkością  $v = 1_x v_x$  (nagrzewanie przelotowe). W zależności od grubości wsadu g i warunków wymiany ciepła pomiędzy wsadem a otoczeniem ustala się odpowiednią wartość szczeliny wzbudnika a. Przyjmuje się, że wszystkie zwoje wzbudnika połączone są szeregowo, co nie ogranicza ogólności rozważań (połączenia czołowe nie są pokazane na rys.5.1). Niech przez uzwojenie wzbudnika płynie prąd  $I_z$ . Jeśli kierunki prądów  $I_z$ w dolnym i górnym wzbudniku i tym samym kierunki wektora gęstości prądu  $J_z = 1_z J_z$  są zgodne, to w szczelinie wzbudnika wystąpi poprzeczne pole magnetyczne. Jeśli kierunki te są przeciwne, to w szczelinie tej wytwarza się pole magnetyczne podłużne. Zasadnicza część badań przedstawionych w pracy dotyczy nagrzewania indukcyjnego w polu poprzecznym. Przeanalizowano także przypadki nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich w polu podłużnym magnetycznym, a przykładowe wyniki zamieszczono w załączniku.

Konstrukcja wzbudnika wytwarzającego poprzeczne pole magnetyczne może być bardzo różnorodna. W istocie pokazany na rys. 5.1 wzbudnik jednobiegunowy stosowany jest raczej rzadko, najczęściej do dogrzewania brzegów taśmy [58]. Znacznie częściej stosuje się wzbudnik wielobiegunowy, którego przykładowy szkic ideowy w formie przekroju poprzecznego pokazano na rys. 5.2. Wzbudnik ten wykonany jest jako dwuwarstwowy, a przewody połączono tak, aby w szczelinie powstało poprzeczne pole magnetyczne. Najczęściej jest to połączenie szeregowe. Możliwe są oczywiście inne wykonania wzbudnika wytwarzającego poprzeczne pole magnetyczne; w literaturze można znaleźć szereg przykładów konkretnych rozwiązań konstrukcyjnych (wzbudnik bezrdzeniowy, jednowarstwowy itp.), [18, 30].

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym



37

- Rys.5.2. Przekrój poprzeczny wzbudnika wielobiegunowego z poprzecznym polem magnetycznym (zaznaczono kierunki prądów w poszczególnych przewodach wzbudnika czerwony kolor oznacza kierunek prądu od rysunku na zewnątrz, zielony kolor oznacza przeciwny kierunek prądu w głąb rysunku); 1 – wsad, 2 – uzwojenie, 3 – rdzeń magnetyczny, 4 - izolacja żłobka
- Fig. 5.2. Cross section of the multi-polar inductor producing transverse flux magnetic field (directions of current in each coil were shown red colour means direction from drawing outside, green colour means direction inside drawing); 1 charge with thickness g, 2 two-layer winding, 3 magnetic core, 4 insulation of the groove

## 5.1. Model do obliczania pola elektromagnetycznego

#### 5.1.1. Uwagi ogólne

Model do obliczania trójwymiarowego pola elektromagnetycznego pokazano na rys.5.3. Składa się on z czterech podobszarów o różnych właściwościach:

- wsadu płaskiego  $\Omega_1$ ,
- uzwojenia Ω<sub>2</sub> z prądem wymuszającym o gęstości J<sub>z</sub> w formie układu przewodów miedzianych chłodzonych wodą,
- rdzenia magnetycznego Ω<sub>3</sub>,
- otoczenia i szczelin powietrznych wzbudnika  $\Omega_4$ .

 $\Omega_1$ : Wsad stanowi prostopadłościan o długości i szerokości znacznie większej niż grubość. Na rys. 5.3 szerokości wsadu i wzbudnika są identyczne. W ogólnym przypadku te dwa wymiary mogą się różnić od siebie [51]. Wsad umieszczony jest symetrycznie w szczelinie wzbudnika i może być nieruchomy lub przemieszczać się liniowo w kierunku osi x z prędkością  $v_x$ . W tym drugim przypadku długość rzeczywista wsadu zastąpiona jest długością obliczeniową określoną warunkiem dla pola temperaturowego  $\partial T/\partial x = 0$ .



- Rys.5.3. Model obliczeniowy trójwymiarowego pola elektromagnetycznego w nagrzewnicy indukcyjnej do wsadów płaskich
- Fig.5.3. Calculation model for three-dimensional electromagnetic field in induction heater for flat charges

Wsad wykonany z materiału przewodzącego jest materiałem nieferromagnetycznym (stal austenityczna lub takie metale nieżelazne, jak: aluminium, miedź i stopy). Może być ferromagnetyczny ( $\mu = \mu_0 \cdot \mu_c$ ), co zachodzi przy niskotemperaturowym nagrzewaniu stali do temperatury poniżej przemiany magnetycznej. W tym drugim przypadku analiza staje się bardziej złożona, gdyż trzeba uwzględnić nieliniową zależność przenikalności magnetycznej od indukcji magnetycznej. W niektórych przypadkach trzeba uwzględnić histerezę i anizotropię wsadu [38]. W obu przypadkach istotnym zagadnieniem jest identyfikacja wartości konduktywności wsadu w przedziale analizowanych temperatur [11]. Istotne jest zwłaszcza dla stopów, gdyż nawet niewielka zmiana składu chemicznego istotnie wpływa na wartość konduktywności.

Znane są: wymiary wsadu, jego rozmieszczenie względem wzbudnika, prędkość przesuwu wsadu względem wzbudnika, zależność przenikalności magnetycznej od indukcji magnetycznej, zależności przenikalności magnetycznej i konduktywności od temperatury w założonym przedziale nagrzewania, parametry uwzględniające histerezę, tensor przenikalności magnetycznej w przypadku uwzględnienia anizotropii

 $\Omega_2$ : Uzwojenie wykonane jest z przewodu miedzianego. Uwzględnia się jego rzeczywisty kształt (rurka lub profil chłodzony wodą, połączenia czołowe) oraz sposób połączenia przewodów. Najczęściej zwoje wzbudnika łączy się szeregowo. Różne układy połączeń

przewodów, stosowanie różnych napięć zasilania i oddzielnych zasilaczy dla poszczególnych sekcji uzwojenia może być niekiedy wykorzystywane do kształtowania pola temperaturowego we wsadzie [21]. Wartość konduktywności przewodu wzbudnika wybiera się dla średniej temperatury wody chłodzącej mierzonej na wylocie. Jako wymuszenie przyjmuje się prąd wzbudnika  $I_z$  lub gęstość prądu  $J_z$ . Niekiedy stosuje się wymuszenie napięciowe.

Znane są: kształt, wymiary przewodu, sposób ich połączenia, konduktywność miedzi, temperatura wody chłodzącej, prąd, gęstość prądu wymuszenia lub napięcie, częstotliwość.

 $Ω_3$ : Rdzeń magnetyczny wykonany jest z pakietu wzajemnie odizolowanych blach ze stali krzemowej o niskiej stratności. Niekiedy stosowany jest rdzeń lity wykonany na przykład z ferrytu, materiałów amorficznych lub jednego z wielu rodzajów specjalnych materiałów magnetycznych [56]. Stosowane są wzbudniki bezrdzeniowe; wówczas obszar  $Ω_3$  nie występuje. Poważnym problemem jest odpowiedni dobór właściwości materiałowych. W wielu przypadkach, gdy użyty jest rdzeń pakietowany, nie jest dużym błędem przyjęcie zerowej konduktywności rdzenia, co nie wprowadza istotnych błędów. To założenie odpowiada doskonałej izolacji elektrycznej między poszczególnymi blachami. Praktyka dowodzi jednak, że rdzeń nagrzewa się, czyli występują w nim straty mocy czynnej. Oznacza to konieczność ustalenia wartości konduktywności rdzenia, co nie jest sprawą łatwą. Problemów tych nie ma w przypadku rdzenia litego. W obu przypadkach występuje natomiast trudność określenia zależności przenikalności magnetycznej od natężenia pola magnetycznego i temperatury oraz uwzględnienia anizotropii.

Znane są: kształt i wymiary rdzenia, grubość blachy, parametry materiałowe rdzenia, tensor przenikalności magnetycznej (anizotropia).

 $\Omega_4$ : Otoczenie wzbudnika i wsadu oraz szczelina pomiędzy górnym i dolnym wzbudnikiem. Zewnętrzną granicę obszaru  $\Omega_4$  stanowią osie symetrii oraz granica zewnętrzna ustanowiona na tyle daleko, aby można tam było przyjąć bez ryzyka popełnienia istotnego błędu zerową wartość magnetycznego potencjału wektorowego A = 0. Wybór tej granicy jest oczywistym kompromisem pomiędzy minimalizacją błędu granicznego a całkowitymi rozmiarami obszaru obliczeniowego. Na ogół do obszaru dołącza się także części nie przewodzące uzwojenia (otwór przewodu)

Znane: wymiary podobszaru.

#### 5.1.2. Równania, warunki brzegowe i graniczne

Do wyznaczenia rozkładu pola elektromagnetycznego wykorzysta się metodę  $A - \Psi - \Phi$  charakterystyczną dla pakietu Elektra programu OPERA 3D [46] wyznaczając magnetyczny potencjał wektorowy A w obszarach przewodzących ( $\Omega_1, \Omega_2$ ) oraz skalarny potencjał magnetyczny  $\Psi$  i zredukowany potencjał magnetyczny  $\Phi$  w obszarach nie przewodzących ( $\Omega_3, \Omega_4$ ). Przyjęcie takiej metodyki oznacza pominięcie strat mocy na prądy wirowe w rdzeniu magnetycznym i przyjęcie zerowej konduktywności rdzenia ( $\gamma_3 = 0$ ). A oto równania różniczkowe obowiązujące w poszczególnych podobszarach obliczeniowych:

$$\Omega_1: \qquad \operatorname{rot} \frac{1}{\mu_1} \operatorname{rot} A_1 - \mu_1 \gamma_1 \frac{\partial A_1}{\partial t} - \mu_1 \gamma_1 \left( \nu \times \operatorname{rot} A_1 \right) = 0, \qquad (5.1)$$

 $\operatorname{rot}\frac{1}{\mu_{0}}\operatorname{rot}A_{2}-\gamma_{2}\frac{\partial A_{2}}{\partial t}=J_{z},$ 

 $\Omega_2$ :

(5.2)

Ω<sub>3</sub>: 
$$B_3 = \operatorname{rot} A_3 = \mu_3 \int_{\nu} \frac{J_z \times r}{4\pi r^3} dV - \operatorname{grad} \Phi, \qquad (5.3)$$

 $\nabla^2 \Psi = 0$ .

Ω4:

Ze względu na symetrię geometryczną obliczenia elektromagnetyczne prowadzi się dla 1/8 całego obszaru obliczeniowego. Na płaszczyznach zewnętrznych ograniczających obszar obliczeniowy obowiązuje następujący warunek brzegowy dla pochodnej skalarnego potencjału magnetycznego  $\Psi$  w kierunku normalnym:

$$\frac{\partial \Psi}{\partial n} = 0. \tag{5.5}$$

Na płaszczyznach symetrii geometrycznej, gdy kierunki prądów zewnętrznych są identyczne, stawia się następujące warunki brzegowe:

- dla skalarnego potencjału magnetycznego  $\Psi$ 

 $\Psi = 0 \tag{5.6}$ 

- oraz dla magnetycznego potencjału wektorowego A

$$A \times \boldsymbol{n} = \boldsymbol{0} \,. \tag{5.7}$$

Na płaszczyznach symetrii geometrycznej, gdy prądy zewnętrzne są w przeciwnych kierunkach obowiązują następujące warunki brzegowe:

- dla pochodnej skalarnego potencjału magnetycznego  $\Psi$  w kierunku normalnym

$$\frac{\partial \Psi}{\partial n} = 0 \tag{5.8}$$

- oraz dla magnetycznego potencjału wektorowego A

 $A = 0. \tag{5.9}$ 

Na płaszczyznach granicznych pomiędzy podobszarami obliczeniowymi  $\Omega_1 - \Omega_4$  obowiązują klasyczne warunki graniczne w postaci (4.40) - (4.45).

W wyniku obliczeń elektromagnetycznych wyznacza się rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_v$  określony zależnością (5.10):

$$p_{\rm v} = \frac{\boldsymbol{J} \cdot \boldsymbol{J}}{\gamma_{\rm l}}.\tag{5.10}$$

Dla typowych indukcyjnych układów grzejnych o polu poprzecznym znaczenie praktyczne ma jedynie przypadek, w którym prędkość ma jedną składową  $v = 1_x v_x$ . Przyjmuje się, że gdy  $v_x < 0.5$  m/s, to można pominąć człon  $\mu_1 \cdot \gamma_1 (v \times \text{rot } A_1)$  w równaniu (5.1) [9, 12].

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

Tym samym:

(5.4)

$$J = -\gamma_1 \frac{\partial A_1}{\partial t} \quad . \tag{5.11}$$

Uzasadnienie tego uproszczenia można także znaleźć na stronach 68÷69 niniejszej monografii. Obliczenie pola elektromagnetycznego dla opisanego modelu umożliwia wyznaczenie rozkładu mocy w całej objętości wsadu, co jest niezbędne do obliczeń temperaturowych. Pozwala także na obliczenie rozkładu indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej wzbudnika, co umożliwia weryfikację doświadczalną i ocenę dokładności obliczeń elektromagnetycznych.

#### 5.1.3. Założenia upraszczające

Aby wykonać długotrwałe i pracochłonne obliczenia trójwymiarowego pola elektromagnetycznego niezbędne jest przyjęcie zbioru założeń upraszczających. Najważniejsze z tych założeń to:

- w przypadku wsadu (podobszar  $\Omega_1$ ):

- pominięcie anizotropii właściwości materiałowych,
- nagrzewanie stacjonarne (brak ruchu);

- dla uzwojenia (podobszar  $\Omega_2$ ):

- stała konduktywność materiału γ2, z którego wykonane jest uzwojenie,
- wnętrze uzwojenia charakteryzuje się parametrami takimi jak podobszar  $\Omega_4$ ,
- pominięcie rzeczywistego kształtu połączeń czołowych, zastąpienie ich uproszczonym połączeniem półokrągłym;

- dla rdzenia magnetycznego (podobszar  $\Omega_3$ ):

- zerowa wartość konduktywności rdzenia magnetycznego złożonego z pakietu blach transformatorowych przy czym straty mocy w rdzeniu niezbędne do wyznaczenia sprawności wyznacza się z zależności uproszczonych,
- pominięcie anizotropii rdzenia uwzględniając nieliniową zależność względnej przenikalności magnetycznej od natężenia pola magnetycznego według znanej krzywej magnesowania lub dla modelu liniowego dla średniej przenikalności magnetycznej;

- dla szczeliny powietrznej wzbudnika i otoczenia układu grzejnego (podobszar  $\Omega_4$ ):

 taki dobór wymiarów podobszaru, aby osiągnąć kompromis pomiędzy ilością węzłów obszaru obliczeniowego a dokładnością zaniku pola magnetycznego na brzegu obszaru,

- do podobszaru dołącza się wnętrza przewodów uzwojenia.

Mimo przyjętych założeń upraszczających model jest nadal bardzo złożony. Wykonanie obliczeń trójwymiarowych stanowi oczywiście jedyną możliwość uzyskania przestrzennego rozkładu gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie. W wielu przypadkach niezbędne jest jednak ograniczenie się do analizy dwuwymiarowej.

#### 5.1.4. Model dwuwymiarowy

Model do obliczania dwuwymiarowego pola elektromagnetycznego pokazano na rys.5.4.



Rys. 5.4. Model do obliczenia dwuwymiarowego, quasi-stacjonarnego pola elektromagnetycznego Fig. 5.4. Model for calculation of two-dimensional quasi-stationary electromagnetic field

Optymalizacja kształtu układu wzbudnik-wsad jest możliwa w oparciu o znacznie prostszą i mniej czasochłonną analizę dwuwymiarową. Tą drogą można wybrać takie parametry układu, jak:

- odległość wzbudnik-wsad,
- kształt i wymiary żłobka rdzenia magnetycznego,
- przewód, grubość ścianki,
- gęstość prądu wymuszającego.

Słabością takiej analizy jest pominięcie zmian, jakie zachodzą na szerokości wsadu. Do wyznaczenia rozkładu pola elektromagnetycznego wykorzystano metodę magnetycznego potencjału wektorowego A. Dla tego przypadku magnetyczny potencjał wektorowy ma tylko jedną składową  $A = 1_y A_y(x,z)$ . A oto równania różniczkowe obowiązujące w poszczególnych podobszarach obliczeniowych. W podobszarach  $\Omega_1$  i  $\Omega_2$  obowiązują równania w postaci (5.1) i (5.2). W podobszarze  $\Omega_3$  obowiązuje równanie (5.12), przy czym  $\gamma_3$  to zastępcza konduktywność reprezentująca straty mocy czynnej w rdzeniu magnetycznym:

$$\operatorname{rot}\frac{1}{\mu_0[\mu_r]}\operatorname{rot} A_3 - \gamma_3 \frac{\partial A_3}{\partial t} = 0.$$
 (5.12)

W podobszarze  $\Omega_4$ :

$$\nabla^2 A_4 = 0. \tag{5.13}$$

Na granicy zewnętrznej obszaru obliczeniowego (linia BCD na rys. 5.4), obowiązuje warunek brzegowy dla magnetycznego potencjału magnetycznego A:

$$A = 0.$$
 (5.14)

Na osi symetrii geometrycznej, gdy kierunki prądów zewnętrznych są identyczne (odcinek AB na rys. 5.4), stawia się warunek brzegowy dla pochodnej magnetycznego potencjału wektorowego A w kierunku normalnym:

Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

43

Na osi symetrii geometrycznej, ale jeżeli prądy zewnętrzne płyną w przeciwnych kierunkach (odcinek AD na rys. 5.4), obowiązuje warunek brzegowy (5.14). Na liniach granicznych pomiędzy podobszarami obliczeniowymi  $\Omega_1 + \Omega_4$  obowiązują klasyczne warunki graniczne w postaci (5.16) - (5.17)

24

<u>Ən</u>

 $A_i = A_i, \tag{5.16}$ 

$$\frac{1}{\mu_i} \frac{\partial A_i}{\partial n_{ij}} = \frac{1}{\mu_j} \frac{\partial A_j}{\partial n_{ij}} .$$
(5.17)

W wyniku obliczeń wyznacza się określony zależnością (5.10) rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej  $p_v$  w przekroju podłużnym wsadu. Obliczenie pola elektromagnetycznego dla opisanego modelu uniemożliwia wyznaczenie rozkładu gęstości objętościowej mocy czynnej w całej objętości wsadu, co jest niezbędne do obliczeń rozkładu temperatury we wsadzie. Pozwala natomiast na obliczenie rozkładu indukcji magnetycznej wzdłuż szczeliny powietrznej wzbudnika i w konsekwencji na weryfikację doświadczalną obliczeń elektromagnetycznych. Umożliwia także wyznaczenie rozkładu temperatury w przekroju podłużnym wsadu z pominięciem rozkładu temperatury na szerokości wsadu.

#### 5.1.5. Program obliczeń elektromagnetycznych

Obliczenia elektromagnetyczne przeprowadzi się dla kilku różnych rodzajów wzbudników wytwarzających pole magnetyczne poprzeczne:

- wzbudnik jednobiegunowy (rys.5.5a),
- wzbudniki wielobiegunowe (rys. 5.5b, c, d).

Wzbudnik jednobiegunowy został użyty głównie do analizy dwuwymiarowej, której celem było określenie sprawności elektrycznej wzbudnika o polu poprzecznym, a także dla celów porównawczych z odpowiednim wzbudnikiem o polu podłużnym. Wzbudniki dwuwarstwowe pokazane na rys.5.5 b i c są stosowane do szybkiego nagrzewania. Wzbudnik jednowarstwowy z rys. 5.5 d używany jest wtedy, gdy wymagane jest wolniejsze nagrzewanie na dłuższym odcinku wsadu.

Symulację komputerową przeprowadzono dla przypadku nagrzewania:

- stacjonarnego ( $v_x = 0$ ),
- przelotowego ( $v_x \neq 0$ ).

Zmieniano następujące parametry i wymiary układu wzbudnik-wsad:

- szczelinę a,
- grubość wsadu g i jego wymiary wzdłużne l, b,
- rodzaj i właściwości materiałowe wsadu,
- natężenie prądu Iz i częstotliwość f,
- kształt uzwojenia, wymiary przewodu, konduktywność miedzi dla średniej temperatury uzwojenia,
- wymiary rdzenia magnetycznego (kształt i wymiary żłobka), sposób wykonania, właściwości materiałowe (przenikalność magnetyczna, konduktywność),



Symulację komputerową nagrzewania stacjonarnego przeprowadzono głównie ze względu na konieczność weryfikacji doświadczalnej obliczeń. Zasadniczą część symulacji przeprowadzono dla przypadku nagrzewania przelotowego, przy czym prędkość przemieszczania wsadu zmieniała się w granicach od 0,01 m/s ÷ 0,5 m/s. Oczywiście, o czym już wspomniano wcześniej, przy tych zakresach prędkości nie jest błędem pominięcie wpływu ruchu wsadu na pole elektromagnetyczne [12].

Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

#### 5.2. Model do obliczania pola temperaturowego

#### 5.2.1. Uwagi ogólne

Model do obliczania trójwymiarowego pola temperaturowego pokazano na rys.5.6:



Rys.5.6. Model do obliczania niestacjonarnego pola temperaturowego we wsadzie; 1 – wsad Ω<sub>1</sub>, 2 – szczelina powietrzna pomiędzy wzbudnikiem i wsadem i otoczenie Ω<sub>2</sub>, 3 – wzbudnik Ω<sub>3</sub>,
Fig.5.6. Model for calculation of non-stationary temperature field in the charge; 1 – charge Ω<sub>1</sub>, 2 - air-gap between inductor and charge and surroundings Ω<sub>2</sub>, 3 – inductor Ω<sub>3</sub>,

Rozpatrzono wsad płaski prostopadłościenny (1) nagrzewany indukcyjnie we wzbudniku (3) wytwarzającym poprzeczne pole magnetyczne. Gdy wsad jest nieruchomy, zakłada się, że jego długość jest większa od długości wzbudnika. Przy nagrzewaniu przelotowym wsad przemieszcza się z prędkością v, a do rozważań bierze się wycinek wsadu o podobnych rozmiarach jak wsad nieruchomy.

Model obliczeniowy dla niestacjonarnego pola temperaturowego składa się z trzech podobszarów:

- wsadu płaskiego  $\Omega_{l}$ ,
- otoczenia  $\Omega_2$ ,
- wzbudnika Ω<sub>3</sub>,

przy czym rozkład temperatury wyznacza się jedynie w podobszarze  $\Omega_1$ .

 $\Omega_1$ : Wsad stanowi prostopadłościan o długości i szerokości znacznie większej niż jego grubość. Umieszczony jest on symetrycznie w szczelinie wzbudnika i może być nieruchomy lub przemieszczać się liniowo w kierunku osi x z prędkością  $v_x$ . W tym drugim przypadku długość rzeczywista wsadu zastąpiona jest długością obliczeniową określoną warunkiem dla pola temperaturowego  $\partial T/\partial x = 0$ . W obu przypadkach istotnym zagadnieniem jest identyfikacja wartości parametrów opisujących właściwości cieplne wsadu w całym przedziale analizowanych temperatur [17]. Istotne jest to zwłaszcza dla stopów, gdyż nawet niewielka zmiana składu chemicznego istotnie wpływa na te wartości [51].

Znane są: wymiary wsadu i jego rozmieszczenie względem wzbudnika, prędkość przesuwu wsadu, zależność przewodności cieplnej  $\lambda$  i ciepła właściwego c od temperatury  $\Omega_2$ : Obszar stanowi powietrze. Zakłada się równomierny rozkład temperatury otoczenia. Rozpatruje się wymianę ciepła między wsadem a otoczeniem poprzez unoszenie

i promieniowanie, przy czym współczynnik przejmowania ciepła  $\alpha$  jest nieliniowo zależny od temperatury. Często konieczne jest uwzględnienie różnych wartości współczynnika przejmowania ciepła  $\alpha$  na poszczególnych płaszczyznach granicznych.

Znane są: wymiary szczeliny powietrznej, temperatura otoczenia, zależność współczynnika przejmowania ciepła od temperatury, modele wymiany ciepła na poszczególnych płaszczyznach granicznych.

 $\Omega_3$ : Wzbudnik. Na ogół nie rozpatruje się tego podobszaru, jednak fakt istnienia wąskiej szczeliny między wzbudnikiem i wsadem wpływa na rodzaj użytych warunków brzegowych. Czasami rozpatruje się wymianę ciepła między wewnętrzną powierzchnią wzbudnika (część termoizolacyjna) a wsadem poprzez promieniowanie.

Znane: szczelina powietrzna wzbudnika, parametry charakteryzujące wymianę ciepła między wzbudnikiem a wsadem w drodze promieniowania, emisyjność całkowita obu płaszczyzn, współczynniki konfiguracji.

#### 5.2.2. Równania i warunki brzegowe

Wprowadzając model matematyczny niestacjonarnego pola temperaturowego we wsadzie przemieszczającym się liniowo ze stałą prędkością v należy wyjść z równania przewodnictwa ciepła wiążącego strumień cieplny z gradientem temperatury (4.55) oraz zasady zachowania energii (4.56). W całym wsadzie obowiązuje równanie Fouriera-Kirchhoffa (4.57). Gęstość objętościowa mocy czynnej wydzielonej we wsadzie pochodzi z obliczeń elektromagnetycznych. Uwzględnia się nieliniową zależność  $\lambda(T)$  i c(T). Obliczenia temperaturowe pola niestacjonarnego dla wsadu ruchomego prowadzi się dla ¼ obszaru obliczeniowego ze względu na symetrię względem płaszczyzny xy. W przypadku nagrzewania stacjonarnego (wsad nieruchomy) obliczenia wystarczy prowadzić dla 1/8 całego obszaru obliczeniowego. Na płaszczyznach ograniczających wsad przemieszczający się z prędkością  $v_x$  z otaczającym, nieruchomym gazem (powietrze, atmosfera ochronna) obowiązują następujące warunki brzegowe (rys. 5.7):

- na płaszczyźnie wejściowej RR'UU' warunek Dirichleta (4.58):

$$T(y,z,t) = f(y,z,t),$$
 (5.18)

gdzie f(y,z, t) – funkcja najczęściej dana w postaci  $T = T_p = \text{const},$ 

- na płaszczyźnie wyjściowej SS'TT' warunek Neumanna (4.59):

$$\frac{\partial T}{\partial x} = 0, \qquad (5.19)$$

 na wejściowym i wyjściowym odcinku górnej płaszczyzny RR'PP' oraz QQ'SS' warunek Fouriera (4.60):

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha (T - T_z), \qquad (5.20)$$

przy czym współczynnik przejmowania ciepła a jest funkcją temperatury;

 na środkowym odcinku górnej płaszczyzny wsadu PP'QQ' obowiązuje także warunek Fouriera

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_{\rm w} (T - T_z), \qquad (5.21)$$

przy czym współczynnik przejmowania ciepła  $\alpha_w$  jest nie tylko funkcją temperatury, ale także zależy od specyficznych warunków wymiany ciepła w szczelinie wzbudnika, a zwłaszcza jej grubości. Zazwyczaj  $\alpha_w$  jest kilkakrotnie mniejsze niż  $\alpha$  [29, 41]. Niekiedy uwzględnia się wymianę ciepła przez promieniowanie płaszczyzną wsadu i powierzchnią wzbudnika. Warunek ten rozpatruje wówczas w postaci (4.63);

na bocznej płaszczyźnie wsadu R'S'T'U' obowiązuje warunek konwekcyjnej wymiany ciepła w postaci:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha (T - T_z), \qquad (5.22)$$

 na pozostałych dwóch płaszczyznach obszaru obliczeniowego (boczna RSTU i dolna UU'TT') będących płaszczyznami symetrii obowiązuje warunek Neumanna:

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0, \qquad (5.23)$$

przy czym dla płaszczyzny symetrii RSTU sprowadza się on do warunku  $\partial T/\partial y = 0$ , a dla płaszczyzny symetrii UU'TT' do warunku  $\partial T/\partial z = 0$ .

W przypadku pola temperaturowego wytworzonego w wyniku nagrzewania indukcyjnego pradami wielkiej częstotliwości moc czynna wydzielona we wsadzie jest niezerowa jedynie w bezpośredniej bliskości płaszczyzny PP'QQ'. Wówczas korzystniej jest rozpatrywać równanie Fouriera-Kirchhoffa w postaci:

$$\operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) - \rho c(\nu \operatorname{grad} T) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}.$$
(5.24)

Warunki brzegowe na płaszczyznach ograniczających wsad poza wzbudnikiem pozostają niezmienione podobnie jak i warunek (5.23) dla płaszczyzn symetrii. Jedynie warunek (5.21) modyfikuje się do postaci:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_{\rm w} (T - T_{\rm z}) - p_{\rm s}, \qquad (5.25)$$

zawierającej człon gęstości powierzchniowej mocy czynnej doprowadzonej do wsadu przez płaszczyznę PP'QQ'.

Jak już wspomniano wcześniej, w przypadku nagrzewania stacjonarnego, gdy wsad jest nieruchomy, analizę pola temperaturowego dokonuje się dla 1/8 części wsadu. Obowiązuje równanie w postaci:

$$\operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} - p_{v}$$
(5.26)

oraz następujące warunki brzegowe (rys. 5.7):

 na wszystkich płaszczyznach położonych poza obszarem wzbudnika warunek Fouriera w postaci:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha (T - T_{\star}), \qquad (5.27)$$

 na środkowym odcinku górnej płaszczyzny wsadu PP'QQ' obowiązuje warunek Fouriera w nieco innej postaci:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_{\rm w} (T - T_{\rm z}), \qquad (5.28)$$

 na pozostałych trzech płaszczyznach obszaru obliczeniowego (boczna RSTU i dolna UU'TT', poprzeczna WW'VV') będących płaszczyznami symetrii warunek w postaci:

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0, \qquad (5.29)$$

przy czym dla płaszczyzny symetrii RSTU sprowadza się on do warunku  $\partial T/\partial y = 0$ , dla płaszczyzny symetrii UU'TT' do warunku  $\partial T/\partial z = 0$ , a dla płaszczyzny WW'VV' do warunku  $\partial T/\partial x = 0$ .

Model uzupełniony jest warunkiem początkowym:

$$T(x,y,z,0) = f(x,y,z)$$
 (5.30)

najczęściej występującym w postaci:

$$T(x, y, z, 0) = T_p = \text{const.}$$
 (5.31)

## 5.2.3. Założenia upraszczające

Wyznaczając trójwymiarowe, niestacjonarne pole temperaturowe ograniczono rozważania jedynie do obszaru wsadu. Pominięto zjawiska cieplne w wyłożeniu ogniotrwałym, termoizolacyjnym oraz we wzbudniku (uzwojenie, rdzeń magnetyczny). Przyjęto także, że w obszarze wzbudnika wymiana ciepła między wsadem a otoczeniem odbywa się poprzez konwekcję z pominięciem promieniowania. Zastosowano model wymiany ciepła w wąskiej szczelinie wzbudnika oparty na kryteriach podobieństwa.

W przypadku wsadów cienkich zmiany temperatury wzdłuż osi z są niewielkie i pole temperaturowe można analizować jako dwuwymiarowe.

#### 5.2.4. Modele dwuwymiarowe

Model dwuwymiarowy do wyznaczania niestacjonarnego pola temperaturowego w cienkim wsadzie płaskim z pominięciem zjawisk zachodzących na grubości wsadu pokazano na rys.5.7. Zastosowanie analizy dwuwymiarowej pozwala na istotne skrócenie czasu obliczeń. Słabością jest pominięcie wymiany ciepła na płaszczyźnie górnej wsadu. Obszar obliczeniowy redukuje się do prostokąta ABCD, w którym obowiązuje równanie (4.57), a na poszczególnych odcinkach jego boków spełnione są następujące warunki brzegowe:

- bok AD (znany rozkład temperatury na wlocie):

 $T = T_{o}(y),$ 



- Rys.5.7. Model do obliczenia dwuwymiarowego, niestacjonarnego pola temperaturowego w cienkim wsadzie płaskim z pominięciem zjawisk w przekroju poprzecznym wsadu (EFHG część wsadu znajdująca się w szczelinie wzbudnika)
- Fig. 5.7. Model for calculation of two-dimensional non-stationary temperature field in the thin flat charge with omission of phenomena in cross section of the charge (EFHG a part of the charge located in the air-gap of the inductor)
  - odcinki AE i BF (wymiana konwekcyjna) warunek w postaci (5.22),
  - odcinek EF (wymiana konwekcyjna w wąskiej szczelinie):

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha_{\rm w} (T - T_{\rm x}), \qquad (5.33)$$

- bok BC (umowny koniec wsadu):

- linia symetrii CD:

(5.32)

 $\frac{\partial T}{\partial y} = 0. \tag{5.35}$ 

W przypadku nagrzewania stacjonarnego  $v_x = 0$ . Obliczeń dokonano dla prostokąta IBCJ (rys.5.7). Równanie (5.26) uzupełniają warunki brzegowe: (5.33) na odcinku IF, (5.27) - FB, (5.34) - BC i IJ oraz (5.35) - JC oraz warunek początkowy w postaci:

 $\frac{\partial T}{\partial \mathbf{x}}$ 

$$T(x, y, 0) = T_p = \text{const}.$$
 (5.36)

Analizę dwuwymiarową niestacjonarnego pola temperaturowego można także prowadzić pomijając zjawiska zachodzące na szerokości wsadu (rys. 5.8).

Obszar obliczeniowy redukuje się do prostokąta ABJN, w którym obowiązuje równanie (4.57), a na poszczególnych odcinkach jego boków spełnione są następujące warunki brzegowe:

T =

- bok AN (znany rozkład temperatury na wlocie):

$$= T_{\rm o}(z),$$
 (5.37)





- Rys. 5.8. Model do obliczenia dwuwymiarowego, niestacjonarnego pola temperaturowego w cienkim wsadzie płaskim z pominięciem zjawisk na szerokości wsadu (EFKM część wsadu znajdująca się w szczelinie wzbudnika)
- Fig. 5.8. Model for calculation of two-dimensional non-stationary temperature field in the thin flat charge with omission of phenomena in width of the charge (EFKM a part of the charge located in the air-gap of the inductor)
  - odcinki AE, FB (wymiana konwekcyjna):

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha (T - T_z), \qquad (5.38)$$

odcinek EF (wymiana konwekcyjna w wąskiej szczelinie):

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_{\rm w} (T - T_{\rm z}), \tag{5.39}$$

- bok BJ (umowny koniec wsadu): warunek w postaci (5.34),
- linia symetrii NJ:

50

$$\frac{\partial T}{\partial z} = 0. \tag{5.40}$$

W przypadku nagrzewania stacjonarnego dla nieruchomego wsadu obliczeń dokonano dla prostokąta IBJL (rys.5.8). Równanie (5.26) uzupełniają warunki brzegowe: (5.39) na odcinku IF, (5.38) - FB, (5.34) - BJ i IJ oraz (5.40) - JL oraz warunek początkowy w postaci:

 $T(x,z,0) = T_p = \text{const.}$  (5.41)

#### 5.2.5. Sprzężenie pola elektromagnetycznego i temperaturowego

Pole elektromagnetyczne i temperaturowe musi być analizowane jako sprzężone. W przypadku analizy 3D najczęściej stosowanym rodzajem sprzężenia obu pól jest sprzężenie słabe (rys.5.9a).



- Rys.5.9. Rodzaje sprzężeń pola elektromagnetycznego i temperaturowego; a) sprzężenie słabe dla przypadku analizy 3D, b) quasi-sprzężenie dla przypadku analizy 2D
- Fig.5.9. Kinds of couplings of electromagnetic and temperature fields; a) weak-coupled 3D analysis of electromagnetic and temperature fields b) quasi-coupled 2D analysis of electromagnetic and temperature fields

Po wprowadzeniu danych wejściowych oblicza się pole elektromagnetyczne. Do obliczeń przyjmuje się średnią dla założonego przedziału temperatur wartość konduktywności wsadu  $\gamma_{sr}$ . Uwzględnia się nieliniową zależność przenikalności magnetycznej od natężenia pola magnetycznego, natomiast pomija się wpływ temperatury na oba te parametry. Wynikiem obliczeń jest rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie, odpowiedzialny za generację ciepła w procedurze obliczeń niestacjonarnego pola temperaturowego. Przy wyznaczeniu niestacjonarnego pola temperaturowego uwzględnia się nieliniową zależność parametrów materiałowych wsadu ( $\lambda$ , c) od temperatury, a także zastępczy współczynnik przejmowania ciepła  $\alpha_z$  odpowiedzialny za wymianę ciepła przez konwekcje i promieniowanie. Obliczenia kończą się, gdy temperatura ustali się, bądź gdy upłynie czas obliczeń (według przyjętego kryterium obliczeń). Możliwa jest korekta wartości konduktywności i powrót do obliczeń elektromagnetycznych.

W przypadku analizy dwuwymiarowej stosuje się wszystkie trzy rodzaje sprzężeń, jednak najchętniej stosowane jest quasi-sprzężenie (rys.5.10b). Znając wartość parametrów materiałowych dla pewnej temperatury początkowej  $T_p$  i przyjmując początkową wartość przenikalności magnetycznej  $\mu_p$ , oblicza się quasi-stacjonarne pole elektromagnetyczne w pewnej chwili czasu t wyznaczając wartość natężenia pola magnetycznego H i rozkład

gestości objętościowej mocy czynnej wydzielonej w elemencie  $p_{y}$ . Jeśli przyjęta wartość H różni się od wyliczonej bardziej niż założono ( $\Delta H$ ), to wprowadza się korektę wartości przenikalności magnetycznej  $\mu$  i obliczenia elektromagnetyczne ponawia się. Z kolej wyznacza się niestacjonarne pole temperaturowe, przy czym, jeśli temperatura wzrośnie wiecej niż o  $\Delta T$ , następuje korekta wartości właściwości charakteryzujących nagrzewany element: przenikalności magnetycznej  $\mu$ , konduktywności  $\gamma$ , przewodności cieplnej  $\lambda$ , ciepła właściwego c i zastępczego współczynnika przejmowania ciepła  $\alpha_z$ , a następnie powrót do obliczeń elektromagnetycznych. Obliczenia przeprowadza się do chwili  $t = t_k$  (koniec nagrzewania) lub do momentu, gdy temperatura się ustali  $\Delta T \leq \Delta T_{min}$ . Oczywiście, im mnjejsze kroki  $\Delta H$ ,  $\Delta T$ , tym dokładniejsze obliczenia, ale także dłuższy czas ich przeprowadzania. Przy odpowiednio małych wartościach tych dwóch kroków obliczeniowych korekta parametrów następuje praktycznie w każdym kroku ⊿t i otrzymuje się właściwie model pełnego sprzeżenia.

Wybór rodzaju sprzężenia pola elektromagnetycznego i temperaturowego zależy od rodzaju i charakteru analizowanego zagadnienia, a także od ilości analizowanych przypadków.

#### 5.2.6. Program obliczeń elektromagnetycznych i temperaturowych

Obliczenia temperaturowe przeprowadzono dla kilku różnych rodzajów indukcyjnych układów grzejnych ze wzbudnikami wytwarzającymi poprzeczne pole magnetyczne. Przeanalizowano układy o polu poprzecznym ze wzbudnikami pokazanymi na rys. 5.5. Użyto różnorodnych modeli i narzedzi obliczeniowych.

Pierwszy z użytych modeli pokazano na rys. 5.10a. Zagadnienie rozpatrzono jako słabo sprzeżone. Trójwymiarowe pole elektromagnetyczne wyznaczono przy użyciu profesjonalnego programu PC Opera 3D. W toku obliczeń elektromagnetycznych uzyskano rozkład przestrzenny gestości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_y(x, y, z)$ . Z kolej wyznaczono rozkład przestrzenno-czasowy temperatury we wsadzie stosując program autorski TEMP3D. Uwzględniono nieliniową zależność przenikalności magnetycznej rdzenia magnetycznego od natężenia pola magnetycznego. Do obliczeń przyjęto średnia wartość konduktywności wsadu. Pominieto wpływ temperatury na konduktywność y i przenikalność magnetyczną wsadu, natomiast uwzględniono wpływ temperatury na przewodność cieplna λ, ciepła właściwego i zastępczy współczynnik przejmowania ciepła  $\alpha_z$ .

W przypadku cienkich wsadów płaskich temperatura w grubości wsadu zmienia się bardzo nieznacznie, co umożliwia zastosowanie modelu pokazanego na rys. 5.10b. Podobnie jak poprzednio trójwymiarowe pole elektromagnetyczne wyznaczono przy użyciu programu PC Opera 3D. Otrzymano rozkład przestrzenny gestości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_y(x, y, z)$ . Do obliczeń wykorzystano rozkład płaski na górnej płaszczyźnie wsadu  $p_v(x, y) = p_v(x, y, g/2)$ . Z kolei wyznaczono rozkład czasowy temperatury we wsadzie stosując program autorski TEMP2D. Jak już wspomniano wcześniej, słabością tego modelu jest pominięcie wymiany ciepła na płaszczyźnie górnej wsadu.

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

 $+ \Delta t$ 

POLE ELEKTROMAGNETYCZNE POLE ELEKTROMAGNETYCZNE PC OPERA 3D PC OPERA 3D

 $p_{x,y,z}$ 2 (T)  $\lambda(T)$  POLE TEMPERATUROWE POLE TEMPERATUROWE c (T)  $t + \Delta t$ TEMP 3D c (T) a. (T)  $\alpha_{1}(T)$ T(x, y, z, t)

c)

 $p_{x,y,z}$ 

T(x,y,t)

TEMP 2D



d)

- Rys. 5.10. Model do analizy sprzężonego zagadnienia elektromagnetyczno-temperaturowego; a) słabo sprzeżone zagadnienie 3D, b) słabo sprzeżone zagadnienie mieszane: pole elektromagnetyczne 3D. pole temperaturowe 2D. c) quasi-sprzeżone zagadnienie: pole elektromagnetyczne 2D pole temperaturowe 2D, d) pełne sprzężenie dwuwymiarowych pól elektromagnetycznego *i* temperaturowego
- Fig. 5.10. Model for analysis of coupled electromagnetic-temperature problem; a) weak-coupled 3D problem, b) coupled mixed problem: 3D electromagnetic - 2D temperature fields, c) quasicoupled problem: 2D electromagnetic - 2D temperature fields, d) hard coupled electromagnetic and temperature fields

Kolejnym wariantem jest model dwuwymiarowy pokazany na rys. 5.10c. Dwuwymiarowe pole elektromagnetyczne obliczono przy użycju programu OujckField. Otrzymano rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_{\rm v}(x,y)$ , a następnie wyznaczono rozkład temperatury w przekroju podłużnym wsadu. Uwzględniono nieliniowa zależność właściwości materiałowych i parametrów charakteryzujących wymiane ciepła miedzy wsadem i otoczeniem oraz konduktywności i przenikalności magnetycznej wsadu od temperatury. Obliczenia przeprowadzono według modelu guasi-sprzeżenia, co

oznacza, że korekta wartości  $\lambda$ , c,  $\alpha_z$ ,  $\gamma$ ,  $\mu$  następuje przy zmianie temperatury o więcej niż przyjęte  $\Delta T_{\min}$ . Ostatnim rozpatrywanym wariantem jest model o pełnym sprzężeniu (rys. 5.10d). Jest to także model dwuwymiarowy. Pole elektromagnetyczne obliczone jest przy użyciu programu autorskiego ELMAG. Opierając się na rozkładzie gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_v(x,y)$  wyznaczono rozkład temperatury w przekroju podłużnym wsadu stosując także program ELMAG. Dla każdego kroku obliczeniowego dokonywana była korekta  $\lambda$ , c,  $\alpha_z$ ,  $\gamma$ ,  $\mu$  i następnie powracano do obliczeń elektromagnetycznych. Słabością analizy dwuwymiarowej jest pominięcie zjawisk zachodzących w szerokości wsadu. Mimo faktu, że taka analiza pozwala uwzględnić sprzężenie między polami, to wydaje się, iż dla dobrego rozpoznania zjawisk w nagrzewnicach indukcyjnych o polu poprzecznym niezbedna jest analiza trójwymiarowa.

Symulację komputerową przeprowadzono dla przypadku nagrzewania:

- stacjonarnego (v<sub>x</sub> = 0) wyznaczając quasi-stacjonarne pole elektromagnetyczne i niestacjonarne pole temperaturowe,
- przelotowego ( $v_x \neq 0$ ) wyznaczając quasi-stacjonarne pole elektromagnetyczne i stacjonarne pole temperaturowe.

Zmieniano następujące parametry i wymiary układu wzbudnik-wsad:

- parametry obliczeń elektromagnetycznych,
- szczelinę pomiędzy wzbudnikiem i wsadem asz,
- grubość wsadu g i jego wymiary wzdłużne l, b,
- rodzaj wsadu i jego właściwości materiałowe,
- model wymiany ciepła między wsadem i otoczeniem,
- prędkość przesuwu wsadu.

Symulację komputerową nagrzewania stacjonarnego przeprowadzono głównie ze względu na weryfikację doświadczalną obliczeń. Jak już wspomniano wcześniej omawiając program obliczeń elektromagnetycznych, zasadniczą część symulacji przeprowadzono dla przypadku nagrzewania przelotowego, przy czym prędkość przemieszczania wsadu zmieniała się w granicach  $0,01 \text{ m/s} \div 0,5 \text{ m/s}.$ 

## 5.3. Model do obliczania innych pól fizycznych

Znajomość rozkładu przestrzenno-czasowego temperatury we wsadzie umożliwia wyznaczenie pola naprężeń cieplnych i przemian fazowych. Przykładowy algorytm modelu obejmującego cztery pola fizyczne: elektromagnetyczne, temperaturowe, termosprężyste i przemian fazowych pokazano na rys.5.11. Zagadnienie rozpatrzono jako słabo sprzężone. Do obliczeń quasi-stacjonarnego pola elektromagnetycznego przyjęto średnie wartości przenikalności magnetycznej  $\mu$  i konduktywności  $\gamma$ . Wyznaczono rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_v$  oraz rozkład temperatury we wsadzie, uwzględniając średnie wartości przewodności cieplnej  $\lambda$ , ciepła właściwego c, zastępczego współczynnika przejmowania ciepła  $\alpha_z$ . W toku obliczeń elektromagnetyczno-temperaturowych tak dobrano parametry nagrzewania indukcyjnego (natężenie i częstotliwość prądu wzbudnika, wymiary układu wzbudnik-wsad, czas nagrzewania lub prędkość przesuwu wsadu), aby uzyskać wymagany rozkład temperatury w elemencie. Z kolei wyznaczano rozkład naprężeń cieplnych. Nadmierne wielkości odkształceń wymagają korekty parametrów nagrzewania indukcyjnego, na przykład obniżenia prądu wzbudnika.



- Rys. 5.11. Algorytm obliczania pola elektromagnetycznego, temperaturowego, naprężeń cieplnych i przemian fazowych dla modelu o słabym sprzężeniu
- Fig. 5.11. Algorithm for calculation of electromagnetic, temperature, heat stresses and phase transformation fields in a weak-coupled model

Zagadnienie naprężeń cieplnych i strukturalnych przemian fazowych rozpatruje się w oparciu o parametry ustalone po zakończeniu nagrzewania indukcyjnego. Wyznaczono rozkład temperatury w momencie zakończenia nagrzewania indukcyjnego. Znając parametry toru wymiany ciepła podczas kolejnych etapów procesu obróbki cieplnej, którym może być na przykład chłodzenie wymuszone w przypadku hartowania, przetrzymywanie w stałej temperaturze w przypadku wyżarzania lub odpuszczania, wyznaczono niestacjonarne pole temperaturowe, a następnie pole naprężeń cieplnych. Na podstawie algorytmu empirycznego wyznaczono rozkład twardości i strukturę fazową wsadu po zakończeniu całości procesu.

#### 5.4. Symulacja komputerowa

W dalszym ciągu przedstawiona zostanie problematyka symulacji pól dla przypadków omówionych w p. 5.1÷5.2.

#### 5.4.1. Pole elektromagnetyczne

Modelowania pola elektromagnetycznego w indukcyjnym płaskim układzie grzejnym o polu poprzecznym dokonano pod kątem analizy następujących parametrów:

- rozkładu gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie,
- sprawności elektrycznej wzbudnika,
- rozkładu indukcji magnetycznej w szczelinie wzbudnika i we wsadzie.

Rozpatrzono wpływ na te wielkości wyjściowe następujących parametrów wejściowych:

- względnej szczeliny wzbudnika a' definiowanej jako a/g,
- prądu we wzbudniku Iz,
- częstotliwości f,
- rodzaju wzbudnika,
- rodzaju wsadu,
- prędkości przesuwu v<sub>x</sub>,
- względnej szerokości wsadu odniesionej do szerokości wzbudnika b',
- innych czynników (np. wymiary żłobka i przewodu nawojowego, konduktywność wsadu i przenikalność magnetyczna dla wsadu ferromagnetycznego oraz ich zmiany z temperaturą itp.).
- Pod uwagę brane będą dwa podstawowe kryteria:
- równomierności rozkładu przestrzennego gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie,
- maksymalnej sprawności elektrycznej wzbudnika.

p

Przeprowadzono ponad 1000 symulacji dla układów 3D oraz podobną liczbę symulacji dwuwymiarowych.

Niech parametrami charakteryzującymi rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie będą:

średnia wartość gęstości mocy czynnej wydzielonej we wsadzie p<sub>vśr</sub> definiowana jako:

$$v_{\text{sr}} = \frac{1}{V} \int_{V} p_{v} \, \mathrm{d}V \,, \tag{5.42}$$

 współczynnik nierównomierności p' określony jako stosunek gęstości mocy na osi wsadu do jej wartości w pobliżu krawędzi.

Pierwszy z parametrów charakteryzuje ilość energii przekazywanej do wsadu, drugi jest jednym ze współczynników opisujących nierównomierność rozkładu gęstości mocy, a tym samym niejednorodność rozkładu temperatury w szerokości taśmy.

#### Wpływ względnej szczeliny wzbudnika

Rozpatrzono, w jaki sposób względna szczelina wzbudnika a' wpływa na rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_v$ . Symulację przeprowadzono dla wsadów miedzianych, mosiężnych i aluminiowych zmieniając a' w granicach 2 + 12,

a częstotliwość f od 50 ÷ 2000 Hz. Założono nagrzewanie wsadu do temperatury 600°C, a obliczenia przeprowadzono dla średniej konduktywności z tego zakresu temperatur.

Na rysunku 5.12 pokazano rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie dla przypadku nagrzewania wsadu miedzianego przy  $I_z =500$  A i f = 1690 Hz oraz przy względnej szczelinie powietrznej wzbudnika a' = 5 (rys.5.12a) i a' = 3,125 (rys.5.12b):



Rys.5.12. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej p, na płaszczyźnie wewnętrznej płaskiego wsadu miedzianego przy f = 1690 Hz, Iz = 500 A i a' = 5 (a) oraz a' = 3,125 (b)
 Fig.5.12. Distribution of volume density of Joule losses at internal plane of flat copper charge with

f = 1690 Hz,  $I_z = 500$  A and a' = 5 (a) and a' = 3,125 (b)

Wpływ względnej szczeliny wzbudnika na sprawność elektryczną ilustruje rys.5.13.



Rys. 5.13. Zależność sprawności elektrycznej wzbudnika od względnej szczeliny podczas nagrzewania wsadu mosiężnego przy częstotliwościach f = 50 Hz i f = 1000 Hz

Fig. 5.13. Dependence of electrical efficiency of the inductor on relative air-gap of the inductor during heating of brass charge frequency f = 50 Hz i f = 1000 Hz

Obliczenia przeprowadzono dla modelu dwuwymiarowego przy szczelinie a = 6 mm i kilku grubościach wsadu g. Charakterystyczne jest, że przy częstotliwości sieciowej obserwuje się zmniejszanie się sprawności ze wzrostem względnej grubości szczeliny wzbudnika a' oraz wzrost sprawności, gdy f = 1000 Hz.

#### y (10<sup>7</sup>S/m) miedz mosiądz aluminium stal 6 6 4 3 2 1 0 0 150 300 450 600 T (°C)

- Rys. 5.15. Zależność konduktywności od temperatury dla miedzi, mosiądzu Ms60, aluminium i stali 40H
- Fig. 5.15. Dependence of electrical conductivity on temperature for copper, brass Ms 60, aluminium and steel 40 H

Dalej przedstawiona zostanie część wyników symulacji komputerowej dla następujących parametrów układu wzbudnik-wsad:

- typ wzbudnika wielobiegunowy, pokazany na rys. 5.5b,
- wsad mosiężny i aluminiowy,
- grubość wsadu g = 3,2 mm,
- szczelina wzbudnika a =10 mm,
- względna szczelina wzbudnika a' = 3,125,
- natężenie prądu wzbudnika  $I_z = 500$  A dla wsadu mosiężnego,  $I_z = 800$  A dla wsadu aluminiowego,
- częstotliwość f = 25, 50, 200, 500, 1000, 3000 Hz dla wsadu mosiężnego, f = 50, 1000 Hz dla wsadu aluminiowego.

Przy częstotliwości obniżonej f = 25 Hz (rys.5.16a) widać nierównomierny rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie mosiężnym z maksimum w osi symetrii taśmy. Zresztą podobny przebieg obserwuje się, gdy częstotliwość prądu wzbudnika wzrośnie dwukrotnie (rys.5.16b). Przy f = 25 Hz parametry te osiągają odpowiednio następujące wartości:

- $p_{\rm vir} = 2,01 \cdot 10^5 \, {\rm W/m^3},$
- p' = 1,55.

Dla częstotliwości sieciowej  $p_{vsr}$  wzrasta niemal o rząd wielkości, natomiast współczynnik nierównomierności p' zmienia się bardzo nieznacznie przyjmując wartość niewiele mniejszą niż poprzednio:

- $p_{\rm vsr} = 1,77 \cdot 10^6 \, {\rm W/m^3}.$
- p'=1,45.

Przy wyższych częstotliwościach charakter rozkładu gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie ulega dalszej zmianie. Przy częstotliwości prądu wzbudnika f = 200 Hz (rys.5.17a) średnia wartość gęstości mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_{vsr}$  i współczynnik nierównomierności p' wynoszą odpowiednio:

- $p_{\rm vsr} = 1,85 \, 10^7 \, {\rm W/m^3},$
- p' = 0,897.

Charakterystyczne jest, że gęstość mocy czynnej wydzielonej w pobliżu krawędzi przekracza jej wartość w osi symetrii taśmy.

#### Wpływ prądu wzbudnika

Rozpatrzono wpływ prądu wzbudnika na rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_v$ . Analizy dokonano dla modelu 3D (wzbudnik z rys.5.5b). Przeanalizowano zakres zmian *a*' w granicach 2÷5. Obliczenia porównawcze przeprowadzono dla kilku częstotliwości z zakresu od 50÷2000 Hz. Użyto wsadów z mosiądzu, miedzi, aluminium i żelaza. Podobnie jak poprzednio we wszystkich czterech przypadkach założono nagrzewanie indukcyjne wsadu do temperatury 600°C, a obliczenia przeprowadzono dla średnich konduktywności i przenikalności magnetycznej z tego zakresu temperatur. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej  $p_v$  na płaszczyźnie wewnętrznej płaskiego wsadu mosiężnego dla dwóch różnych prądów wzbudnika pokazano na rys.5.14.



Rys.5.14. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej p<sub>v</sub> na płaszczyźnie wewnętrznej płaskiego wsadu mosiężnego dla I<sub>z</sub> = 1000 A (a) oraz I<sub>z</sub> =500 A (b) przy f = 2000 Hz i a' = 3,125
Fig.5.14. Distribution of volume density of Joule losses at internal plane of flat brass charge for I<sub>z</sub> = 1000 A (a) and I<sub>z</sub> =500 A (b) at f = 2000 Hz and a' = 3,125

Wartość prądu wzbudnika nie wpływa na kształt histogramu, jednak zmianie ulega średnia wartość gęstości mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_{vsr.}$  Przy  $I_z = 1000$  A,  $p_{vsr} = 0.68 \cdot 10^8 \text{ W/m}^3$ , natomiast przy dwukrotnie mniejszym prądzie  $p_{vsr} = 1.45 \cdot 10^7 \text{ W/m}^3$ .

#### Wpływ częstotliwości prądu wzbudnika

Przeanalizowano wpływ częstotliwości prądu wzbudnika na rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_v$ . Analizę przeprowadzono dla zakresu zmian częstotliwości od  $25\div3000$  Hz, dla przypadku nagrzewania wsadów z mosiądzu, miedzi, aluminium i stali o grubości g zmieniającej się w granicach  $0.5\div5$  mm, przy szczelinie a zawartej w granicach od  $10\div50$  mm. We wszystkich czterech przypadkach założono nagrzewanie indukcyjne wsadu do temperatury  $600^{\circ}$ C, a więc uwzględniono nieliniową zależność konduktywności od temperatury wziętą dla miedzi i aluminium z literatury [23], a w przypadku mosiądzu Ms60 i stali 40 H na podstawie pomiarów (rys. 5.15).



Gdy częstotliwość prądu wzbudnika wzrasta do wartości f = 500 Hz (rys. 5.17b), rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie jest już zupełnie inny. Średnia wartość gęstości mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_{vsr}$  i współczynnik nierównomierności p' wynoszą odpowiednio:

- $p_{\rm vsr} = 3,13 \cdot 10^7 \, {\rm W/m^3},$
- p'=0,403.

Tak duży lokalny wzrost gęstości mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_v$  grozi już przegrzewaniem krawędzi taśmy.

Zjawisko to jeszcze wyraźniej występuje dla wyższych częstotliwości. Przy f = 1000Hz rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie charakteryzuje się znacznym wzrostem  $p_v$  w pobliżu krawędzi (rys.5.18a). Średnia wartość gęstości mocy czynnej wydzielonej we wsadzie i współczynnik nierównomierności wynoszą:

- $p_{\rm v\acute{s}r} = 3,78\,10^7\,{\rm W/m^3},$
- p' = 0,21.

Jeszcze bardziej nierównomierny rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie pojawia się, gdy częstotliwość wzrasta do wartości f = 3000 Hz (rys.5.18b).



Rys. 5.18. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej  $p_v$  na płaszczyźnie wewnętrznej płaskiego wsadu mosiężnego przy f = 1000 Hz (a) oraz f = 3000 Hz (b)

Fig. 5.18. Distribution of volume density of Joule losses at internal plane of flat brass charge with f = 1000 Hz (a) and f = 3000 Hz (b)

Średnia wartość gęstości mocy czynnej we wsadzie  $p_{vsr}$  i współczynnik nierównomierności p' wynoszą wówczas:

- $p_{\rm vsr} = 4,68 \cdot 10^7 \,{\rm W/m^3},$
- p' = 0,156.

Tak duża koncentracja mocy w pobliżu krawędzi grozi uszkodzeniem brzegu taśmy.



Rys. 5.16. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej  $p_v$  na płaszczyźnie wewnętrznej płaskiego wsadu mosiężnego przy f = 25 H z (a) oraz f = 50 Hz (b)

Fig.5.16. Distribution of volume density of Joule losses at internal plane of flat brass charge with f = 25 H z (a) oraz f = 50 Hz (b)



Rys. 5.17. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej  $p_v$  na płaszczyźnie wewnętrznej płaskiego wsadu mosiężnego przy f = 200 Hz (a) oraz f = 500 Hz (b)

Fig. 5.17. Distribution of volume density of Joule losses at internal plane of flat brass charge at f = 200 Hz (a) and f = 500 Hz (b)

60

W przypadku aluminium rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_v$ , obliczony wprawdzie dla większego prądu  $I_z$ , jest podobny do tego dla mosiądzu (rys.5.19):



- Rys. 5.19. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej  $p_v$  na płaszczyźnie wewnętrznej płaskiego wsadu aluminiowego przy f = 50 Hz (a) oraz f = 1000 Hz (b)
- Fig. 5.19. Distribution of volume density of Joule losses at internal plane of flat aluminium charge with f = 50 Hz (a) and f = 1000 Hz (b)

Przy częstotliwości sieciowej (rys.5.19a) widać wyraźnie nierównomierny rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie aluminiowym z maksimum w osi symetrii taśmy i lokalnym maksimum w pobliżu krawędzi taśmy. Średnia wartość gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie  $p_{vśr}$  oraz współczynnik nierównomierności p' wynoszą odpowiednio:

- $p_{\rm vsr} = 3,72 \cdot 10^6 \, {\rm W/m^3},$
- p' = 1,33.

Przy częstotliwości 20-krotnie większej (rys. 5.19b) rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie aluminiowym jest silnie nierównomierny z wyraźnym maksimum w pobliżu krawędzi. Średnia wartość gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie aluminiowym  $p_{vsr}$  oraz współczynnik nierównomierności p' wynoszą odpowiednio:

- $p_{\rm vsr} = 5,43 \cdot 10^7 \, {\rm W/m^3},$
- p' = 0,171.

Widać, że im wyższa częstotliwość prądu wzbudnika przy niezmienionych wymiarach układu grzejnego i parametrach prądowych, tym większa wartość gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie i tym szybciej zachodzi proces nagrzewania (krzywa  $p_{vsr}(f)$  dla mosiądzu na rys.5.20). Równocześnie w miarę zwiększania się częstotliwości prądu wzbudnika zmienia się rozkład  $p_v$ , przy czym im wyższa częstotliwość, tym większe straty mocy w pobliżu krawędzi taśmy (krzywa p'(f) na rys.5.20).



63

- Rys. 5.20. Zależność średniej gęstości objętościowej mocy czynnej p<sub>vśr</sub> wydzielonej we wsadzie mosiężnym oraz zależność współczynnika p' od częstotliwości
- Fig. 5.20. Dependence of average volume density of Joule losses  $p_{vir}$  realeased in the brass charge and dependence of coefficient p' on frequency

Wpływ częstotliwości na sprawność elektryczną wzbudnika przebadano dla kilkuset przypadków wykonując obliczenia dla modelu dwuwymiarowego (rys.5.21).



Rys.5.21. Model obliczeniowy do wyznaczenia sprawności elektrycznej wzbudnika;  $\Omega_1 - wsad, \Omega_2 - uzwojenie, \Omega_3 - rdzeń magnetyczny, \Omega_4 - otoczenie$ Fig.5.21. The model for calculation of electrical efficiency of the inductor;  $\Omega_1 - charge, \Omega_2 - winding, \Omega_3 - magnetic core, \Omega_4 - surrounding$ 

Do większości obliczeń zastosowano program QuickField. Przeanalizowano wszystkie rodzaje wzbudników z rys.5.5, jednak większość obliczeń dokonano dla wzbudnika wielobiegunowego z rys. 5.5b. Sprawność wyznaczono według zależności:

$$p_{\rm e} = \frac{\bar{P}_{\rm w}}{P_{\rm 2}} = \frac{\int p_{\rm v} \,\mathrm{d}V}{P_{\rm 2}} \quad , \tag{5.43}$$

gdzie:  $P_w$  – moc czynna wydzielona we wsadzie,  $P_2$  – moc czynna dostarczona do wzbudnika.



64

- Rys. 5.22. Zależność sprawności elektrycznej wzbudnika od częstotliwości dla dwóch różnych grubości wsadu mosiężnego (g = 5 mm, a' = 4 oraz g = 3,2 mm, a' = 6,25)
- Fig.5.22. Dependence of electrical efficiency of inductor of frequency for two different thickness of the brass charge (g = 5 mm, a' = 4 and g = 3,2 mm, a' = 6,25)

Na rysunku 5.22 pokazano zależność sprawności elektrycznej od częstotliwości przy nagrzewaniu taśmy mosiężnej o dwóch grubościach. W obu przypadkach szczelina wzbudnika była stała (a = 20 mm). Przy nagrzewaniu wsadu o większej grubości sprawność elektryczna osiąga maksimum przy  $f \approx 100$  Hz. Jeśli grubość wsadu zmaleje do g = 3,2 mm, to maksimum sprawności występuje dla częstotliwości trzykrotnie większej.



- Rys. 5.23. Zależność sprawności elektrycznej wzbudnika od częstotliwości dla dwóch różnych grubości wsadu mosiężnego (g = 2 mm, a' = 10 oraz g = 1 mm, a' = 20)
- Fig.5.23. Dependence of electrical efficiency of inductor of frequency for two different thickness of the brass charge (g = 2 mm, a' = 10 and g = 1 mm, a' = 20)

Na rysunku 5.23 pokazano zależność sprawności elektrycznej od częstotliwości przy nagrzewaniu taśmy mosiężnej o grubości 2 mm i 1 mm. Podobnie jak poprzednio a = 20 mm = const. Tym razem sprawność elektryczna wzbudnika osiągnęła maksimum dla znacznie wyższych częstotliwości niż poprzednio (przy g = 2 mm i a' = 10  $\eta_e = \eta_{max}$  przy częstotliwości  $f \approx 700$  Hz, natomiast, gdy g = 1 mm i a' = 20 to  $\eta_e = \eta_{max}$  przy częstotliwości  $f \approx 1300$  Hz. Na kolejnym rysunku (rys.5.24) porównano sprawność elektryczną wzbudnika podczas nagrzewania wsadu mosiężnego i miedzianego. Szczelina wzbudnika *a* wynosi nadal 20 mm. Symulacji dokonano dla taśm o grubości 0,5 mm.



Rys. 5.24. Zależność sprawności elektrycznej wzbudnika od częstotliwości dla wsadu mosiężnego i miedzianego

Fig.5.24. Dependence of electrical efficiency of inductor of frequency for brass and copper charge

Przy nagrzewaniu bardzo cienkich wsadów mosiężnych (g = 0.5 mm, a' = 40) maksimum sprawności elektrycznej osiąga się przy częstotliwościach rzędu 2000 Hz. Inaczej jest, gdy nagrzewa się indukcyjnie identyczny wsad miedziany ( $\eta_e = \eta_{max}$  już przy częstotliwości  $f \approx 200$  Hz).



- Rys. 5.25. Zależność sprawności elektrycznej wzbudnika od częstotliwości dla wsadu stalowego przy względnej przenikalności magnetycznej  $\mu_r = 1000$  i  $\mu_r = 1$
- Fig.5.25. Dependence of electrical efficiency of inductor on frequency for steel charge at relative magnetic permeability  $\mu_r = 1000$  and  $\mu_r = 1$

Na kolejnym rysunku (rys.5.25) porównano sprawność elektryczną wzbudnika podczas nagrzewania wsadu stalowego o różnej względnej przenikalności magnetycznej  $\mu_r$ . Gdy  $\mu_r = 1000$ , dużą sprawność elektryczną przekraczającą 90% osiąga się dla częstotliwości powyżej 1000 Hz. Jeśli  $\mu_r = 1$ , to maksimum sprawności elektrycznej osiąga się już dla częstotliwości  $f \approx 150$  Hz.

#### Wpływ rodzaju wzbudnika

Wzięto pod uwagę cztery rodzaje wzbudników z rys.5.5. W szczególności porównano parametry wzbudnika "krótkiego" z uzwojeniem dwuwarstwowym o długości *l* (rys. 5.5b) ze wzbudnikiem "długim", mającym uzwojenie jednowarstwowe o długości 2*l* (rys.5.5.d). Oba wzbudniki mają ten sam okład prądowy. Obliczenia porównawcze przeprowadzono dla kilku częstotliwości z zakresu od 50+2000 Hz. Użyto wsadów płaskich z mosiądzu, miedzi, aluminium i stali. Do obliczeń wykorzystano pakiet programowy OPERA 3D, a także pakiety do obliczeń 2D (OPERA, QuickField). Na rysunku 5.26 zestawiono rozkłady gęstości objętościowej mocy czynnej  $p_v$  na płaszczyźnie wewnętrznej płaskiego wsadu mosiężnego dla obu wspomnianych typów wzbudników (rys. 5.26a - wzbudnik "krótki", rys. 5.26b wzbudnik "długi") przy względnej szczelinie wzbudnika a' = 3,125, prądzie  $I_z = 500$  A i częstotliwości f = 1690 Hz.





Rozkłady gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie mosiężnym nagrzewanym we wzbudniku "krótkim" i "długim" nie różnią się w sposób bardzo istotny. Jednak średnia wartość gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie mosiężnym nagrzewanym we wzbudniku "krótkim" jest o 27,6 % większa niż w przypadku użycia wzbudnika "długiego", podczas gdy współczynnik nierównomierności p' jest o 28,8 % większy w przypadku wzbudnika "długiego":

- wzbudnik "krótki"  $p_{vsr} = 1,45 \cdot 10^7 \text{ W/m}^3$ , p' = 0,321
- wzbudnik "długi"  $p_{vsr} = 1,136 \cdot 10^7 \text{ W/m}^3, p' = 0,451.$

Podobne wyniki uzyskano analizując nagrzewanie wsadów płaskich z innych metali nieżelaznych i stali.

#### Wpływ rodzaju wsadu

Porównano rozkłady gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadach: mosiężnym, miedzianym (rys.5.27), aluminiowym i stalowym (rys.5.28).



Rys.5.27. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie mosiężnym (a) i miedzianym (b) przy częstotliwości prądu wzbudnika f = 1690 Hz

Fig. 5.27. Distribution of volume density of Joule losses in the brass (a) and copper (b) charge at the frequency of inductor current f = 1690 Hz



Rys. 5.28. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie aluminiowym (a) i stalowym (b) przy częstotliwości prądu wzbudnika f = 2000 Hz

Fig. 5.28. Distribution of volume density of active power released in the aluminium charge (a) and steel charge (b) at frequency of inductor current f = 2000 Hz

Porównując nagrzewanie wsadu mosiężnego, miedzianego dla tego samego układu grzejnego (wzbudnik z rys. 5.5b), przy tej samej względnej grubości szczeliny a' = 3,125 oraz identycznych parametrach zasilania ( $I_z = 1000$  A, f = 1690 Hz) widać istotnie wyższą efektywność nagrzewania wsadu o mniejszej konduktywności. Podobne wnioski można wyciągnąć porównując nagrzewanie indukcyjne wsadu aluminiowego i stalowego przy  $I_z = 1000$  A, f = 2000 Hz.

#### Wpływ ruchu wsadu

Rozpatrzono dwie przyczyny wydzielania się mocy czynnej w ruchomym wsadzie:

- zmiany czasowe pola elektromagnetycznego wytworzonego przez wzbudnik,
- ruch taśmy względem wzbudnika.

Gęstość objętościową mocy czynnej  $p_{\nu}$  wydzielonej w nieruchomym wsadzie (środowisko nieruchome, przewodzące w harmonicznym, zmiennym w czasie polu magnetycznym) wyznaczono według metody opisanej w rozdziale 5.1.2. Średnią wartość gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie wyznacza się z zależności (5.49). Wyznaczono gęstość objętościową mocy czynnej wydzielonej we wsadzie wsadzie wskutek ruchu taśmy  $p_r$  (poruszające się środowisko przewodzące w niezmiennym czasowo polu magnetycznym)

$$p_r = \frac{1}{\gamma} \left( \mu_0 \, \nu_x \, \frac{\partial A}{\partial x} \right)^2 \,. \tag{5.44}$$

Całkowita wartość gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie wskutek indukowania się prądów wirowych i ruchu taśmy wynosi  $p_c = p_r + p_{vsr}$ . Niech miarą błędu popełnianego wskutek zaniedbania ruchu wsadu będzie stosunek gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie wskutek jego ruchu  $p_r$  do średniej wartości gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie wskutek zmian czasowych pola magnetycznego  $p_{vsr}$ :

$$p^* = \frac{p_{\tau}}{p_{\tau+\tau}}.$$
(5.45)

Zależność współczynnika p\* w funkcji prędkości przesuwu wsadu pokazano na rys.5.29



Rys. 5.29. Zależność współczynnika p\* od prędkości przesuwu wsadu przy stałej częstotliwości prądu wzbudnika f = 200 Hz

Fig. 5.29. Dependence of coefficient  $p^*$  on charge velocity at constant frequency of inductor current f = 200 Hz

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

Przy małych prędkościach przesuwu wsadu (v  $\leq 0,2$  m/s) udział składowej prędkościowej gęstości mocy jest znikomy. Dopiero, gdy prędkość ta zaczyna wzrastać, udział składowej  $p_r$  osiąga większe wartości. Przy bardzo szybkim przesuwie taśmy trudno już pominąć wpływ prędkości przesuwu taśmy na pole elektromagnetyczne (gdy v = 1 m/s, to  $p^*$  osiąga wartość 3,2 %). Na wartość współczynnika  $p^*$  wpływa także oczywiście częstotliwość prądu (rys.5.30). W miarę wzrostu częstotliwości  $p_{Vsr}$  rośnie, natomiast  $p_r$  nie zmienia się. Stąd wpływ składowej prędkościowej może być istotny jedynie przy małych czestotliwościach.



#### Rys. 5.30. Zależność współczynnika p\* od częstotliwości prądu wzbudnika przy stałej prędkości przesuwu

#### Fig. 5. 30. Dependence of coefficient $p^*$ on frequency of inductor current at constant strip velocity

W typowych nagrzewnicach indukcyjnych do nagrzewania przelotowego wsadów płaskich prędkości przesuwu są rzędu nie więcej niż 0,5 m/s, nie jest błędem pominięcie wpływu ruchu wsadu na pole elektromagnetyczne. Jedynie przy dużych prędkościach przesuwu i małych częstotliwościach prądu wzbudnika niezbędne jest uwzględnienie wpływu prędkości ruchu wsadu na pole elektromagnetyczne.

#### Wpływ względnej szerokości wsadu

Względną szerokość wsadu b' określa się jako stosunek szerokości wsadu b do szerokości rdzenia magnetycznego wzbudnika  $b_r$ . Dla dotychczas analizowanych układów grzejnych stosunek ten wynosił 1. Rozpatrzy się, jak zmiana b' w granicach od 0,5÷1 wpływa na rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie. Analizę przeprowadzi się dla układu o następujących parametrach:

- wzbudnik z rys. 5.5 b,
- współczynnik b' = 1; 0,8; 0,5,
- prad wzbudnika  $I_z = 1000 \text{ A}$ ,
- częstotliwość f = 2000 Hz,
- szczelina wzbudnika a = 10 mm,
- względna szczelina wzbudnika a = 3,125.

Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie o szerokości równej szerokości rdzenia magnetycznego (b' = 1) pokazano na rys. 5.14a. Współczynnik będący miarą nierównomierności rozkładu  $p_v$  w szerokości wsadu p' = 0,45. Przy względnej szerokości wsadu b' = 0,8 (rys.5.31 a), rozkład  $p_v$  zmienia się nieznacznie, natomiast współczynnik p' maleje do wartości 0,337. Jeszcze bardziej nierównomierny jest rozkład  $p_v$ przy względnej szerokości wsadu b' = 0,5 (rys.5.31 b), a p' = 0,337.



- Rys.5.31. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie mosiężnym przy względnej szerokości wsadu b' = 0,8 (a) i b' = 0,5 (b)
- Fig.5.31. Distribution of volume density of active power released in the brass charge at b' = 0.8 (a) and b' = 0.5 (b)

#### Wpływ innych czynników

Na wyniki symulacji komputerowej wpływa jeszcze cały szereg innych czynników. Pierwszym z takich czynników jest niewątpliwie niepewność co do poprawności właściwości materiałowych wsadu (konduktywność, przenikalność magnetyczna) i także ich zmienności w trakcie nagrzewania indukcyjnego. Rozpatrzy się wpływ konduktywności na rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielanej we wsadzie mosiężnym dla następujących parametrów:

- wzbudnik z rys.5.5 b,
- prąd  $I_z = 1000 \text{ A}$ ,
- częstotliwość f = 2000 Hz,
- względna szczelina wzbudnika a' = 5,
- grubość wsadu g = 2 mm.

Na rysunku 5.32 pokazano rozkłady gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie mosiężnym  $p_v$  dla dwóch różnych konduktywności  $\gamma_1 = 1,43 \cdot 10^7$  S/m (rys.5.32a) oraz  $\gamma_2 = 0,935 \cdot 10^7$  S/m (rys.5.32b).

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym



71

Rys.5.32. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie mosiężnym dla  $\gamma_1 = 1,43 \ 10^7 \text{ S/m}$  (a) oraz  $\gamma_2 = 0,935 \ 10^7 \text{ S/m}$  (b)

Fig.5.32. Dependence of volume density of Joule losses released in the brass charge at  $\gamma_1 = 1,43$  10<sup>°</sup> S/m (a) and  $\gamma_2 = 0,935$  10<sup>°</sup> S/m (b)

Kształt obu histogramów jest bardzo zbliżony, ale różnią się one oczywiście zarówno wartością  $p_{vsr}$ , jak i p'. Dla  $\gamma_1 = 1,43\,10^7$  S/m średnia wartość gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie wynosi  $p_{vsr} = 1,24\,10^9$  W/m<sup>3</sup>, a współczynnik obrazujący nierównomierność rozkładu  $p_v$  w szerokości taśmy p' = 0,207. Dla  $\gamma_2 = 0,935 \cdot 10^7$  S/m wartości te wynoszą odpowiednio  $p_{vsr} = 1,47\,10^9$  W/m<sup>3</sup> i p' = 0,415. Przy nagrzewaniu wsadu mosiężnego od temperatury otoczenia do 600°C konduktywność zmienia się o ok. 45%, a więc w znacznie większym stopniu niż dla omawianego powyżej przypadku (18,2 %).

Analizując nagrzewanie wsadu ferromagnetycznego trzeba znać przenikalność magnetyczną wsadu, w tym także nieliniową zależność  $\mu$  od indukcji magnetycznej. Z punktu widzenia obliczeniowego nie ma z tym specjalnego kłopotu, gdyż większość profesjonalnych programów komputerowych pozwala na wprowadzenie rzeczywistej charakterystyki magnesowania. Uzyskaną w wyniku pomiarów zależność względnej przenikalności magnetycznej  $\mu_r$  od indukcji magnetycznej dla stali węglowej 40H pokazano na rys. 5.33 [52]:



*Rys.5.33.* Zależność względnej przenikalności magnetycznej od indukcji magnetycznej dla stali 40 H Fig.5.33. Dependence of relative magnetic permeability of magnetic induction for steel 40 H

Dla typowych wartości indukcji magnetycznych we wsadzie nagrzewanym indukcyjnie  $\mu_r$  waha się w granicach od 300-2500. W przypadku nagrzewania wysokotemperaturowego (powyżej punktu Curie) następuje przemiana magnetyczna i  $\mu_r = 1$ . Na rysunku 5.34 pokazano rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie stalowym dla różnych względnych przenikalności magnetycznych: a)  $\mu_r = 2500$ , b)  $\mu_r = 1000$ , c)  $\mu_r = 300$ , d)  $\mu_r = 1$ .



- Rys.5.34. Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie stalowym przy częstotliwości f = 2000 Hz dla różnych względnych przenikalności magnetycznych; a)  $\mu_r = 2500$ , b)  $\mu_r = 1000$ , c)  $\mu_r = 300$ , d)  $\mu_r = 1$
- Fig.5.34. Dependence of volume density of Joule losses released in the steel charge for different relative magnetic permeability; a)  $\mu_r = 2500$ , b)  $\mu_r = 1000$ , c)  $\mu_r = 300$ , d)  $\mu_r = 1$

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

Przy dużych wartościach względnej przenikalności magnetycznej (rys.5.34a i 5.34b) rozkład jest równomierny w środkowej części taśmy, natomiast duże nierównomierności pojawiają się przy krawędziach. Gdy  $\mu_r = 2500$ ,  $p_{vsr} = 0.78 \cdot 10^9$  W/m<sup>3</sup>, a p' = 0.113. Gdy  $\mu_r =$ 1000  $p_{vsr} = 1.23 \cdot 10^9$  W/m<sup>3</sup>, a p' = 0.159. Dla małych przenikalności magnetycznych (rys.5.34c) rozkład  $p_v$  w środku taśmy staje się już bardziej nierównomierny ( $p_{vsr} = 2.13 \cdot 10^9$ W/m<sup>3</sup>, a p' = 0.264). Po przekroczeniu punktu Curie ( $\mu_r = 1$ ) rozkład  $p_v$  staje się nierównomierny w całej taśmie ( $p_{vsr} = 2.33 \cdot 10^9$  W/m<sup>3</sup>. a p' = 0.66).

Na dokładność symulacji wpływają także uproszczenia związane z rdzeniem magnetycznym. Rzeczywisty rdzeń złożony z blach transformatorowych zastępuje się rdzeniem litym pomijając w obliczeniach straty w żelazie, które oblicza się na podstawie znanych zależności empirycznych. Uwzględnia się nieliniową zależność przenikalności magnetycznej od indukcji magnetycznej bądź w wariancie prostszym przyjmuje się stałą wartość względnej przenikalności magnetycznej (co istotnie skraca czas obliczeń).

W pracy pominięto ocenę wpływu kształtu żłobka i przewodu nawojowego na pole elektromagnetyczne. Zagadnienie to jest dobrze opisane w literaturze [39, 54, 59, 64]. Nie ulega wątpliwości, że niezbędne jest uwzględnienie rzeczywistego kształtu uzwojenia wraz z połączeniami czołowymi.

#### 5.4.2. Parametry elektryczne

Wynikiem analizy pola elektromagnetycznego jest rozkład indukcji magnetycznej oraz gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie. Na podstawie tych wyników wyznacza się parametry elektryczne i eksploatacyjne indukcyjnego układu grzejnego. Impedancje zastępcza oblicza się według zależności:

$$\underline{Z} = R_1 + jX_1 + R_2 + jX_2. \tag{5.46}$$

Wszystkie zwoje wzbudników z rys. 5.5 połączone są szeregowo. Wielkością wejściową jest natężenie prądu Iz.

Zakłada się także, że wielkościami znanymi są:

- częstotliwość f,
- liczba zwojów,
- wymiary i konduktywność obszarów przewodzących.

Wyznacza się straty mocy w uzwojeniu, rdzeniu magnetycznym i we wsadzie, parametry schematu zastępczego, impedancję, współczynnik mocy, sprawność elektryczną i współczynnik mocy (przed kompensacją mocy biernej). Sposób wyznaczenia tych wielkości podano między innymi w [54]. Zależność sprawności elektrycznej od częstotliwości prądu wzbudnika podano dla różnych konfiguracji układu grzejnego (rys.5.22÷5.25). Dla tych samych indukcyjnych układów grzejnych na rys. 5.35 pokazano zależność współczynnika mocy cos  $\varphi$  od częstotliwości:



c) d)



- Rys.5.35. Zależność współczynnika mocy cos  $\varphi$  od częstotliwości dla a, b) dwóch różnych grubości wsadu mosiężnego c) wsadu miedzianego i mosiężnego o tej samej grubości, d) wsadu stalowego przy nagrzewaniu niskotemperaturowym ( $\mu_r = 1000$ ) i wysokotemperaturowym ( $\mu_r = 1$ )
- Fig.5.35. Dependence of power coefficient on frequency for: a,b) two different thickness of the brass charge c) copper & brass charge with the same thickness, d) steel charge during low temperature heating ( $\mu_r = 1000$ ) and high temperature heating ( $\mu_r = 1$ )

#### 5.4.3. Sprzężone pole elektromagnetyczne i temperaturowe

Modelowania sprzężonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego dokonano pod kątem takiego ukształtowania pola temperaturowego we wsadzie, aby spełnić stawiane wymagania technologiczne, a równocześnie zapewnić wysoką sprawność układu grzejnego. Wielkością wyjściową jest:

- rozkład przestrzenno-czasowy temperatury we wsadzie T(x,y,z,t) w przypadku nagrzewania stacjonarnego (wsad nieruchomy),
  - rozkład przestrzenny temperatury we wsadzie T(x,y,z) w przypadku nagrzewania przelotowego (wsad ruchomy).

Rozpatrzono wpływ następujących parametrów wejściowych i czynników charakteryzujących użyty model obliczeniowy na rozkład temperatury we wsadzie:

- parametry pola elektromagnetycznego,
- rodzaj wsadu,

Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

c)



- *Rys.5.37.* Rozkład temperatury na górnej płaszczyźnie nieruchomego wsadu mosiężnego nagrzewanego indukcyjnie prądem o częstotliwości f = 50 Hz w chwili; a)  $t_1 = 100$  s, b)  $t_2$ = 250 s, c)  $t_3 = 480$  s
- Fig.5.37. Temperature distribution at the upper plane of non-moving brass heated inductively by current of frequency f = 50 Hz at time; a)  $t_1 = 100$  s, b)  $t_2 = 250$  s, c)  $t_3 = 480$  s

Nagrzewając indukcyjnie wsad mosiężny prądem o częstotliwości sieciowej obserwuje się bardzo wolne narastanie temperatury. Charakterystyczny jest nierównomierny rozkład temperatury zarówno wzdłuż długości wsadu, jak i jego szerokości. Wsad nagrzewa się silniej w środkowej części i pod żłobkami. Wyraźnie niższą temperaturę mają brzegi taśmy. Równomierny jest natomiast rozkład temperatury w kierunku osi z (grubość wsadu). Srednia temperatura we wsadzie wzrasta od  $T_{1\text{sr}} = 77,1$  °C po czasie  $t_1 = 100$  s do  $T_{2\text{sr}} = 157,8$  °C po czasie  $t_2 = 250$  s aż do  $T_{3\text{sr}} = 282,5$ °C po czasie  $t_3 = 250$  s. Współczynnik  $k_T$ , będący miarą nierównomierności rozkładu temperatury w objętości wsadu, definiowany jest jako stosunek  $T_{\text{sr}}/T_{\text{max}}$ . Dla  $t = t_3$  współczynnik ten przyjmuje wartość  $k_T = 0,834$ . Innym parametrem charakteryzującym rozkład temperatury w szerokości taśmy jest współczynnik  $k_y$ , będący stosunkiem  $T_{\text{min}}/T_{\text{max}}$ 

$$k_{\rm w} = \frac{T_{\rm min}}{T_{\rm max}}\Big|_{\rm x=const}.$$
(5.47)

Parametr ten zmienia się wzdłuż osi x jedynie nieznacznie. Obliczając jego wartość dla takiej współrzędnej x, przy której  $T = T_{max}$ , otrzymuje się  $k_y = 0.91$ . Oznacza to, że temperatura na krawędzi jest o 9 % mniejsza niż w jej osi symetrii.

Rozkład temperatury na górnej płaszczyźnie identycznego wsadu mosiężnego staje się bardziej równomierny przy czterokrotnie wyższej częstotliwości prądu wzbudnika f = 200 Hz (rys. 5.38). Rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie pokazano dla tego przypadku na rys. 5.17 a. Rozkład temperatury w stanie ustalonym pozostaje nierównomierny wzdłuż długości wsadu. Natomiast w szerokości wsadu rozkład ten jest równomierny (zmiany temperatury wzdłuż osi y nie przekraczają 1%, a współczynnik  $k_y = 0,991$ ). Średnia temperatura wynosi 335,1 °C. Jak widać, nagrzewając indukcyjnie cienki wsad płaski w poprzecznym polu magnetycznym można uzyskać równomierny rozkład temperatury w szerokości taśmy tylko poprzez zmianę częstotliwości prądu wzbudnika. W spółczynnik  $k_T$  także osiąga wartość większą niż w poprzednim przypadku ( $k_T = 0,906$ ).

.....



78



Przy jeszcze wyższej częstotliwości f = 3000 Hz (rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie na rys. 5.19b) rozkład staje się ponownie nierównomierny nie tylko wzdłuż długości, ale także w szerokości wsadu (rys.5.39).



Rys.5.39. Rozkład temperatury na górnej płaszczyźnie nieruchomego wsadu mosiężnego nagrzewanego indukcyjnie prądem wzbudnika o częstotliwości f = 3000 Hz w stanie ustalonym

Fig.5.39. Temperature distribution at upper plane of non-moving brass heated inductively by inductor current of frequency f = 3000 Hz at steady-state

Średnia temperatura jest wyższa niż poprzednio i wynosi w stanie ustalonym  $T_{sr} = 442.4$ °C. Współczynnik obrazujący nierównomierność rozkładu temperatury w objętości wsadu  $k_{\Gamma} = 0.87$ . Współczynnik  $k_y = 0.909$ , przy czym występuje efekt przegrzewania brzegów taśmy. Badanie procesu nagrzewania stacjonarnego wsadów płaskich wykorzystano głównie do weryfikacji doświadczalnej obliczeń. O wynikach tej weryfikacji będzie mowa w p.6. Zależność współczynników  $k_{T}$  i  $k_{y}$  od częstotliwości pokazano na rys.5.40:



- Rys.5.40. Zależność współczynnika k<sub>T</sub> charakteryzującego nierównomierny rozkład temperatury w objętości wsadu mosiężnego (a) i współczynnika k<sub>y</sub> charakteryzującego nierównomierny rozkład temperatury w szerokości tego samego wsadu (b)
- Fig.5.40. Dependence of coefficient  $k_T$  characterised non-uniform temperature distribution in the volume of the brass charge (a) and dependence of coefficient  $k_T$  characterised non-uniform temperature distribution in the width of the same charge (b)

Wraz ze zmianą częstotliwości współczynnik  $k_{\rm T}$  zmienia się nieznacznie. Dzieje się tak dlatego, że decydujący wpływ na jego wartość wywiera nierównomierny rozkład temperatury wzdłuż długości wsadu (rys.5.37a). Inaczej jest ze współczynnikiem  $k_y$ , który osiąga wyraźne maksimum dla częstotliwości f = 225 Hz.

#### Wpływ rodzaju wsadu

Wpływ rodzaju wsadu na rozkład temperatury we wsadzie przemieszczającym się zostanie przedstawiony dla przypadku nagrzewania przelotowego wsadów z mosiądzu, miedzi, aluminium i stali we wzbudniku z rys. 5.5b. Obliczono sprzężone pole elektromagnetyczne i temperaturowe z ruchomym wsadem płaskim wykorzystując algorytm z rys. 5.11a. Rozpatrzono wyniki dla stanu ustalonego. Parametry indukcyjnego układu grzejnego takie same jak uprzednio, jedynie długość wsadu (l = 0,36 m) przekraczała długość wzbudnika ( $l_w = 0,217$  m). Obliczenia przeprowadzono dla prądu wzbudnika  $I_z = 1000$  A, przy częstotliwości sieciowej. Porównano rozkład temperatury na szerokości wsadu mosiężnego dla przypadku zasilania wzbudnika prądem o trzech różnych częstotliwościach: 50 Hz, 200 Hz, 3000 Hz.

Rozkład temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu mosiężnego (z = g) dla stanu ustalonego, przy stosunkowo niewielkiej prędkości przesuwu  $v_x = 0,01$  m/s i częstotliwości sieciowej f = 50 Hz, pokazano na rys. 5.41. Temperatura narasta w sposób ciągły od wartości początkowej  $T_p = 20^{\circ}$ C i po opuszczeniu strefy wzbudnika nieco obniża się. Na wylocie wzbudnika (x = 1,2 *l*) średnia temperatura na szerokości taśmy wynosi 73,8 °C, a współczynnik  $k_y = 0,889$ .



- Rys. 5.41. Rozkład temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu mosiężnego nagrzewanego indukcyjnie prądem wzbudnika o częstotliwości f = 50 Hz przemieszczającego się z prędkością v = 0.01 m/s
- Fig.5.41. Temperature distribution at upper plane of brass charge heated inductively by inductor current of frequency f = 50 Hz moving with velocity v = 0.01 m/s

Rozkład temperatury dla wsadu miedzianego pokazano na rys.5.42. Średnia temperatura wsadu miedzianego na wylocie wzbudnika wynosi 46,2°C, a współczynnik  $k_v = 0,91$ .



- Rys. 5. 42. Rozkład temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu miedzianego nagrzewanego indukcyjnie prądem wzbudnika o częstotliwości f = 50 Hz przemieszczającego się z prędkością v = 0.01 m/s
- Fig.5.42. Temperature distribution at upper plane of copper charge heated inductively by inductor current of frequency f = 50 Hz moving with velocity v = 0.01 m/s

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym



- Rys.5.43. Rozkład temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu aluminiowego nagrzewanego indukcyjnie prądem wzbudnika o częstotliwości f = 50 Hz przemieszczającego się z prędkością v = 0,01 m/s
- Fig.5.43. Temperature distribution at upper plane of brass charge heated inductively by inductor current of frequency f = 50 Hz moving with velocity v = 0.01 m/s

Średnia temperatura wsadu aluminiowego na wylocie wzbudnika (rys. 5.43) jest wyższa niż dla wsadu miedzianego, ale niższa niż dla mosiądzu i wynosi 66,8 °C. Współczynnik nierównomierności osiąga wartość  $k_v = 0,9$ .



- Rys. 5.44. Rozkład temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu stalowego nagrzewanego indukcyjnie prądem wzbudnika o częstotliwości f = 50 Hz przemieszczającego się z prędkością v = 0,01 m/s
- Fig.5.44. Temperature distribution at upper plane of steel charge heated inductively by inductor current of frequency f = 50 Hz moving with velocity v = 0.01 m/s

Nagrzewając przelotowo wsad stalowy uzyskuje się wyższą niż dla poprzednich przypadków średnią temperaturę na wylocie wzbudnika ( $T_{sr} = 113,8$  °C). Wartość współczynnika  $k_y$  nie różni się w sposób istotny od wartości dla metali nieżelaznych i wynosi  $k_y = 0.85$ .

Na rysunku 5.45 porównano rozkłady temperatury na szerokości wsadu mosiężnego przy trzech różnych częstotliwościach: f = 50 Hz, 200 Hz, 3000 Hz.



- Rys.5.45. Rozkład temperatury we wsadzie mosiężnym na wylocie wzbudnika (x = 1,2 l) w funkcji względnej szerokości wsadu dla trzech różnych częstotliwości (f = 50 Hz, 200 Hz, 3000 Hz)
- Fig.5.45. Temperature distribution in brass charge at the outlet of the inductor (x = 1, 2 l) on relative charge width for three different frequency (f = 50 Hz, 200 Hz, 3000 Hz)

Przy częstotliwości sieciowej osiąga się niewielką temperaturę zaledwie 36 °C w osi taśmy i 31,9 °C przy krawędzi taśmy. Przy częstotliwości f = 200 Hz ( charakterystyczny jest równomierny rozkład temperatury w szerokości taśmy i jej średnia wartość niewiele mniejsza niż 140 °C). Dla średniej częstotliwości (f = 3000 Hz) rozkład temperatury na szerokości taśmy staje się ponownie nierównomierny z charakterystycznym wzrostem temperatury przy krawędzi taśmy, przy czym średnia wartość temperatury wynosi 285 °C.

#### Wpływ prędkości wsadu

82

Jest oczywiste, że prędkość ruchu wsadu wpływa w istotny sposób na średnią wartość temperatury na wylocie wzbudnika i im większa jest ta prędkość, tym krótszy czas przebywania danej strefy metalu w polu elektromagnetycznym wzbudnika. Projektując indukcyjny układ grzejny o polu poprzecznym do przelotowego nagrzewania metali można przyjąć jedną z dwóch metod postępowania:

 przy stałym prądzie (okładzie prądowym wzbudnika) należy tak dobrać prędkość przesuwu wsadu, aby uzyskać wymaganą wartość średniej temperatury, przy czym dla nagrzewania indukcyjnego cienkich wsadów płaskich przyjmuje się prędkości przesuwu wsadu z przedziału zmieniającej się w granicach 0,01÷0,5 m/s,

lub też

 przy znanej prędkości przesuwu wsadu wynikającej, na przykład z wymaganej wydajności procesu technologicznego należy tak dobrać natężenie prądu (gęstość prądu wymuszenia, okład prądowy wzbudnika), aby uzyskać wymaganą wartość średniej temperatury, przy czym dla wzbudnika z rys.5.5 b przyjmuje się zakres zmian I<sub>z</sub> w granicach od 300 ÷2900 A.

Zależność średniej temperatury na wylocie indukcyjnego układu grzejnego od prędkości przesuwu przy prądzie wzbudnika  $I_z$  = 1500 A pokazano na rys.5.46

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym



- Rys.5.46. Zależność średniej temperatury wsadu mosiężnego na wylocie wzbudnika od prędkości przesuwu przy prądzie wzbudnika I<sub>z</sub>= 1500 A
- Fig. 5.46. Dependence of average temperature of brass charge at the outlet of the inductor on velocity of charge movement at inductor current  $I_z = 1500 A$

## Wpływ warunków wymiany ciepła i znajomości parametrów materiałowych wsadu

Prawidłowy dobór warunków wymiany ciepła między wsadem a otoczeniem jest niezwykle istotny dla uzyskania prawidłowych wyników symulacji pola temperaturowego we wsadzie. Szczególnie dotyczy to wartości zastępczego współczynnika przejmowania ciepła  $\alpha_z$ . I tak uwzględnienie zmniejszenia współczynnika przejmowania ciepła w wąskiej szczelinie wzbudnika zmniejsza średnią temperaturę na wylocie układu o 2,5 %. Podobnej skali błąd popełnia się nie uwzględniając promieniowania. Niezwykle istotna jest także znajomość właściwości materiałowych wsadu, takich jak: konduktywność  $\gamma$ , przewodność cieplna  $\lambda$ , ciepło właściwe c. Wpływ tych czynników na ustalone pole temperaturowe omówiono między innymi w [17]. Ten aspekt wymaga dobrej znajomości parametrów materiałowych, zwanych często w literaturze niezbyt słusznie stałymi materiałowymi. Wielkości te zmieniają się wraz ze zmianą pola temperaturowego i tę nieliniową na ogół zależność trzeba uwzględnić wprowadzając sprzężenie między polem elektromagnetycznym i temperaturowym.

#### Wpływ sposobu sprzężenia pól

Uwzględnienie sprzężenia między polem elektromagnetycznym i temperaturowym jest kluczowe dla prawidlowego modelowania nagrzewania indukcyjnego w polu poprzecznym. Większość symulacji komputerowych wykonano dla modelu 3D stosując sprzężenie słabe bądź quasi-sprzężenie. W takim przypadku uzyskano bardziej poprawne wyniki niż w przypadku dwuwymiarowego modelowania w pełni sprzężonego zagadnienia elektromagnetyczno-temperaturowego.

#### Zależność sprawności elektrycznej od temperatury

Sprawność elektryczna indukcyjnego układu grzejnego zależy od szeregu czynników, takich jak: odległość wzbudnik-wsad, właściwości materiałowe wsadu, parametry toru wymiany ciepła między wsadem i otoczeniem, częstotliwość prądu wzbudnika itp. Właściwości materiałowe wsadu i parametry toru wymiany ciepła zależą od temperatury, a więc tym samym sprawność elektryczna także zależy od temperatury. Na rysunku 5.47 pokazano zależność sprawności elektrycznej indukcyjnego układu grzejnego w funkcji temperatury dla trzech różnych częstotliwości oraz dla dwóch różnych konfiguracji układu (a,b). Przy częstotliwości sieciowej sprawność  $\eta_{el}$  maleje, podczas gdy przy wyższych wartościach częstotliwości (f = 1 kHz, f = 10 kHz) wzrasta.



b





Rys. 5.47. Zależność sprawności elektrycznej indukcyjnego układu grzejnego od temperatury dla trzech różnych częstotliwości prądu wzbudnika a) a = 10 mm, g = 3,2 mm b) a = 6 mm, g = 0,5 mm

Fig. 5.47. Dependence of electrical efficiency of induction heating system on temperature for three valuues of frequency of inductor current a) a = 10 mm, g = 3,2 mm b) a = 6 mm, g = 0,5 mm

## 6. CZĘŚĆ DOŚWIADCZALNA

W ramach części doświadczalnej dokonano:

- pomiaru właściwości wsadu (konduktywności, przenikalności magnetycznej),
- badań procesu stacjonarnego nagrzewania wsadów płaskich na stanowisku laboratoryjnym w celu weryfikacji doświadczalnej modeli obliczeniowych,
- długotrwałych badań procesu przelotowego nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich, których celem była nie tylko weryfikacja symulacji komputerowych, ale także lepsze rozpoznanie zjawisk fizycznych,
- badań nagrzewania wsadów miedzianych i mosiężnych na stanowisku przemysłowym do wyżarzania.

#### 6.1. Opis stanowisk doświadczalnych

#### 6.1.1. Stanowiska laboratoryjne

Stanowisko laboratoryjne do badania nagrzewania indukcyjnego stacjonarnego wsadów płaskich prądem częstotliwości sieciowej pokazano na rys.6.1



- Rys.6.1. Szkic ideowy stanowiska doświadczalnego do nagrzewania indukcyjnego stacjonarnego wsadów płaskich prądem wzbudnika o częstotliwości sieciowej; 1 – autotransformator, 2 bateria kondensatorów, 3 - wzbudnik, 4 - taśma, 5 - układ do pomiaru indukcji magnetycznej, 6 – układ do pomiaru wielkości elektrycznych i temperatury, 7 - komputer
- Fig. 6.1. Diagram of laboratory stand for stationary induction heating of flat charges supplied by inductor current of grid frequency; 1 –Autotransformer, 2 battery of capacitors, 3 inductor, 4 strip, 5 measuring system of induction flux density, 6 measuring system of electrical parameters and temperature, 7 computer

Stanowisko zainstalowano w hali prób jednego z zakładów przemysłowych. W torze zasilania wykorzystano autotransformator (1) i baterię kondensatorów do kompensacji mocy biernej (2). W szczelinie wzbudnika (3) wytwarzającego pole magnetyczne poprzeczne znajduje się odcinek taśmy Cu (4) stanowiącej wsad. Widok wzbudnika z góry pokazano na rys.6.2.



Rys.6.2. Widok wzbudnika Fig.6.2. View of the inductor

Wzbudnik wykonany jest według układów pokazanych na rys. 5.2 i 5.5b. W wersji standardowej wszystkie zwoje wzbudnika połączono szeregowo, przy czym w razie potrzeby można także łatwo dokonać zmiany układu połączeń wzbudnika. Uzwojenie dwuwarstwowe nawinieto z profilu miedzianego chłodzonego wodą. Szczelinę wzbudnika (4) można zmieniać płynnie w granicach od 10÷50 mm. Rdzeń magnetyczny wykonany jest z blach transformatorowych o grubości 0,25 mm. Zastosowano dodatkowe chłodzenie wodne rdzenia magnetycznego (widoczne na pierwszym planie zdjęcia). Do pomiaru indukcji magnetycznej w szczelinie wzbudnika wykorzystano teslomierz (5) z zestawem sond pomiarowych. Ciagłą rejestrację parametrów elektrycznych na wejściu układu oraz na zaciskach wzbudnika, a także parametrów cieplnych procesu zapewnia mikrokomputerowy system pomiarowy (6) wraz z typowym komputerem PC (7) wyposażonym w kartę pomiarowa. Wersie stanowiska doświadczalnego do nagrzewania stacjonarnego wsadów płaskich prądami średniej częstotliwości pokazano na rys.6.3. Stanowisko to zainstalowano w laboratorium badawczym Katedry Elektrotechnologii Politechniki Śląskiej Do zasilania stanowiska wykorzystano przemiennik tyrystorowy (1) produkcji ZUH ZAM Kety o następujących parametrach znamionowych: moc czynna 200 kW, częstotliwość - 2000 Hz. Przemiennik zainstalowany został w laboratorium badawczym Politechniki Śląskiej w roku 1984 i był używany do badań różnych procesów elektrotermicznych [6,10]. Wykorzystano także istniejące elementy toru zasilania: szafę z baterią kondensatorów (2) i transformator dopasowujący (3). Zmiany częstotliwości prądu wzbudnika w granicach od 1+2,4 kHz można dokonać przez zmiane pojemności baterii kondensatorów (2) tworzących układ rezonansowy ze wzbudnikiem. Można także regulować płynnie moc czynną przemiennika tyrystorowego. Wzbudnik dołączony jest do układu rezonansowego przemiennik - bateria kondensatorów za pośrednictwem transformatora dopasowującego (3). Podobnie jak w przypadku zasilania układu częstotliwością sieciową do pomiaru indukcji magnetycznej wykorzystano teslomierz z zestawem sond pomiarowych.

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym



- Rys.6.3. Szkic ideowy stanowiska laboratoryjnego do stacjonarnego nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich prądami średniej częstotliwości; 1 - przemiennik tyrystorowy, 2 - bateria kondensatorów, 3 - transformator dopasowujący, 4 - wzbudnik, 5 - taśma, 6 - układ przetworników pomiarowych, 7 - komputer
- Fig. 6.3. Diagram of laboratory stand for non-moving induction heating of flat charges with current of medium frequency; 1 -Thyristor converter, 2 battery of capacitors, 3 transformer, 4 inductor, 5 strip, 6 system of measurements equipment, 7 computer

Technika rejestracji parametrów elektrycznych i cieplnych była taka sama jak w przypadku stanowiska z rys. 6.1. W drugim etapie badań dokonano modernizacji stanowiska doświadczalnego wyposażając go w układ do przesuwu taśmy. Przebudowa stanowiska zrealizowana została w ramach projektu badawczego [51] kierowanego przez autora niniejszej pracy. Założenia do przebudowy stanowiska i modernizacji wzbudnika zostały opracowane w Politechnice Śląskiej [15], a projekt techniczny - w Biurze Konstrukcyjnym wykonawcy projektu celowego [53].

Wzbudnik pola poprzecznego wykorzystywany poprzednio do badań procesu stacjonarnego nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich wyremontowano i przystosowano do nowych celów zmieniając odpowiednio jego konstrukcję nośną i mocując go do ramy nośnej. Zbudowano układ do przesuwu taśmy z możliwością ciągłej regulacji prędkości przesuwu w granicach od 0,01÷0,3 m/s. Taśma (5) przemieszcza się z bębna rozwijarki poprzez szczelinę wzbudnika do bębna zwijarki (7). Stanowisko wyposażono w prosty układ sterowania napędem taśmy (8). Płynną regulację prędkości przesuwu w zadanych granicach zrealizowano dzięki tyrystorowej regulacji prędkości obrotowej silnika prądu stałego napędzającego rozwijarkę. Możliwy jest także przesuw taśmy w kierunku odwrotnym, co pozwala na ewentualne wykorzystanie taśmy do szybkiego przeprowadzenia kolejnych serii pomiarów. Pomiar temperatur taśmy realizowano pirometrem optycznym (9), niezależnie od prędkości przesuwu, w odległości 0,025 m od krawędzi bocznej wzbudnika. Do celów kontrolnych używano dodatkowego zestawu czujników termoelektrycznych płaszczowych NiCrNiAl. Szkic ideowy stanowiska doświadczalnego po modernizacji przedstawiono na rys. 6.4.



- Rys.6.4. Schemat blokowy stanowiska doświadczalnego do przelotowego nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich; 1 przemiennik tyrystorowy, 2 bateria kondensatorów, 3 transformator dopasowujący, 4 wzbudnik, 5 taśma, 6 bęben rozwijarki, 7 bęben zwijarki, 8 układ sterowania ruchem taśmy, 9 pirometr optyczny, 10 układ przetworników pomiarowych, 11 komputer PC jako rejestrator wielokanałowy, 12 pulpit sterowniczy
- Fig.6.4. Block scheme of the investigation stand for continuous induction heating of flat charges; 1 thyristor converter, 2 - capacitors, 3 - matching transformer, 4 - inductor, 5 - strip, 6 uncoiling drum, 7 - coiling drum, 8 - steering system of strip movement, 9 - optical pyrometer, 10 - system of measurement converters, 11 - PC computer as a recorder, 12 steering desk

Pomiaru wielkości elektrycznych na zaciskach wzbudnika (napięcie, natężenie pradu, moc czynna, częstotliwość, współczynnik mocy) dokonano wykorzystując układ przekładników prądowych i napięciowych. Pomiaru predkości przesuwu taśmy dokonano na podstawie odczytu napięcia z prądnicy tachometrycznej. Układ przetworników pomiarowych temperatury i wielkości elektrycznych (10) pozwalał na cyfrowy pomiar tych wielkości. Rejestracje podstawowych parametrów procesu, takich jak: częstotliwość, napięcie, prąd, moc czynna, współczynnik mocy, prędkość przesuwu taśmy oraz rozkład temperatury w szerokości taśmy zapewniał komputerowy układ zbierania i rejestracji danych pomiarowych (11). Układ ten stanowił typowy komputer PC wyposażony w kartę pomiarową i odpowiednie oprogramowanie. Jednak najczęściej do wykonywania pomiarów używano komputera przenośnego z przystawką zawierającą kartę pomiarową. Wyniki rejestrowano w plikach z rozszerzeniem (.xls), co ułatwiało ich późniejszą obróbkę. Rejestrowano także wielkości elektryczne na wejściu przemiennika (napięcia i prądy w poszczególnych fazach, moc czynną, współczynnik mocy i energię). Wyrywkowo rejestrowano przebieg napieć na wejściu i wyjściu przemiennika tyrystorowego, korzystając z oscyloskopu pomiarowego wyposażonego w przystawkę fotograficzną. Obsługę prób ułatwiał pulpit sterowniczy (12) wyposażony w odpowiednie układy automatyki, przyciski sterownicze i lampki sygnalizacyjne oraz komputer rejestrujący podstawowe parametry nagrzewania indukcyjnego.

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

Przed montażem stanowiska w Politechnice Śląskiej zainstalowano go na pewien czas w hali prób jednego z zakładów przemysłowych, gdzie przeprowadzono badania nagrzewania przelotowego wsadów przy zasilaniu nagrzewnicy prądem o częstotliwości 50 Hz.

Widok ogólny stanowiska doświadczalnego po uruchomieniu w Politechnice Śląskiej oraz jego niektóre fragmenty (wzbudnik, pulpit) pokazano na rys.6.5÷6.7. Rysunek 6.5 przedstawia ogólny widok stanowiska. W głębi widoczne są: rozdzielnia niskiego napięcia, przemiennik tyrystorowy i szafa kondensatorowa. Na ich tle znajduje się wzbudnik ustawiony na nowej konstrukcji nośnej. Układ napędowy składa się z przymocowanych do konstrukcji wzbudnika: zwijarki, rozwijarki, rolek prowadzacych taśmę. W skład zespołu napędowego zwijarki wchodzą: bęben z ułożyskowaniem, przekładnia, silnik prądu stałego o mocy 5,5 kW i obrotach 795 obr/min oraz dwa sprzęgła zębate. Podobne elementy wchodzą w skład zespołu napędowego rozwijarki, jedynie silnik prądu stałego ma nieco inne parametry niż ten użyty w zespole napędowym zwijarki. Oba zespoły napędowe są zasilane z oddzielnych przemienników tyrystorowych.



*Rys.6.5. Widok ogólny stanowiska doświadczalnego Fig.6.5. Overall view of investigation stand* 

Dostęp do bębna zwijarki oraz niewidocznego na zdjęciu bębna rozwijarki zabezpieczony jest barierkami ochronnymi. Z przodu widać ustawione na stoliku dwie kasety pomiarowe z przetwornikami do pomiaru temperatury i wielkości elektrycznych oraz pulpit sterowniczy z monitorem komputera. Wszystkie części stanowiska doświadczalnego związanie z blokiem napędowym zamocowane są na ramie segmentowej, która przymocowana jest do podłoża za pomocą łączników rozporowych. Widok z przodu wzbudnika po modernizacji pokazano na rys.6.6.



Rys.6.6. Wzbudnik pola poprzecznego po modernizacji Fig.6.6. Inductor of transverse flux field after modernisation

Na pierwszym planie widać rolki prowadzące umożliwiające przesuw taśmy. Na kolejnym zdjęciu (rys.6.7) pokazano pulpit sterowniczy wraz z komputerem rejestrującym.



Rys. 6.7. Pulpit sterowniczy i komputer rejestrujący Fig.6.7. Control desk and registering computer

Po lewej stronie pulpitu umieszczono komputer rejestrujący wyniki pomiarów. W prawej części płyty głównej pulpitu widać przyciski sterownicze oraz przyrządy pomiarowe. We wnętrzu pulpitu znajdują się przemienniki tyrystorowe służące do zasilania silników napędzających ruch taśmy. W głębi widoczne są: przemiennik tyrystorowy, szafa kondensatorowa oraz wzbudnik.

#### 6.1.2. Stanowisko przemysłowe

Badania modelowe przeprowadzono także na stanowisku przemysłowym do nagrzewania indukcyjnego taśm miedzianych i mosiężnych w procesie ich ciągłego wyżarzania. Szkic ideowy stanowiska pokazano na rys. 6.8. Taśma (1) przemieszcza się z bebna rozwijarki (2) poprzez strefy grzejne: nagrzewnicy indukcyjnej (3), pieca rezystancyjnego o dwóch komorach (4) i (5) do bebna zwijarki (6). Odcinek pomiedzy bebnem rozwijarki i bebnem zwijarki to około 30 m w pionie. Wzbudnik składający się z czterech segmentów zasilany jest z dwóch przemienników tyrystorowych (7) o czestotliwości znamionowej 275 Hz, przy czym istnieje możliwość płynnej regulacji mocy czynnej praktycznie w pełnym zakresie, a także częstotliwości w granicach od 200-300 Hz. Zarówno wzbudnik, jak i oczywiście oba przemienniki znajdują się na górnej platformie linii. Moc czynna źródeł zasilania dobiera się tak, aby średnia temperatura taśmy na wylocie wzbudnika wynosiła nie więcej niż 40 % temperatury przetrzymywania taśmy w komorze (5) pieca rezystancyjnego Tk. Komora I pieca rezystancyjnego powoduje nagrzanie taśmy do temperatury końcowej, zadaniem komory II jest przetrzymanie taśmy w stałej temperaturze. Aby zapobiec utlenianiu taśmy znajduje sie ona w kanale (8) zawierającym atmosferę ochronna.



Rys. 6.8. Stanowisko przemysłowe do nagrzewania indukcyjnego taśm miedzianych i mosiężnych w procesie ich ciągłego wyżarzania; 1 - taśma, 2 - bęben rozwijarki, 3 - wzbudnik, 4 - piec rezystancyjny (I komora), 5 - piec rezystancyjny (II komora), 6 - bęben zwijarki, 7 - przemienniki tyrystorowe, 8 - zbiornik z atmosferą ochronną, 9 - pulpit sterowniczy
Fig.6.8. Industrial stand for induction heating of copper and brass strips in a process of continuous annealing; 1 - strip, 2 uncoiling drum - cubicle with capacitors, 3 - coiling drum, 4 - inductor, 5 - resistance furnace (chamber I), 6 - resistance furnace (chamber II), 7 - thyristor converters, 8 - container with inert atmosphere, 9 - steering desk



Rys. 6.9. Widok ogólny linii technologicznej do wyżarzania taśm miedzianych i mosiężnych Fig. 6.9. Overall view of technological line for annealing of copper and brass strips



- Rys.6.10. Pulpit sterowniczy i system monitorowania danych pomiarowych linii technologicznej wyżarzania taśm miedzianych i mosiężnych
- Fig.6.10. Steering desk and monitoring system of measurement data for technological line of annealing of brass and copper strips

## 6.2. Program pomiarów

Głównym celem pomiarów była nie tylko weryfikacja doświadczalna obliczeń, ale także rozpoznanie zjawisk fizycznych zachodzących w trakcie nagrzewania indukcyjnego uzupełniające wyniki symulacji komputerowej.

Dokonano następujących pomiarów:

- właściwości materiałowych wsadu,
- parametrów elektrycznych indukcyjnego układu grzejnego po stronie pierwotnej źródła zasilania oraz na zaciskach wzbudnika,

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

- rozkładu czasowego temperatury w nieruchomym wsadzie rozmieszczonym symetrycznie w szczelinie wzbudnika,
- rozkładu temperatury na szerokości taśmy przemieszczającej się ze stałą prędkością,
- parametrów eksploatacyjnych nagrzewnicy indukcyjnej do przelotowego wyżarzania taśm miedzianych i mosiężnych.

Dokonano pomiaru właściwości materiałowych wsadu mosiężnego Ms 60 (konduktywność) i stalowego (konduktywność, przenikalność magnetyczna). Wyniki pomiarów przedstawiono w rozdziale 5 w formie zależności tych wielkości od temperatury ( $\gamma$ ) i natężenia pola magnetycznego ( $\mu$ ).

#### 6.2.1. Pomiary nagrzewania stacjonarnego

Pomiary nagrzewania stacjonarnego przeprowadzono na stanowisku w hali prób jednego z zakładów przemysłowych oraz w laboratorium badawczym Katedry Elektrotechnologii Politechniki Śląskiej. Użyto płaskich wsadów mosiężnych, miedzianych, i aluminiowych i stalowych rozmieszczonych symetrycznie w szczelinie wzbudnika. Badania przeprowadzono dla różnych wartości parametrów i wymiarów indukcyjnego układu grzejnego:

- wzbudnik z rys. 5.5b,
- zwoje wzbudnika połączone szeregowo,
- szczelina wzbudnika a = 20 mm, 30 mm, 40 mm, 50 mm,
- grubość wsadu g = 0,5 mm, 1 mm, 2 mm, 3,2 mm, 5 mm,
- natężenie prądu  $I_z = 200$  A, 300 A, 400 A, 500 A, 700 A, 1000 A,
- częstotliwość f = 50 Hz, 1000 Hz, 1200 Hz, 1400 Hz, 1600 Hz, 1690 Hz, 1800 Hz, 2000 Hz, 2400 Hz.

Płyty metalu o różnych grubościach wyposażono w czujniki termoelektryczne płaszczowe NiCrNiAl mierzące w sposób ciągły temperaturę w czterech różnych punktach wsadu. Pomiar rejestrowano w sposób ciągły (odstęp czasowy pomiędzy dwoma kolejnymi pomiarami temperatury wynosił 10 ms).

## 6.2.2. Pomiary nagrzewania przelotowego

Pomiary nagrzewania przelotowego przeprowadzono na stanowisku w hali prób jednego z zakładów przemysłowych, w laboratorium badawczym Katedry Elektrotechnologii Politechniki Śląskiej oraz na stanowisku przemysłowym do wyżarzania taśm miedzianych i mosiężnych. Wykorzystano stanowisko doświadczalne pokazane na rys. 6.1 i 6.3 oraz stanowisko przemysłowe z rys. 6.8. Do badań użyto taśm mosiężnych i miedzianych o różnych szerokościach i grubościach. Badania przeprowadzono dla różnych wartości parametrów i wymiarów indukcyjnego układu grzejnego:

- wzbudnik z rys. 5.5b do badań laboratoryjnych,
- układ czterech wzbudników z rys. 5.5c rozmieszczonych w sposób pokazany na rys.6.11,
- zwoje wzbudników połączone szeregowo,
- szczelina wzbudnika a = 10 mm, 20 mm, 30 mm, 40 mm, 50 mm, 60 mm, 70 mm, 80 mm, 90 mm,
- w przypadku stanowiska doświadczalnego szerokość taśmy równa szerokości wzbudnika, dla stanowiska przemysłowego zmienia się ona w dość dużych granicach (305 mm  $\leq b \leq$  750 mm),
- grubość wsadu g = 1 mm, 2 mm, 3 mm, 3,2 mm, 4 mm,

- natężenie prądu  $I_z = 300$  A, 400 A, 500 A, 800 A, 1000 A, 1500 A, 2900 A,
- częstotliwość f = 50 Hz, 100 Hz, 200 Hz, 225 Hz, 250 Hz, 275 Hz, 300 Hz, 1000 Hz, 1200 Hz, 1400 Hz, 1600 Hz, 1690 Hz, 1800 Hz, 2000 Hz, 2400 Hz,
- prędkość przesuwu taśmy 0,01 m/s, 0,02 m/s, 0,03 m/s, 0,05 m/s, 0,066 m/s, 0,08 m/s, 0,1m/s.



- Rys.6.11. Rozmieszczenie segmentów wzbudnika zastosowanego w linii technologicznej do wyżarzania taśm mosiężnych i miedzianych; a) rozmieszczenie w pionie, b) przesunięcie względem osi taśmy 1,2,3,4 - segmenty wzbudnika, 5 - taśma, 6,7 - przemienniki
- Fig. 6.11. Arrangements of sections of inductor used in the line for annealing of brass and copper strips; a) arrangement in perpendicular b) displacement to axis of the strip, 1,2,3,4 sections of inductors, 5 - strip, 6,7 - converters

Na stanowisku przemysłowym istnieje możliwość przesuwania poszczególnych segmentów wzbudnika wobec osi taśmy, co pozwala tak dobrać konfigurację układu wzbudnik-wsad, aby uzyskać wymagany, jednorodny rozkład temperatury. Pomiaru temperatury na wylocie wzbudnika (układu wzbudników) dokonano przy użyciu pirometru optycznego oraz w przypadku stanowiska doświadczalnego wyrywkowo dla celów kontrolnych i skalowania przy użyciu zestawu czujników termoelektrycznych. Podobnie jak poprzednio pomiar temperatury rejestrowano w sposób ciągły.

### 6.3. Wyniki pomiarów

94

#### 6.3.1. Rozkład indukcji magnetycznej w szczelinie wzbudnika

Jednym z elementów weryfikacji doświadczalnej obliczeń jest sprawdzenie rozkładu indukcji magnetycznej w szczelinie wzbudnika w stanie obciążenia wsadem mosiężnym. Jak już wspomniano wcześniej, indukcję magnetyczną pomierzono teslomierzem wyposażonym w odpowiednio wyskalowane sondy pomiarowe. Rozkłady składowej normalnej indukcji magnetycznej na górnej płaszczyźnie wsadu mosiężnego w szczelinie wzbudnika uzyskane w wyniku pomiarów i obliczeń pokazano na rys.6.12. Składowa normalna indukcji magnetycznej osiąga maksimum w obszarze zęba rdzenia magnetycznego. Występuje dobra





- Rys.6.12. Rozkład składowej normalnej indukcji magnetycznej w szczelinie wzbudnika na płaszczyźnie górnej wsadu mosiężnego
- Fig. 6.12. Distribution of normal component of induction flux density at upper plane of brass charge

Na kolejnym rysunku (rys.6.13) dla porównania pokazano rozkład składowej indukcji magnetycznej  $B_x$  na górnej płaszczyźnie wsadu mosiężnego w szczelinie wzbudnika uzyskane w wyniku pomiarów i obliczeń. Także w tym przypadku osiągnięto bardzo dobrą zbieżność pomiędzy wynikami pomiarów i obliczeń. Składowa  $B_x$  osiąga wartość maksymalną w obszarze żłobków rdzenia magnetycznego.



- Rys.6.13. Rozkład składowej stycznej indukcji magnetycznej w szczelinie wzbudnika na płaszczyźnie górnej wsadu mosiężnego
- Fig. 6.13. Distribution of tangent component of induction flux density at upper plane of brass charge charge

Szczególnie wyraźnie maksima i minima rozkładu składowych indukcji magnetycznej widać w przypadku stanu jałowego wzbudnika. Wyniki pomiarów indukcji magnetycznej dla stanu jałowego omówiono między innymi w [1, 11].

## 6.3.2. Rozkład temperatury we wsadzie nieruchomym

Na kolejnych rysunkach porównano krzywe narastania temperatury w wybranych punktach górnej płaszczyzny, uzyskane w wyniku obliczeń i pomiarów. Na rysunku 6.14 pokazano krzywą narastania temperatury w punkcie o współrzędnych (0,1; 0; g) na górnej płaszczyźnie wsadu mosiężnego przy prądzie  $I_z = 500$  A, częstotliwości f = 50 Hz, względnej szczelinie wzbudnika a' = 6,25, szczelinie a = 20 mm i grubości wsadu g = 3,2 mm. Uzyskano bardzo dobrą zbieżność między wynikami obliczeń i pomiarów.



- Rys.6.14. Krzywa narastania temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu mosiężnego (0,1; 0; g)f = 50 Hz, I = 500 A, a = 20 mm, g = 3,2 mm
- Fig.6.14. Curve of temperature decreasing at upper plane of the brass charge(0,1; 0; g) f = 50 Hz, I = 500 A, a = 20 mm, g = 3.2 mm

Przy nagrzewaniu stacjonarnym wsadu miedzianego prądem  $I_z$  o tym samym natężeniu i częstotliwości f, większej szczelinie a i mniejszej grubości wsadu g uzyskano wyraźnie niższą temperaturę. Jednak zbieżność wyników i pomiarów jest nadal zadowalająca.



Rys.6.15. Krzywa narastania temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu miedzianego (0, 14; 0, g) przy f=50 Hz,  $I_z=500$  A, a=30 mm, g=2 mm

Fig.6.15. Curve of temperature decreasing at upper plane of the copper charge (0,1; 0; g) $f = 50 \text{ Hz}, I_z = 500 \text{ A}, a = 30 \text{ mm}, g = 3,2 \text{ mm}$  Na kolejnym rysunku (rys.6.16) pokazano krzywą narastania temperatury w punkcie o współrzędnych (0,12; 0, g) nieruchomego wsadu aluminiowego. Wzbudnik zasilono prądem wzbudnika o nieco mniejszym natężeniu niż w obu poprzednich przypadkach ( $I_z = 400$  A), ale znacznie większej częstotliwości. Szczelina wzbudnika *a* oraz grubość *g* są takie same jak dla wsadu mosiężnego. Rozbieżność między wynikami obliczeń i pomiarów utrzymuje się nadal na niskim poziomie.



Rys.6.16. Krzywa narastania temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu aluminiowego (0,12; 0, g) przy f= 2000 Hz, I = 400 A, a = 20 mm, g = 3,2 mm

Fig.6.16. Curve of temperature increasing at upper plane of aluminium charge at f= 2000 Hz, I = 400 A, a = 20 mm, g = 3,2 mm

Na rysunku 6.17 pokazano niskotemperaturowe nagrzewanie stacjonarne wsadu stalowego do temperatury znacznie niższej od temperatury przemiany magnetycznej. Utrzymano tę samą co poprzednio wartość natężenia prądu wzbudnika  $I_z$  i szczeliny *a*, nieco obniżono częstotliwość (f = 1600 Hz). Grubość wsadu wynosiła ponownie g = 2 mm. Dla stanu nieustalonego stwierdzono zadowalającą zbieżność wyników pomiarów i obliczeń, natomiast w stanie ustalonym obserwuje się dość znaczną różnicę między wynikami obliczeń i pomiarów.



- Rys.6.17. Krzywa narastania temperatury na górnej płaszczyźnie wsadu stalowego (0,11; 0, g) przy f = 1600 Hz,  $I_z = 400$  A, a = 20 mm, g = 2 mm
- Fig.6.17. Curve of temperature increasing at upper plane of steel charge at f=2000 Hz,  $I_z = 400$  A, a = 20 mm, g = 3,2 mm

We wszystkich przypadkach znany był rozkład temperatury w całej objętości wsadu (na podstawie obliczeń), natomiast pomiary pozwalały na identyfikację krzywej narastania temperatury w czterech punktach, w których zainstalowane były czujniki termoelektryczne. Warto w tym miejscu zauważyć, że dla wszystkich pokazanych wcześniej przypadków rozbieżność między wynikami pomiarów i obliczeń była bardzo zbliżona. Podobnie zresztą jak dla innych konfiguracji indukcyjnego układu grzejnego.

## 6.3.3. Rozkład temperatury we wsadzie przemieszczającym się

Z kolei dokonano weryfikacji doświadczalnej nagrzewania indukcyjnego przelotowego wsadów miedzianych i mosiężnych (Ms 60) na stanowisku:

- doświadczalnym,
- przemysłowym.

Podczas pomiarów na stanowisku doświadczalnym znane były bądź wyznaczono następujące wielkości:

A. Parametry elektryczne

- częstotliwość f,
- moc czynna P,
- natężenie prądu Iz,
- napięcie  $U_z$ ,
- współczynnik mocy cos φ.

B. Wymiary

- szczelina wzbudnika a,
- grubość wsadu g.
- C. Parametry temperaturowe
  - temperatura początkowa na wlocie wzbudnika  $T_{\rm p}$ ,
  - temperatura końcowa na wylocie wzbudnika (x = 1,2 l) w środku taśmy i w pobliżu krawędzi.
- D. Inne parametry
  - prędkość przesuwu taśmy v.

Wyznaczenie rozkładu temperatury w szerokości taśmy było pracochłonne, gdyż wymagało dwukrotnego przeprowadzenia pomiarów, przy identycznych parametrach procesu. Przy pomiarze nr 1 pirometr skierowany był na środek taśmy, natomiast przy pomiarze powtórnym na punkt w pobliżu krawędzi.

Podczas pomiarów na stanowisku przemysłowym pomierzono:

- A. Parametry elektryczne
  - częstotliwość prądu wzbudnika f,
  - moc czynną P,
    - prąd Iz,
    - napięcie Uz,
  - współczynnik mocy cos φ.

B. Wymiary

- szczelinę wzbudnika a,
- grubość wsadu g,
- sposób rozmieszczenia wzbudników względem osi symetrii taśmy.
- C. Parametry temperaturowe
  - temperaturę początkową na wlocie wzbudnika  $T_{\rm p}$ ,
  - temperaturę końcową na wylocie wzbudnika w środku taśmy  $T_{k}$ ,
  - temperaturę otoczenia (atmosfery ochronnej) Tz.

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

D. Inne parametry

- prędkość przesuwu taśmy v,
- grubość ziarna, twardość oraz inne parametry metalograficzne taśmy przed rozpoczęciem nagrzewania indukcyjnego,
- twardość i grubość ziarna po zakończeniu wyżarzania.

#### Pomiary na stanowiskach doświadczalnych

We wszystkich pomiarach na stanowisku doświadczalnym temperatura początkowa wsadu na włocie wzbudnika wynosi  $T_p = 20^{\circ}$ C. Rozkład temperatury w funkcji szerokości taśmy dla wsadu mosiężnego o grubości g = 1 mm umieszczonego w szczelinie wzbudnika (a = 20 mm) przy prądzie wzbudnika  $I_z = 800$  A i częstotliwości f = 50 Hz przy niewielkiej prędkości przesuwu v = 0,01 m/s pokazano na rys. 6.18.



Rys.6.18. Rozkład temperatury w funkcji szerokości taśmy dla przemieszczającego się wsadu mosiężnego o grubości g = 1 mm, szczelina wzbudnika a = 20 mm, prąd wzbudnika  $I_z = 1000 A$ , częstotliwość f = 50 Hz przy v = 0,01 m/s

Fig.6.18. Temperature distribution as a function of width of moving brass strip with thickness g = 1 mm, air-gap of the inductor a = 20 mm, inductor current intensity  $I_z = 1000$  A and frequency f = 50 Hz at  $v_1 = 0.01$  m/s

Wyniki obliczeń i pomiarów na wylocie wzbudnika (x = 1, 2 l) podano dla połowy szerokości taśmy uwzględniając symetrię pola temperaturowego względem osi x. Współczynnik  $k_y$  charakteryzujący nierównomierność rozkładu temperatury w szerokości taśmy wynosi:

-  $k_y = 0.93$  (obliczenia),  $k_y = 0.916$  (pomiary).

Charakterystyczne jest niedogrzanie taśmy w pobliżu jej krawędzi wynikające z niskiej częstotliwości prądu wzbudnika.

Na kołejnym rysunku (rys.6.19) pokazano rozkład temperatury w funkcji szerokości taśmy dla wsadu mosiężnego, przy tych samych parametrach co poprzednio, ale przy znacznie (40-krotnie) wyższej częstotliwości prądu wzbudnika i dwóch prędkościach przesuwu taśmy. Współczynnik  $k_v$  wynosi teraz odpowiednio:

- przy mniejszej prędkości przesuwu  $v_1 = 0.01$  m/s:  $k_y = 0.943$  (obliczenia),  $k_y = 0.945$  (pomiary),
- przy większej prędkości przesuwu  $v_2 = 0.02$  m/s:  $k_y = 0.925$  (obliczenia),  $k_y = 0.92$  (pomiary).

Charakterystyczne jest przegrzanie taśmy w pobliżu krawędzi wynikające z wysokiej częstotliwości prądu wzbudnika.



- Rys.6.19. Rozkład temperatury w funkcji szerokości taśmy dla przemieszczającego się wsadu mosiężnego o grubości g = 1 mm, przy szczelinie wzbudnika a = 20 mm, prądzie  $I_z = 500 A$ , częstotliwości f = 2000 Hz, przy dwóch prędkościach przesuwu  $v_1 = 0,01 m/s$ oraz  $v_2 = 0,02 m/s$
- Fig.6.19. Temperature distribution as a function of width of moving brass strip with thickness g = 1 mm, air-gap of the inductor a = 20 mm, inductor current intensity  $I_z = 500$  A and frequency f = 2000 Hz at two velocity of strip movement  $v_1 = 0.01$  m/s,  $v_2 = 0.02$  m/s

Na rysunku 6.20 pokazano zależność temperatury wsadu mosiężnego na wylocie wzbudnika (x = 1,2 l) w osi symetrii od prędkości przesuwu taśmy przy f = 1690 Hz i prądzie  $I_z = 800$  A.



- Rys.6.20. Zależność temperatury na wylocie wzbudnika w osi symetrii od prędkości przesuwu taśmy mosiężnej o grubości g = 1 mm (szczelina wzbudnika a = 20 mm, prąd wzbudnika  $I_z = 500 A$ i częstotliwość f = 1690 Hz)
- Fig.6.20. Dependence of temperature at the outlet of the inductor and at the symmetry axis on velocity of movement of brass strip with thickness g = 1 mm (air-gap of the inductor a = 20 mm, inductor current intensity  $I_z = 500 \text{ A}$ , frequency f = 1690 Hz)

Pozostałe parametry układu (szczelina, grubość wsadu) nie zmieniły się. Prędkość przesuwu taśmy zmieniano w granicach od 0,01÷0,05 m/s. Uzyskano zadowalającą zbieżność wyników pomiarów z rezultatami obliczeń.

Z kolei przebadano wpływ częstotliwości prądu wzbudnika na wartość temperatury w osi taśmy. Badania przeprowadzono dla taśmy mosiężnej i miedzianej o grubości 1 mm. Zmieniano następujące wymiary i parametry układu:

- prąd wzbudnika  $I_z = 500 \text{ A}, 1000 \text{ A},$
- częstotliwość prądu wzbudnika 1000÷2400 Hz,
- szczelinę wzbudnika a = 20 mm, 30 mm, 40 mm, 50 mm,
- prędkość przesuwu taśmy v = 0.01 m/s, 0.02 m/s, 0.03 m/s, 0.05 m/s, 0.1 m/s.

Na rysunku 6.21 pokazano zależność temperatury wsadu mosiężnego na wylocie wzbudnika (x = 1, 2l) w osi symetrii (y = 0) od częstotliwości przy stałej prędkości przesuwu taśmy.



- Rys.6.21. Zależność temperatury taśmy mosiężnej (na wylocie wzbudnika w osi symetrii) od częstotliwości f przy prędkości przesuwu v = 0,01 m/s (grubość wsadu g = 1 mm, szczelina wzbudnika a = 20 mm, prąd wzbudnika  $I_z = 500$  A)
- Fig.6.21. Dependence of temperature of brass strip (at the outlet of the inductor and at the symmetry axis) on frequency f for velocity of charge movement v = 0.01 m/s (charge thickness g = 1 mm, air-gap of the inductor a = 20 mm, inductor current intensity  $I_z = 500$  A)

W miarę wzrostu częstotliwości f w zakresie 1000÷2400 Hz wartość temperatury w osi symetrii taśmy rośnie. Obserwuje się pełną zgodność wyników pomiarów i obliczeń. Przy zmianie częstotliwości od 2400÷3000 Hz obliczona wartość temperatury w osi symetrii taśmy początkowo rośnie, osiąga maksimum a następnie maleje. Podobny charakter ma zależność temperatury taśmy miedzianej na wylocie wzbudnika (x = 1, 2 l) w osi symetrii (y =0) od częstotliwości przy stałej prędkości przesuwu. Zależność tę pokazano na rys. 6.22. Uzyskane zależności temperatury od częstotliwości są podobne jak dla wsadu mosiężnego. Osiąga się oczywiście odpowiednio niższe temperatury.



- Rys.6.22. Zależność temperatury taśmy miedzianej (na wylocie wzbudnika w osi symetrii taśmy) od częstotliwości f przy prędkości przesuwu v = 0.01 m/s (grubość wsadu g = 1 mm, szczelina wzbudnika a = 20 mm, prąd wzbudnika  $I_z = 500$  A)
- Fig.6.22. Dependence of temperature of copper strip (at the outlet of the inductor and at the symmetry axis of the strip) on frequency f for velocity of charge movement v = 0.01 m/s (charge thickness g = 1 mm, air-gap of the inductor a = 20 mm, inductor current intensity  $I_z = 500 \text{ A}$ )

Na rysunku 6.23 zestawiono wyniki pomiarów i obliczeń dla nagrzewania przelotowego taśmy mosiężnej o grubości g = 1 mm we wzbudniku o różnej szczelinie powietrznej *a*. Wartość szczeliny *a* zmieniano skokowo od = 10 + 50 mm. A oto wyniki pomiarów i podane w celu ich weryfikacji wyniki obliczeń:



- Rys.6.23. Zależność temperatury taśmy mosiężnej na wylocie wzbudnika w osi symetrii od szczeliny a przy stałej częstotliwości f = 1690 Hz i przy prędkości przesuwu v = 0,01 m/s (grubość wsadu g = 1 mm, prąd wzbudnika  $I_z = 500$  A)
- Fig.6.23. Dependence of temperature of copper strip at the outlet of the inductor and at the symmetry axis on air-gap a for constant frequency f = 1690 Hz and velocity of charge movement v = 0.01 m/s (charge thickness g = 1 mm, inductor current intensity  $I_z = 500$  A)

W miarę wzrostu szczeliny powietrznej wzbudnika temperatura na osi taśmy maleje. Stwierdzono pełną zgodność wyników pomiarów i obliczeń przy zmianach szczeliny *a* w granicach 20÷50 mm.

#### Pomiary na stanowisku przemysłowym

Dla pomiarów na stanowisku przemysłowym temperatura początkowa wsadu na wlocie wzbudnika nie była stała i wahała się w granicach od  $T_p = 20 \div 40^{\circ}$ C. Dla każdego pomiaru znana była wartość tej temperatury. Pomiary wykonano dla taśmy mosiężnej o grubości g = 1,8 mm, umieszczonej w szczelinie wzbudnika (a = 70 mm, 80 mm, 90 mm) przy częstotliwości f zmienianej w granicach od 200 + 300 Hz. Szerokość taśmy (b = 750 mm) była równa szerokości wzbudnika, nie było więc konieczności przesuwania poszczególnych segmentów wzbudnika względem osi taśmy. Prędkość przesuwu zmieniano w granicach od 0,05÷0,3 m/s. Mierzono temperaturę w środku taśmy na wylocie wzbudnika. Zależność tej temperatury od prędkości przesuwu taśmy przy częstotliwości f = 250 Hz i szczelinie powietrznej a = 70 mm pokazano na rys.6.24.



Rys.6.24. Zależność temperatury taśmy mosiężnej (na wylocie wzbudnika w osi symetrii) w funkcji prędkości przesuwu przy f = 250 Hz i szczelinie a = 70 mm (grubość wsadu g = 1,8 mm) Fig.6.24. Dependence of temperature of brass strip (at the outlet of the inductor and at the symmetry axis) on velocity of strip movement for frequency f = 250 Hz and air-gap of the inductor a = 70 mm (charge thickness g = 1,8 mm)

Założoną temperaturę na wylocie wzbudnika (300°C) osiągnięto przy prędkości przesuwu taśmy równej około 0,1 m/s.

Na kolejnym rysunku (rys.6.25) pokazano zależność temperatury taśmy mosiężnej (na wylocie wzbudnika w osi symetrii) w funkcji prędkości przesuwu przy takiej samej jak poprzednio częstotliwości prądu wzbudnika f = 250 Hz i nieco większej szczelinie powietrznej a = 80 mm. W tym przypadku powiększenie szczeliny powietrznej o 10 mm zmniejsza sprawność układu. Tym samym trzeba wolniej przesuwać taśmę, aby osiągnąć identyczną temperaturę taśmy opuszczającej strefę nagrzewania indukcyjnego. Oczywiście, powiększanie szczeliny wydaje się być działaniem nieracjonalnym, jednak ma to związek z niezawodnością urządzenia i z tego punktu widzenia szczelina wzbudnika powinna być jak największa. Założoną temperaturę na wylocie wzbudnika (300°C) osiągnięto przy prędkości przesuwu taśmy równej około 0,085 m/s.





- Rys.6.25. Zależność temperatury taśmy mosiężnej (na wylocie wzbudnika w osi symetrii) w funkcji prędkości przesuwu przy stałej częstotliwości prądu wzbudnika f = 250 Hz i szczelinie a = 80 mm (grubość wsadu g = 1,8 mm)
- Fig.6.25. Dependence of temperature of brass strip (at the outlet of the inductor and at the symmetry axis) on velocity of strip movement for constant frequency f = 250 Hz and the air-gap of the inductor a = 80 mm (charge thickness g = 1,8 mm)

Na rysunku 6.26. pokazano zależność temperatury taśmy mosiężnej (na wylocie wzbudnika w osi symetrii) w funkcji prędkości przesuwu przy takiej samej jak poprzednio częstotliwości prądu wzbudnika f = 250 Hz i jeszcze większej szczelinie powietrznej wzbudnika a = 90 mm.



Rys.6.26. Zależność temperatury taśmy mosiężnej (na wylocie wzbudnika w osi symetrii) w funkcji prędkości przesuwu przy stałej częstotliwości f = 250 Hz i szczelinie a = 90 mm (grubość wsadu g = 1,8 mm)

Fig.6.26. Dependence of temperature of brass strip (at the outlet of the inductor and at the symmetry axis) on velocity of strip movement for constant frequency f = 250 Hz and air-gap of the inductor a = 90 mm (charge thickness g = 1,8 mm)

Przy tak dużej szczelinie powietrznej wymaganą temperaturę na wylocie strefy nagrzewania indukcyjnego uzyskano przy prędkości przesuwu v = 0,08 m/s. Jednak kluczowym parametrem decydującym o jakości metalurgicznej taśmy jest jednorodny rozkład temperatury. Dla przypadku, gdy szerokość taśmy równa się szerokości wzbudnika, warunek ten można spełnić dobierając optymalną częstotliwość. W przypadku omawianego układu grzejnego częstotliwość ta wynosi f = 275 Hz. Rozkład temperatury w szerokości taśmy mosiężnej (pozostałe parametry jak na rys.6.24) pokazano na rys. 6.27.



- Rys.6.27. Zależność temperatury taśmy mosiężnej (na wylocie wzbudnika w osi symetrii) w funkcji szerokości przy stałej prędkości przesuwu v = 0,1 m/s, częstotliwości f = 275 Hz i szczelinie a = 70 mm (grubość wsadu g = 1,8 mm)
- Fig.6.27. Dependence of temperature of brass strip (at the outlet of the inductor and at the symmetry axis) on strip width at constant velocity of strip movement for frequency f = 275 Hz and airgap of the inductor a = 70 mm (charge thickness g = 1,8 mm)

Rozkład ten jest równomierny (zmiana temperatury w kierunku osi y nie przekracza 1 K). Stwarza to właściwe warunki wejściowe do uzyskania jednorodnej struktury materiału poddawanego obróbce cieplnej. Materiał poddawany wyżarzaniu, w tym przypadku mosiądz Ms 60, musi posiadać prawidłowe właściwości przed rozpoczęciem procesu (struktura, twardość, inne parametry zawarte w karcie wyrobu). Parametry procesu wyżarzania składającego się ze wstępnego nagrzewania indukcyjnego, nagrzewania rezystancyjnego pośredniego w komorze pieca I oraz przetrzymywania w stałej temperaturze w komorze pieca rezystancyjnego II muszą być tak dobrane, aby na wyjściu uzyskać właściwa jakość metalurgiczną (odpowiednia wielkość ziarna, równomierna struktura w całej objętości taśmy, odpowiednia jakość powierzchni (bez zarysowań)). Na uzyskanie równomiernej i wymaganej (wielkość ziarna, twardość) struktury materiału po wyżarzaniu wpływ ma szereg czynników, z których tylko część wiąże się z nagrzewaniem indukcyjnym. Do doboru odpowiednich parametrów procesu wykorzystuje się program komputerowy "Nagrzewanie Taśm". Pozwala on wyznaczyć predkość przesuwu różnych rodzajów taśm miedzianych i mosiężnych o różnej grubości w celu uzyskania ziarna o określonych wymiarach. Tym sposobem powstał zbiór krzywych, w którym na osi rzednych znajduje się prędkość przesuwu taśmy, a na osi odciętych grubość taśmy. Parametrem jawnym wykresu jest wielkość ziarna. Na przebieg krzywej wpływa niewatpliwie także cały szereg innych czynników, takich jak: szerokość taśmy, szczelina wzbudnika, ustawienie segmentów wzbudnika względem osi taśmy, temperatura w obu strefach nagrzewania rezystancyjnego.

Na rysunku 6.28 pokazano krzywą doboru prędkości przesuwu taśmy mosiężnej (Ms60) w funkcji grubości taśmy dla prognozowanego rozmiaru ziarna 31µm.

tendes dependent a dependent by second real part of the second se



Rys. 6.28. Krzywa prognozowania prędkości przesuwu taśmy mosiężnej Ms 60 w funkcji dla różnych grubości taśmy

Fig.6.28. Curve for expectation of brass strip velocity for different thickness of the strip

Krzywą dobrano dla następujących parametrów procesu wyżarzania:

- szczelina wzbudnika a = 70 mm,
- ustawienie wzbudników wobec osi taśmy centralne, bez przesunięć,
- temperatura strefy nagrzewania rezystancyjnego  $T_1 = 750$  °C,
- temperatura strefy przetrzymywania  $T_2 = 700$  °C.

Symulację komputerową przeprowadzono dla taśm o grubości g zmieniającej się w granicach od 0,5÷4 mm, natomiast pomiary przeprowadzono dla taśm mosiężnych o grubościach 1 mm, 1,3 mm, 1,8 mm, 2 mm, 3 mm, 3,2 mm, 4 mm. Zbieżność obu krzywych jest bardzo dobra, co świadczy o poprawności algorytmu programu "Nagrzewanie Taśm".

#### 6.3.4. Ocena wyników pomiarów

Celem pomiarów była identyfikacja parametrów elektrycznych, cieplnych i eksploatacyjnych indukcyjnych układów grzejnych wytwarzających pole magnetyczne poprzeczne. Niezależnie od tego pomiary wykorzystano do weryfikacji obliczeń. Pomiary wykonano na stanowiskach doświadczalnych zainstalowanych w zakładzie przemysłowym, gdzie były właściwe warunki do zasilania wzbudnika prądem o częstotliwości sieciowej oraz w laboratorium badawczym Politechniki Śląskiej, gdzie dostępne było źródło średniej częstotliwości. Badania przeprowadzono dla przypadku nagrzewania stacjonarnego i przelotowego. Pomiary stacjonarne przeprowadzono dla mosiądzu, miedzi, aluminium i stali, natomiast pomiary nagrzewania przelotowego dla taśm miedzianych i mosiężnych. W przypadku nagrzewania przelotowego zastosowano układ przesuwu taśmy zapewniający płynną regulację prędkości ruchu taśmy. Do pomiarów parametrów elektrycznych i temperatury wykorzystano mikrokomputerowy system zbierania i przetwarzania danych pomiarowych. Temperaturę taśmy na wylocie wzbudnika mierzono pirometrem optycznym.

W toku pomiarów na stanowiskach doświadczalnych stwierdzono, że:

- istnieje bardzo dobra zbieżność między wynikami pomiarów i obliczeń trójwymiarowego sprzężonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego,
- w przypadku obliczeń 2 D, mimo sprzężenia obu pól, dokładność obliczeń jest dużo mniejsza,
- duże znaczenie przy modelowaniu pól fizycznych w indukcyjnych układach grzejnych ma znajomość rzeczywistych wartości parametrów materiałowych

#### Jerzy BARGLIK - Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w polu poprzecznym

wsadu, wartości pomierzone bardzo często różnią się znacznie od wartości podawanych w literaturze,

- rozkład temperatury na szerokości taśmy jest nierównomierny, przy czym dla częstotliwości sieciowej temperatura na brzegu taśmy jest niższa niż w jej osi; w przypadku średnich częstotliwości istnieje zjawisko odwrotne przegrzewania się taśmy w pobliżu krawędzi,
- charakter rozkładu temperatury w szerokości taśmy dla nagrzewania przelotowego jest taki sam jak dla stacjonarnego.

W toku pomiarów na stanowisku przemysłowym stwierdzono:

- zbieżność wyników symulacji komputerowej 3D i pomiarów,
- potwierdzenie, że przy częstotliwości f = 275 Hz i przy szerokości wzbudnika równej szerokości wsadu rozkład temperatury w szerokości taśmy mosiężnej jest równomierny.

W toku pomiarów na stanowisku przemysłowym ustalono kształt krzywej prognozowania prędkości przesuwu taśmy, przy której uzyskuje się wymaganą strukturę wsadu (wielkość ziarna). Zbiór tych krzywych pozwala podpowiedzieć obsłudze linii, jaka powinna być prędkość przesuwu taśmy dla danego przypadku.

## 7. KRYTERIA DOBORU PARAMETRÓW INDUKCYJNEGO UKŁADU GRZEJNEGO O POLU POPRZECZNYM

Wielowariantowa symulacja komputerowa płaskich indukcyjnych układów grzejnych o polu poprzecznym uzupełniona obszerną częścią doświadczalną pozwala na wskazanie kilku podstawowych kryteriów doboru parametrów nagrzewnic indukcyjnych do przelotowego nagrzewania indukcyjnego:

- kryterium kompleksowości polegające na tym, że trzeba optymalizować nie tylko parametry indukcyjnego układu grzejnego, ale brać pod uwagę wszystkie parametry procesu technologicznego, w którym nagrzewanie indukcyjne stanowi zazwyczaj jedynie pewną wydzieloną część całości,
- kryterium elastyczności wymuszające taki dobór podstawowych parametrów i wymiarów indukcyjnego układu grzejnego, aby układ ten mógł być użyty do nagrzewania wielu gatunków wsadów o różnych wymiarach,
- kryterium jednorodności rozkładu temperatury narzucające taki dobór parametrów indukcyjnego układu grzejnego, aby uzyskać równomierny rozkład temperatury w całej objętości taśmy, przy czym poziom ewentualnej nierównomierności określony gradientem temperatury zależy od konkretnych wymagań technologicznych,
- kryterium efektywności preferujące wybór takiej konfiguracji indukcyjnego układu grzejnego, aby uzyskać maksymalną sprawność elektryczną, przy czym kryterium to nie zawsze jest spójne z poprzednim wymaganiem dotyczącym jednorodności rozkładu temperatury w szerokości taśmy,
- kryterium niezawodności związane z takim doborem parametrów indukcyjnego układu grzejnego, aby spełnić wymagania bezawaryjnej, niezawodnej pracy urządzenia, co może wymagać i najczęściej wymaga odejścia od parametrów optymalnych. W przypadku indukcyjnych układów grzejnych kryterium to dotyczy najczęściej wielkości szczeliny wzbudnika, która z punktu widzenia niezawodności powinna być na tyle duża, aby przy niestabilnej pracy układu przesuwu taśmy nie spowodować zetknięcia taśmy ze wzbudnikiem lub jej trwałego odkształcenia.

Pięć wymienionych kryteriów wyczerpuje właściwie całą tematykę czynników wpływających na dobór parametrów indukcyjnych układów grzejnych o polu poprzecznym. Oczywiście, uwagi te mają charakter ogólniejszy i nie dotyczą tylko indukcyjnych układów grzejnych o polu poprzecznym.

Dobrym przykładem ilustrującym kryterium kompleksowości jest linia technologiczna wykorzystująca nagrzewnicę indukcyjną do wstępnego nagrzewania taśm miedzianych i mosiężnych w procesie ich wyżarzania. Jest to bardzo skomplikowana linia technologiczna realizująca w sposób ciągły obróbkę cieplną taśm w celu zmiany struktury i obniżenia twardości. Cechą charakterystyczną linii jest zmienność parametrów wejściowych, takich jak: gatunek i skład chemiczny wsadu, wymiary taśmy (szerokość, grubość), twardość itp. Ta sama linia stosowana jest do wyżarzania taśm miedzianych oraz mosiężnych o różnym składzie chemicznym. Z punktu widzenia użytkownika linii technologicznej istotnym parametrem są właściwości taśmy po zakończeniu wyżarzania (struktura, grubość ziarna, twardość, jakość powierzchni taśmy). Sens stosowania procedur optymalizacyjnych powinien więc sprowadzać się do tego, jak parametry nagrzewnicy indukcyjnej wpływają na jakość taśmy po zakończeniu procesu wyżarzania.

Indukcyjny układ grzejny musi mieć charakter uniwersalny, czyli powinien być uniezależniony od zmian parametrów wejściowych charakteryzujących taśmę. Powinien więc spełniać kryterium elastyczności umożliwiające uzyskanie stałych parametrów wyjściowych (temperatura taśmy na wylocie, równomierność rozkładu temperatury na szerokości, zbliżona do maksymalnej sprawność elektryczna układu grzejnego). Zagadnienie optymalizacji konstrukcji i parametrów jest więc bardziej złożone. Istnieje konieczność kompromisowego ustalenia parametrów nagrzewnicy.

Kryterium jednorodności rozkładu temperatury związane jest z kształtowaniem pola temperaturowego we wsadzie. Parametry indukcyjnego układu grzejnego należy tak dobrać, aby uzyskać nie tylko wymagany średni poziom temperatury, ale także, a może nawet przede wszystkim, założony czyli najczęściej równomierny rozkład temperatury w szerokości wsadu. W przypadku nagrzewania indukcyjnego taśm o szerokości równej szerokości wzbudnika równomierność rozkładu można uzyskać zmieniając częstotliwość prądu wymuszenia. Częstotliwość optymalna z punktu widzenia równomierności rozkładu temperatury w przekroju poprzecznym taśmy zależy od szeregu czynników takich, jak: konfiguracja indukcyjnego układu grzejnego, rodzaj nagrzewanego materiału itp. W przypadku taśm mosiężnych częstotliwość optymalna wynosi fort = 275 Hz. Przy tej częstotliwości prądu wzbudnika gradient temperatury w szerokości taśmy nie przekracza 1 K. Przy mniejszych czestotliwościach rozkład ten staje się nierównomierny przy charakterystycznym obniżeniu temperatury w pobliżu krawędzi. Dla  $f > f_{opt}$  występuje przegrzewanie krawędzi taśmy. W przypadku taśm aluminiowych przebieg zjawisk jest podobny, przy czym częstotliwość optymalna jest wyraźnie mniejsza i wynosi  $f_{opt} = 175$  Hz. Znacznie bardziej złożony problem występuje, gdy szerokość taśmy różni się od szerokości wzbudnika, co zachodzi przy częstej zmianie asortymentu nagrzewanych taśm. Wówczas jednym z antidotum jest podział wzbudnika na segmenty z możliwością ich przesuwania względem osi wsadu. Oczywiście, odbywa się to kosztem obniżenia sprawności indukcyjnego układu grzejnego. Czesto niezbedne jest wtedy mniej ostre kryterium jednorodności pola temperatury na szerokości taśmy. Kwestie optymalizacji ustawienia wzbudników rozpatrywano podczas uruchamiania stanowiska przemysłowego, a przykładowe wyniki podano w [51].

Kryterium efektywności związane jest z takim ukształtowaniem indukcyjnego układu grzejnego, aby uzyskać maksimum sprawności elektrycznej. Czynniki wpływające na sprawność to nie tylko częstotliwość prądu wzbudnika, ale także wymiary układu wzbudnikwsad. Wpływ częstotliwości na sprawność elektryczną wzbudnika omówiono obszernie w rozdziale 5.4. Analizy dokonano dla modelu dwuwymiarowego. Stwierdzono, że przy stałej szczelinie powietrznej wzbudnika sprawność elektryczna indukcyjnego układu grzejnego osiąga maksimum przy niezbyt wysokiej częstotliwości, a następnie w miarę powiększania częstotliwości wolno maleje. Można więc określić dość rozległy przedział częstotliwości, przy których sprawność jest zbliżona do maksymalnej. I tak na przykład przy nagrzewaniu taśmy mosiężnej (Ms60) o grubości g we wzbudniku o szczelinie *a*:

- $a = 20 \text{ mm}, g = 5 \text{ mm} f \ge 40 \text{ Hz}$ , przy czym nieco cieńszym wsadzie g = 3,2 mm przy tej samej szczelinie  $a = 20 \text{ mm} f \ge 80 \text{ Hz}$  (rys.5.23a),
- $a = 20 \text{ mm}, g = 2 \text{ mm} f \ge 140 \text{ Hz}$ , a przy tej samej szczelinie i taśmie mosiężnej o dwukrotnie mniejszej grubości  $g = 1 \text{ mm} f \ge 500 \text{ Hz}$  (rys.5.23b).

Ciekawe jest porównanie sprawności elektrycznej wzbudnika w przypadku nagrzewania indukcyjnego w polu poprzecznym identycznych (bardzo cienkich g = 0,5 mm) wsadów z miedzi i mosiądzu. Mimo dużej szczeliny wzbudnika (a = 20 mm) i tym samym znacznej względnej szczelinie wzbudnika (a' = 40) osiąga się rozsądne wartości sprawności elektrycznej wzbudnika, przy czym dla mosiądzu (krzywa 1 na rys. 5.23c)  $f \ge 1000$  Hz, a dla miedzi (krzywa 2 na rys. 5.23c) 100 Hz  $\le f \le 1000$  Hz. W przypadku nagrzewania

indukcyjnego sprawność elektryczna ulega dość dużym zmianom w czasie trwania procesu. Dla przypadku nagrzewania niskotemperaturowego, gdy wsad (a = 10 mm, g = 5 mm, a' = 2) pozostaje niezmiennie ferromagnetykiem, maksymalną sprawność wzbudnika osiąga się, gdy  $f \ge 1000 \text{ Hz}$ . Po przekroczeniu punktu Curie, w którym następuje przemiana magnetyczna i wsad traci własności magnetyczne, wysoką sprawność elektryczną osiąga się już przy częstotliwości rzędu 150 Hz. Aby więc uzyskać wymaganą wysoką wartość sprawności elektrycznej, indukcyjny układ grzejny o polu poprzecznym należy zasilić prądem o częstotliwości mieszczącej się w przedziale 50 Hz  $\le f \le 1000 \text{ Hz}$ . W niektórych zastosowaniach pełne uzasadnienie może mieć zastosowanie dwuczęstotliwościowego systemu zasilania nagrzewnicy indukcyjnej [70].

Kryterium niezawodności ma kluczowe znaczenie dla użytkownika. Wiąże się z takim zaprojektowaniem indukcyjnego układu grzejnego, aby linia technologiczna pracowała niezawodnie, w sposób stabilny minimalizując prawdopodobieństwo wystąpienia awarii. Chodzi także o takie zaprojektowanie urządzenia, aby zmiana asortymentu nagrzewanych taśm nie wymagała skomplikowanych prac adaptacyjnych i trwała możliwie krótko. Ważne jest (o ile z innych względów jest możliwe) użycie typowego źródła zasilania, gdyż stosowanie prototypowych, indywidualnie projektowanych źródeł zasilania wiąże się najczęściej z dodatkowymi kosztami.

Podsumowując omówione kryteria można stwierdzić, że:

- aby uzyskać szybkie narastanie temperatury we wsadach płaskich nagrzewanych indukcyjnie w polu poprzecznym częstotliwość prądu wzbudnika powinna wynosić co najmniej 1000 Hz. Pozwala na to uzyskanie gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie rzędu 10<sup>9</sup> W/m<sup>3</sup>. Możliwe jest użycie standardowych przemienników tyrystorowych do zasilania takich nagrzewnic, których typowy zakres częstotliwości wyjściowych to 1÷4 kHz;
- przy takim zakresie częstotliwości nie jest jednak na ogół możliwe uzyskanie jednorodnego rozkładu temperatury w szerokości taśmy. Jeśli szerokość taśmy jest równa szerokości wzbudnika, to równomierny rozkład temperatury uzyskuje się na ogół przy znacznie niższej częstotliwości. Wówczas jednak gęstość objętościowa mocy czynnej wydzielonej we wsadzie (przy tym samym prądzie co poprzednio) jest znacznie mniejsza. Niezbędne jest wówczas użycie nietypowych źródeł zasilania, np. o częstotliwości znamionowej 275 Hz [51];
- użycie wzbudnika o określonej szerokości jako uniwersalnego urządzenia do nagrzewania indukcyjnego taśm o szerokości większej lub mniejszej od szerokości wzbudnika wymaga zastosowania jednej z metod umożliwiającej mimo to uzyskanie równomiernego rozkładu temperatury w szerokości taśmy (dogrzewanie brzegów taśmy przy częstotliwości niższej od optymalnej, podział wzbudnika na segmenty i ich odpowiednie rozmieszczenie względem osi taśmy, często także akceptacja mniej rygorystycznego warunku równomierności rozkładu temperatury);
- osobny problem to taki dobór częstotliwości prądu wzbudnika, aby pracować przy maksimum sprawności elektrycznej indukcyjnego układu grzejnego. Sprawność ta zmienia się wraz z konfiguracją układu grzejnego, rodzajem nagrzewanego materiału, a także w trakcie procesu grzania wraz ze zmianą temperatury. Zwykle trzeba godzić się na pracę przy sprawności elektrycznej  $\eta_e < \eta_{emax}$ .

## 8. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE

Nagrzewanie indukcyjne wsadów płaskich w poprzecznym polu magnetycznym zalicza się do złożonych, trudnych do modelowania i wciąż jeszcze niedostatecznie rozpoznanych procesów technologicznych. Mimo dobrze znanych zalet tej techniki nagrzewania i faktu, że pierwsze wzmianki na temat nagrzewania indukcyjnego w polu poprzecznym pojawiły się przed ponad pięćdziesięciu laty, zastosowanie tej klasy urządzeń nadal nie w pełni odpowiada potrzebom i możliwościom zastosowań.

W pracy postawiono sobie za cel kompleksowa analize zjawisk fizycznych zachodzacych w trakcie nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich w poprzecznym polu magnetycznym. Wyniki przedstawione w pracy stanowią efekt wieloletnich badań rozpoczętych w I połowie lat dziewiećdziesiątych. We wstępnej części pracy scharakteryzowano problematykę nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich porównując różne układy grzejne, podając przykłady algorytmów obliczania pól fizycznych i zwracając szczególna uwage na kwestie analizy sprzeżonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego oraz wspomagania projektowania tych urządzeń. Opracowano kilka algorytmów modelowania pola elektromagnetycznego i temperaturowego we wsadzie płaskim nagrzewanym indukcyjnie w polu poprzecznym, stosując w początkowym okresie metody przybliżone, jednowymiarowe i dwuwymiarowe metody analityczne, później dwuwymiarowe metody numeryczne oparte na metodzie różnic skończonych, następnie dwuwymiarowe modele o różnym sposobie sprzeżenia wykorzystujące zarówno metode różnic skończonych jak i elementów skończonych. Cześć wyników uzyskanych w toku tych obliczeń publikowano w raportach z projektów badawczych i artykułach [1, 16, 17, 18, 20, 51, 52]. Od początku przywiązywano wielką wagę do części doświadczalnej budując i stopniowo udoskonalając stanowiska pomiarowe [1, 11, 15, 19, 20, 51, 52]. Wyniki te stanowiły podstawe do prac przeprowadzonych w ciągu ostatnich kilku lat, w toku których dokonano:

- trójwymiarowej analizy sprzężonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego w indukcyjnych układach grzejnych o polu poprzecznym do wsadów płaskich z metali nieżelaznych i stali dla przypadku wsadu nieruchomego i przemieszczającego się,
- obszernej weryfikacji doświadczalnej nagrzewania indukcyjnego na kilku dobrze wyposażonych stanowiskach doświadczalnych zarówno w warunkach laboratoryjnych, jak i na stanowisku przemysłowym.

Powiązanie symulacji komputerowej wykorzystującej programy profesjonalne i autorskie z pomiarami na obiektach rzeczywistych pozwoliło na:

- kompleksową analizę zjawisk elektromagnetycznych i temperaturowych w indukcyjnych układach grzejnych o polu poprzecznym na podstawie starannie przeanalizowanych danych wejściowych (część parametrów charakteryzujących właściwości materiałowe wsadu uzyskano na drodze doświadczalnej),
- przeanalizowanie wpływu częstotliwości prądu wzbudnika na rozkład pola temperaturowego we wsadzie i sprawność elektryczną indukcyjnego układu grzejnego,
- ocenę wpływu konfiguracji układu wzbudnik-wsad oraz innych parametrów procesu na rozkład temperatury we wsadzie i sprawność elektryczną indukcyjnego układu grzejnego,

Symulacja komputerowa pozwoliła na przeprowadzenie wielowariantowej analizy różnorodnych układów grzejnych. Badania na stanowiskach doświadczalnych umożliwiły

nie tylko weryfikacje doświadczalną obliczeń, ale także rozpoznanie poprzez pomiary tych zjawisk, których analiza teoretyczna nie była możliwa.

- w indukcyjnych układach do wsadów płaskich o polu poprzecznym powinna odbywać się z wykorzystaniem modeli trójwymiarowych, uwzględniających rzeczywiste kształty układu oraz wzajemne sprzeżenie obu pól fizycznych według modelu słabego sprzeżenia lub quasi-sprzeżenia.
- pomierzenie właściwości materiałowych (konduktywność, przenikalność magnetyczna) z uwzględnieniem ich zależności od wielkości polowych.
- Właściwe rozpoznanie rozkładu temperatury we wsadzie wymaga wyznaczenia parametrów charakteryzujących wymianę ciepła pomiędzy wsadem a otoczeniem w wyniku eksperymentu numerycznego popartego weryfikacja doświadczalna.
- Weryfikacja doświadczalna symulacji komputerowej trójwymiarowego sprzężonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego potwierdza bardzo dobra, kilkuprocentową zbieżność wyników obliczeń i pomiarów.
- Obliczenia dwuwymiarowe, nawet przy wykorzystaniu procedur autorskich umożliwiających pełne sprzężenie pola elektromagnetycznego i temperaturowego. mogą być wykorzystywane jedynie do obliczeń wstępnych, głównie w celu określenia sprawności elektrycznej indukcyjnego układu grzejnego. Uzyskiwana zbieżność wyników pomiarów i obliczeń waha się w dość znacznych granicach od kilku procent dla niektórych przypadków do nawet kilkudziesieciu dla paru najmniej korzystnych wariantów.
- Badania zjawisk zachodzących podczas nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich w poprzecznym polu magnetycznym musza być prowadzone na podstawie wzajemnie uzupełniających się i równie ważnych części składowych: symulacji komputerowej i badań doświadczalnych. Identyfikacja zjawisk na obiektach rzeczywistych pozwala ustalić takie parametry (np. struktura materiału po nagrzewaniu), których wyznaczenie na podstawie modeli matematycznych jest bardzo trudne lub wręcz niemożliwe.

Prezentowana praca - efekt długoletnich wysiłków autora - stanowi jedynie etap badań nagrzewania indukcyjnego w poprzecznym polu magnetycznym. Autor opracowania zamierza badania kontynuować przy współpracy z europejskimi i amerykańskimi ośrodkami naukowymi.

A oto wnioski końcowe:

- Symulacja komputerowa pola elektromagnetycznego i temperaturowego
- Dla dokładności obliczeń kluczowe, a wielu przypadkach absolutnie niezbędne jest
- 6. Barglik J., Cieśla M.: Hartowanie indukcyjne płaszczyzn roboczych narzędzi do pracy na zimno. Hutnik nr 2/91, ss. 64-68. 7. Barglik J., Doležel I, Ulrych B.: Nagrzewanie indukcyjne w procesie termoelastycznego

LITERATURA

pp.36-39.

719.

mocowania narzędzi maszynowych. Wydawnictwo Politechniki Świętokrzyskiej, Kielce 2002..ss.17-24.

1. Analiza zagadnienia elektromagnetycznego i termokinetycznego w indukcyjnych

2. Andree A., Mauve H.W.: Induktive Erwärmung dünner Bleche Elektrowärme

3. Andree W., Dzieniakowski M., Fabianowski A.: Latest Development of Medium

4. Artuso I., Dughierio F., Fabbio M., Lupi S., Tiziani A.: Transverse flux induction heating

5. Baker R.: Transverse Flux Induction Heating. AIEE Transactions vol. 69, 1950, pp.711-

Frequency Power Supplies for Induction Furnaces. Proceedings of the International

Scientific Conference "Energy Savings in Electrical Engineering". Warszawa 2001.

for the continuous treatment of precious metal strips Proceedings of the International

urzadzeniach grzejnych o polu poprzecznym. Projekt badawczy, Katowice 1991.

International Heft 50/1992, pp. B160-B166.

Induction Heating Seminar. Padua 1998, pp. 157-166.

- 8. Barglik J., Doležel I., Škopek M. Ulrych B.: Mathematical and Computer Modelling of Induction Hardening. Acta Technica CSAV, Academy of Sciences of the Czech Republic, vol. 46, Prague 2001, pp. 227-250.
- 9. Barglik J., Doležel I., Ulrych B.: Induction heating of moving bodies. Acta Technica CSAV, Academy of Sciences of the Czech Republic, vol. 43, Prague 1998, pp. 361-373.
- 10. Barglik J., Muszyński J.: Stanowisko do hartowania indukcyjnego rur wzbudnikiem wewnetrznym. Materiały II Konferencji "Badania Naukowe w Elektrotermii". Wisła 1988, ss. 12-19.
- 11. Barglik J., Sajdak C: Nagrzewanie indukcyjne w procesie wyżarzania taśm miedzianych i mosieżnych. Materiały V Konferencji "Badania Naukowe w Elektrotermii". Ustroń 1991, ss. 49-56.
- 12. Barglik J., Ulrych B.: Wpływ prędkości przesuwu taśmy na pole magnetyczne wytwarzane przez wzbudnik o polu poprzecznym, Materiały II konferencji "Nowoczesne Urządzenia Elektrotermiczne w Metalurgii", Międzybrodzie Żywieckie 1998, ss. 3-10.
- 13. Barglik J., Doležel I., Ulrych B.: Software for Computer Modelling of simultaneous Induction Hardening. Materiały VII Konferencji "Zastosowania Komputerów w Elektrotechnice" ZKWE'2002 Poznań/Kiekrz 2002, ss. 565-568.
- 14. Barglik J., Kurek K., Szczepański Z.: Hartowanie indukcyjne noży maszynowych do ciecia papieru, Materiały III Konferencji "Badania Naukowe w Elektrotermii". Wisła 1989, ss. 59-65.
- 15. Barglik J.: Induction Heater for thin Brass and Copper Strips. Proceedings of the Conference on Advanced Methods in the Theory of Electrical Engineering. AMTEE'97. Plzen 1997, pp. 279 – 282.
- 16. Barglik J.: Induction heating of thin non-ferrous strips. Proceedings of the 37. Wissenschaftliche Kolloquium Ilmenau 1992, pp. 94-99.

- Barglik J.: Influence of Input Material Data on Accuracy of Temperature Calculations in Induction Heater with Transverse Flux Magnetic Field Acta Technica CSAV 45/2000, pp. 323-336.
- 18. Barglik J.: Nagrzewanie indukcyjne w poprzecznym polu magnetycznym. Hutnik nr 1/93, ss. 14-18.
- 19. Barglik J.: Technologie nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich. Śląskie Wiadomości Elektryczne. Nr 3-4/2000, ss. 3-9.
- 20. Barglik J.: Technologies of Induction Surface Hardening. Proceedings of the Conference "Energy Savings in Electrical Engineering" Warszawa 2001, ss. 146-149.
- 21. Barrena J.A.: Assessment of the accuracy of thin strip heating induction heating models. PhD thesis nr 15655, UMIST Manchester 2001.
- 22. Bolkowski S., Stabrowski M., Skoczylas J., Sroka J., Sikora J., Wincenciak S.: Komputerowe metody analizy pola elektromagnetycznego. WNT, Warszawa 1993, s.208.
- 23. Davies E.J.: Conduction and Induction Heating Peter Peregrinus Ltd, London 1990, p.385.
- 24. Davies P.G.: State of the art of transverse flux induction heating Proceedings of the International Induction Heating Seminar. Padua 1998, pp.105-107.
- 25. Dede G.,E.J.: State-of-art and future trends in solid state power supplies for induction heating. Proceedings of the International Induction Heating Seminar IHS-98 Padua, pp. 3-10.
- 26. Fikus F., Barglik J.,: Przepływomierz kondukcyjny z polem poprzecznym. Przegląd Odlewnictwa nr 4/79, ss. 83-86.
- Fikus F., Sajdak C.: Jednostronne nagrzewanie indukcyjne płyty wzbudnikiem o skończonej wysokości. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej s.Elektryka, z.51, Gliwice 1975, ss. 77-88.
- Galunin S., Blinov Y., Nikanorov A., Schulbe H., Nauvertat G., Nacke B.: Application of Genethic Algoritms for Optimisation of Transverse Flux Induction Heaters Systems. Proceedings of the International Seminar on Heating by Internal Sources HIS'01, Padua 2001, pp. 625-630.
- 29. Hering M.: Termokinetyka dla elektryków. WNT, Warszawa 1980, s. 279.
- Hering M., Sajdak C., Wciślik M.: Computer Aided Design of Electroheat Devices. Wyd. Politechniki Śląskiej. Gliwice 2002, p. 279.
- 31. Hering M.: Podstawy Elektrotermii cz. II. WNT, Warszawa 1998, s. 429.
- 32. Holman J.P.: Heat Transfer. McGraw-Hill New York 2002, p.702.
- Jackson W.B.: Transverse flux induction heating of flat metal products. Proceedings of the seventh congress of the International Union for Electricity Applications, Warszawa 1972, paper nr 206.
- 34. Kadzimierz R.: Analiza zjawisk elektromagnetycznych przy indukcyjnym mieszaniu ciekłych metali w procesach metalurgii pozapiecowej. Praca doktorska. Gliwice 1982.
- 35. Kandev N., Allyn J.: Induction Heating of moving bronze Blocks. Proceedings of the International Seminar on Heating by Internal Sources HIS'01, Padua 2001, pp. 559-564.
- 36. Komęza K.: Modelowanie pól elektromagnetycznych w urządzeniach elektrycznych z zastosowaniem hierarchicznych elementów skończonych typu hermitowskiego. Zeszyty Naukowe Politechniki Łódzkiej, z. 724, Łódź 1995, s. 220.
- 37. Kurek K.: Zastosowanie numerycznej symulacji do analizy pracy i projektowania cylindrycznych nagrzewnic indukcyjnych skrośnych. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej s. Hutnictwo, z. 53, Gliwice 1998, s. 86.

- 38. Кувалдин А., Б.: Индукционный нагрев ферромагниной стали, Энергоатомиздат. Москва 1988, с. 198.
- 39. Liwiński W.: Nagrzewnice indukcyjne skrośne. WNT, Warszawa 1968, s.258.
- 40. Lupi S., Mühlbauer A.: Induction Heating. Industrial Applications UIE Paris 1990, p.144.
- 41. Michiejew M: Zasady wymiany ciepła. PWN, Warszawa 1953, s. 361.
- Nacke B., Nikanorov A., Nauviertat G., Schülbe H.: Transverse Flux Heating for Metal Rolling and Treatment with reduced Energy Demand. Proceedings of the Conference "Energy Savings in Electrical Engineering" Warszawa 2001, pp. 123 – 126.
- 43. Nauvertat G., Nikanorov A., Mülhbauer A.: Optimiertes Design Induktiver Querfeld-Erwärmunglagen Elektrowärme International Heft 1 3/2000, pp. 22-29.
- 44. Немков В.С., Демидович В.Б.: Теория и расчет устройств индукционного нагрева.. Энергоатомиздат, Ленинград 1988, с.280.
- 45. Nemkov V., Goldstein R.: Computer simulation for fundamental study and practical solutions to induction heating problems. Proceedings of the International Seminar on Heating by Internal Sources. Padua 2001, pp. 435-442.
- 46. Opera, podręcznik użytkownika.
- 47. Patecki A.: Zastosowanie metody równań całkowych do obliczania pola magnetycznego wzbudnika szczelinowego. Materiały VI Konferencji SPETO, Ustroń 1983, ss. 339-349.
- 48. Patecki A., Szymański G.: Obliczenie efektów wiroprądowych w układach 3D metodą FDM. Materiały XXIII Konferencji SPETO. Ustroń 2000, ss.145-148.
- Popa M.: Defining of the pole numbers of the transverse flux inductor using the numerical modeling of the electromagnetic field. Proceedings of the International Induction Heating Seminar. Padua 1998, pp.335 - 340.
- 50. Praca zbiorowa pod redakcją Z. Orłosia: Naprężenia cieplne. PWN, Warszawa 1991, s. 336.
- 51. Projekt celowy nr 7T08B04596C/2910: "Zwiększenie efektywności procesu wyżarzania taśm z miedzi i stopów przez zmianę sposobu nagrzewania". Katowice 1998.
- 52. Projekt badawczy nr 7T08C 03716 "Analiza pól fizycznych oraz prognozowanie rozkładu twardości i struktury warstwy przypowierzchniowej w procesach hartowania indukcyjnego elementów stalowych". Katowice 2001.
- 53. Projekt techniczny "Stanowisko doświadczalne do indukcyjnego nagrzewania taśm Cu i Ms. Katowice 1996.
- 54. Przyłucki R., Sajdak C.: Obliczenia parametrów indukcyjnych układów grzejnych do wsadów płaskich. Wyd. Politechniki Śląskiej, Gliwice 2000, s. 224.
- 55. Przyłucki R.: Wspomaganie komputerowe projektowania nagrzewnic indukcyjnych do wsadów płaskich. Rozprawa doktorska. Gliwice 1999.
- Ruffini R., Nemkov V., Goldstein R.: Materials for high frequency magnetic flux control properties and applications. Proceedings of the International Seminar on Heating by Internal Sources HIS'01, Padua 2001, pp. 13-19.
- 57. Ruhnke A Mühlbauer A., Nikanorov A., Demidovich V.: Numerical and experimental investigation of transverse flux heating of metallic sheets. Proceedings of the International Seminar on Heating by Internal Sources HIS'01, Padua 1998, pp.109-116.
- 58. Rühnke A., Mühlbauer A.: Mathematical Simulation and Round Optimisation of Transverse Flux Induction Heaters. Proceedings of the International Conference "Simulation and Identification of Electroheat Processes. Łódź 1997, pp. 49 – 57.

- 59. Sajdak C., Samek E.: Nagrzewanie indukcyjne. Podstawy teoretyczne i zastosowanie. "Śląsk", Katowice 1985, s.360.
- 60. Sajdak Cz.: Obliczenia parametrów oraz symulacja pracy pieców i nagrzewnic indukcyjnych. Wyd. Politechniki Śląskiej, Gliwice 1999, s.188.
- 61. Sala M.: Zmniejszenie energochłonności MNNEMT, Radom 1993, s. 308.
- 62. Schuckebier D.: Continuous Induction Heating of Strip Proceedings of the International Conference "Industrial Heating" Lammersdorf 1992, pp.123-133.
- 63. Skoczkowski T.: Modelowanie i symulacja sprzężonych zjawisk polowych w urządzeniach elektrotermicznych. Podstawy teoretyczne. Instytut Naukowo-Badawczy Z. Turek, Warszawa 2000, s. 332.
- 64. Слухоцкий А. Е., Рыскин С.Е.: Индукторы для индукционного нагрева. Энергия, Ленинград 1974, с.264.
- 65. Тозони О В.: Метод вторичных источников в электротехнике. Энергия, Москва 1975.
- 66. Tuchorache T,. Firuteanu V,. Popa M.: Temperature evaluation of moving sheets in transverse flux heating. Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Symposium on Electromagnetic Fields in Electrical Engineering. Pavia 1999, pp.157-160.
- 67. Tuchorache T,. Firuteanu V.: 3D Numerical Modeling of new structures for transverse flux heating of metallic sheets. Proceedings of the International Induction Heating Seminar. Padua 1998, pp. 117-123.
- 68. Turowski J.: Elektrodynamika techniczna. WNT, Warszawa 1993, s.462.
- 69. Turowski J.: Obliczenia elektromagnetyczne elementów maszyn i urządzeń elektrycznych. WNT, Warszawa 1982, s.321.
- 70. Wieczorek T.: Analiza teoretyczna procesu indukcyjnego hartowania dwuczęstotliwościowego walców. Archiwum Elektrotechniki. T.XXX. 1989, z.2
- 71. Wilden S.: Induktive Hochleisungs-glühanlagen für die kontinuierliche Behandlung von Bändern. Metall. Heft 8/1989, pp. 750-754.
- 72. Wiśniewski S., Wiśniewski T.: Wymiana ciepła. WNT, Warszawa 1994, s.437.
- 73. Woźnica H.: Podstawy materiałoznawstwa. Wyd. Politechniki Śląskiej, Gliwice 2002, s.315.

## ZAŁĄCZNIK

# Sprawność elektryczna indukcyjnych układów grzejnych o polu poprzecznym i polu podłużnym

Sprawność elektryczna indukcyjnego układu grzejnego, definiowana według wzoru (5.43), zależy od konfiguracji układu, częstotliwości, właściwości nagrzewanego materiału, rodzaju użytego pola. Zmienia się wraz ze zmianą temperatury wsadu, ale praktycznie przez cały czas trwania procesu. W załączniku dokonano porównania sprawności elektrycznej indukcyjnych układów grzejnych o polu poprzecznym i podłużnym dla dwóch różnych konfiguracji układu z rys.5.5b. Na rysunku Z.1 pokazano zależność sprawności elektrycznej indukcyjnego układu grzejnego o polu podłużnym i poprzecznym  $\eta_e$  od częstotliwości f dła przypadku nagrzewania wsadu mosiężnego o grubości g = 3,2 mm i szczelinie wzbudnika a = 10 mm, a więc przy względnej szczelinie wzbudnika a' = 3,125.



Rys.Z.1. Zależność sprawności elektrycznej indukcyjnego układu grzejnego o polu podłużnym i poprzecznym dla zakresu częstotliwości; a) 0 - 500 Hz, b) 0 - 10000 Hz

Fig.Z.1. Dependence of electrical efficiency of induction heating system on frequency for longitudinal field and transverse flux for frequency; a) 0 - 500 Hz, b) 0 - 10000 Hz

Przy małych częstotliwościach (f < 500 Hz), dla których względna grubość wsadu g' jest niewielka, sprawność indukcyjnego układu grzejnego o polu poprzecznym  $\eta_e$  jest duża, natomiast dla układu o polu podłużnym trudno mówić o wydzielaniu się mocy czynnej we wsadzie (rys.Z.1a). W miarę wzrostu częstotliwości powyżej 1000 Hz (rys.Z.1b) sprawność elektryczna układu o polu podłużnym rośnie, osiągając wartość  $\eta_e = 46,2$  % dla f = 10 kHz. Natomiast dla układu o polu poprzecznym sprawność ta monotonicznie maleje, a przy f = 10 kHz spada do wartości podobnej jak dla pola podłużnego. W przypadku układów o mniejszej grubości, np. przy a = 10 mm, g = 1 mm, a więc przy a' = 10 sprawność elektryczna  $\eta_e$  osiąga niezerowe wartości dopiero przy f > 2000 Hz.

Na kolejnym rysunku (rys.Z.2) pokazano zależność pomiędzy sprawnością elektryczną wzbudnika a częstotliwością dla płaskiego indukcyjnego układu grzejnego z rys. 5.5b o następujących wymiarach:

- szczelina a = 20 mm,
- grubość wsadu g = 10.

Przy małych częstotliwościach (f < 500 Hz) sprawność elektryczna indukcyjnego układu grzejnego o polu poprzecznym wyraźnie przewyższa sprawność elektryczną odpowiadającego układu o polu podłużnym (rys.Z.2a).



- Rys.Z.2. Zależność sprawności elektrycznej indukcyjnego układu grzejnego o polu podłużnym i o polu poprzecznym od częstotliwości przy szczelinie a = 20 mm i grubości wsadu g = 10 mm przy zakresie częstotliwości; a) 0 - 500 Hz, b) 0 - 10000 Hz
- Fig.Z.2. Dependence of electrical efficiency of induction heating system with longitudinal and transverse flux fields at air-gap a = 20 mm and thickness of the charge g = 10 mm for a range of frequency; a) 0 500 Hz, b) 0 10000 Hz

Przy wyższych częstotliwościach wartości sprawności elektryczne dla obu układów są zbliżone. W przedziale częstotliwości 1300÷4000 Hz sprawność indukcyjnego układu grzejnego o polu podłużnym jest minimalnie większa niż dla układu o polu poprzecznym. Przy f > 4000 Hz oba układy mają zbliżone cechy i właściwie trudno już mówić o podziale indukcyjnych układów grzejnych na podłużne i poprzeczne.

## NAGRZEWANIE INDUKCYJNE WSADÓW PŁASKICH W POLU POPRZECZNYM Symulacia komputerowa i weryfikacja doświadczalna

#### Streszczenie

Tematem pracy była analiza sprzężonego pola elektromagnetycznego i temperaturowego w indukcyjnych układach grzejnych o polu poprzecznym do przelotowego nagrzewania cienkich wsadów płaskich. Punktem wyjścia było stwierdzenie, że mimo faktu, iż technika nagrzewania indukcyjnego w polu poprzecznym jest znana od ponad pięćdziesięciu lat, to podstawowe właściwości nie są do końca rozpoznane.

We wstępie scharakteryzowano problematykę nagrzewania indukcyjnego wsadów płaskich. Sformułowano cel i tezę pracy mówiącą o tym, że model matematyczny procesu obejmujący trójwymiarowe sprzężone pole elektromagnetyczne i temperaturowe przy starannie ustalonych parametrach wejściowych, uzupełniony częścią doświadczalną pozwala na opracowanie metody obliczeniowej o dużej dokładności i praktycznej przydatności. Model matematyczny omówiono szczegółowo, podając także sposób rozszerzenia o inne pola fizyczne.

Symulację komputerową przeprowadzono dla bardzo dużej liczby przypadków, przy czym w pracy ograniczono się niemal wyłącznie do analizy trójwymiarowej. Uzyskano rozkład gęstości objętościowej mocy czynnej wydzielonej we wsadzie. Wyznaczono temperaturę w całej objętości wsadu, tak dobierając parametry procesu (np. częstotliwość *f*, szczelinę wzbudnika *a*, prędkość przesuwu *v*), aby ukształtować pożądany rozkład temperatury w taśmie po opuszczeniu strefy wzbudnika. Przeprowadzono pomiary pozwalające nie tylko na weryfikację doświadczalną obliczeń, ale także na rozpoznanie tych zjawisk, których nie dało się rozpoznać w wyniku symulacji komputerowej. Sformułowano kryteria doboru parametrów indukcyjnego układu grzejnego o polu poprzecznym oraz podano wnioski końcowe.

and and a second state of the second state and the second state of the second state of the second state of the

the IC - a particulat

The satisfies transmission of a first first question interviews which was a first or a second state of the second state of the

## INDUCTION HEATING OF FLAT CHARGES IN TRANSVERSE FLUX FIELD Computer Simulation and Investigation Verification

#### Summary

A topic of the thesis was analysis of coupled electromagnetic and temperature fields in induction heating systems with transverse flux magnetic field used for continuous heating of thin flat charges. A starting point for the analysis was a statement that besides a fact that induction heating in transverse flux field has been known for more than fifty years, basic features of this technique have been not recognised in details.

The problems connected with induction heating of flat charges have been characterised in the introduction. A main goal and the thesis of the paper have been formulated. It was stated that mathematical model of the process obtaining three-dimensional analysis of coupled electromagnetic and temperature fields in a moving charge with a correctly chosen input data and supplemented by an investigation part have made it possible to elaborate a precise, practically valuable calculation method. The model was described in details. A way to expand it into involving other physical fields has been presented.

The computer simulation has been provided for a very large number of cases, but in the paper were presented mostly three-dimensional ones. A distribution of a volume of Joule losses released in the charge has been calculated. The temperature in all the volume of the charge has been determined. In order to obtain a requested distribution of the temperature at the moment when the strip has passed the inductor the parameters of the process (for instance frequency f, air-gap of the inductor a, velocity of movement v) have been properly chosen. The measurements have been conducted making possible not only the verification of calculations but also the recognition of these parameters, which could not been determined during computer simulation. The criteria of completion of parameters of induction heating systems with transverse flux field as well as final conclusions have been formulated.

