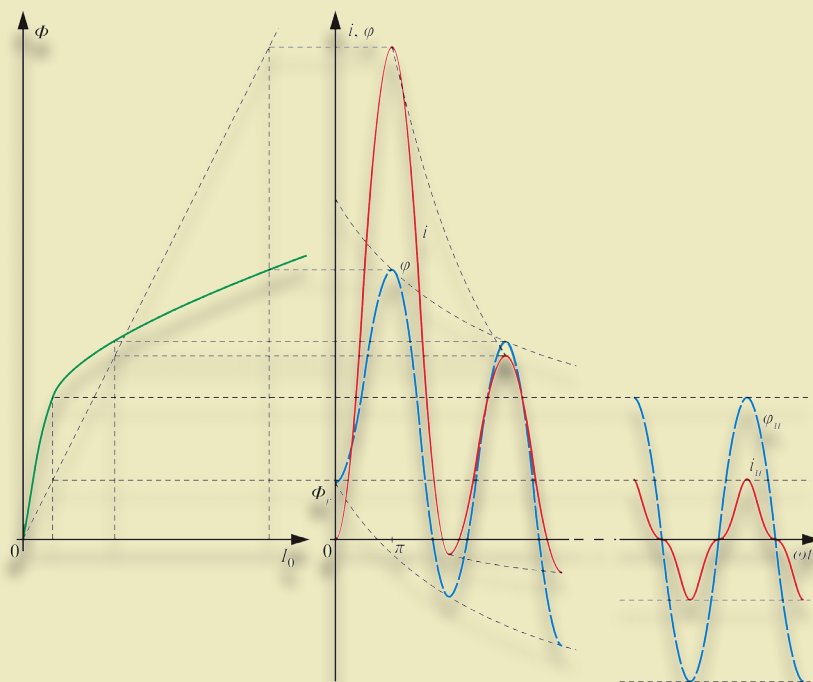




Grzegorz Komarzyniec

Prąd włączania transformatorów nadprzewodnikowych



Prąd włączania transformatorów nadprzewodnikowych

Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska
Wydział Elektrotechniki i Informatyki
ul. Nadbystrzycka 38A
20-618 Lublin

Grzegorz Komarzyniec

Prąd włączania transformatorów nadprzewodnikowych



Politechnika Lubelska
Lublin 2017

Recenzent:
prof. dr hab. inż. Tadeusz Janowski

Redakcja i skład: Grzegorz Komarzyniec

Praca zrealizowana w ramach projektu „Analiza zjawiska udarowych prądów włączania i zjawisk powiązanych transformatorów nadprzewodnikowych”.
Projekt został sfinansowany ze środków Narodowego Centrum Nauki
przyznanych na podstawie decyzji numer DEC-2012/05/D/ST8/02384

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2017

ISBN: 978-83-7947-296-3

Wydawca: Politechnika Lubelska
ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin
Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej
Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej
ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin
tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl
www.biblioteka.pollub.pl
Druk: TOP Agencja Reklamowa Agnieszka Łuczak
www.agencjatom.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl
Nakład: 50 egz.

Spis treści

Wykaz oznaczeń	7
1. Wprowadzenie	13
1.1. Cel i zakres pracy.....	14
2. Podstawowe pojęcia nadprzewodnictwa	16
2.1. Parametry krytyczne nadprzewodnika	17
2.1.1. Krytyczne natężenie pola magnetycznego.....	18
2.1.2. Prąd krytyczny nadprzewodnika.....	18
2.1.3. Temperatura krytyczna nadprzewodnika.....	19
3. Nadprzewodnikowe przewody nawojowe	20
3.1. Przewody nadprzewodnikowe niskotemperaturowe.....	20
3.2. Przewody wysokotemperaturowe pierwszej generacji	21
3.3. Przewody wysokotemperaturowe drugiej generacji	23
3.4. Model obwodowy przewodu nadprzewodnikowego	26
3.5. Wyznaczanie rezystancji przewodu nadprzewodnikowego.....	28
4. Transformator nadprzewodnikowy	31
4.1. Porównanie transformatora nadprzewodnikowego i konwencjonalnego	32
4.2. Budowa uzwojeń nadprzewodnikowych transformatora	36
4.3. Straty mocy w uzwojeniach transformatora nadprzewodnikowego	37
4.4. Schemat zastępczy transformatora nadprzewodnikowego	39
5. Prąd włączania transformatora	41
5.1. Metody ograniczania wartości i czasu trwania prądu włączania	42
5.2. Prąd włączania transformatora jednofazowego	43
5.2.1. Wpływ kąta fazowego napięcia na wartość strumienia	46
5.2.2. Wpływ strumienia magnetyzmu szczątkowego na wartość strumienia.....	48
5.3. Natężenie pola magnetycznego.....	50
5.4. Obliczanie wartości maksymalnej prądu włączania	52
5.5. Prąd jednokierunkowy	54
5.5.1. Wpływ kąta θ na przebieg prądu jednokierunkowego.....	58

5.5.2. Wpływ rezystancji na przebieg prądu jednokierunkowego	60
5.5.3. Wyznaczanie kolejnych impulsów prądu	65
5.5.4. Wartość maksymalna, skuteczna i średnia impulsu prądu jednokierunkowego	68
5.5.5. Ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu transformatora	73
6. Włączanie transformatora nadprzewodnikowego	75
6.1. Utrata stanu nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS	78
6.2. Prąd jednokierunkowy w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego transformatora HTS	81
6.3. Przywracanie stanu nadprzewodzenia w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS	83
6.4. Prąd jednokierunkowy po odzyskaniu stanu nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS	88
6.5. Wartość maksymalna prądu jednokierunkowego	94
6.6. Wartość średnia i skuteczna impulsu prądu jednokierunkowego	98
6.7. Ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS	112
7. Pomiary prądu włączania transformatora nadprzewodnikowego	119
7.1. Transformator HTS o mocy 8,5 kVA	120
7.2. Transformator HTS o mocy 13,8 kVA	127
7.3. Pomiary prądu włączania transformatora 8,5 kVA	135
7.4. Pomiary prądu włączania transformatora 13,8 kVA	140
8. Analiza numeryczna prądu włączania	144
8.1. Analiza prądu włączania transformatora HTS i konwencjonalnego o mo- cach 8,5 kVA	144
8.2. Analiza prądu włączania transformatora HTS o mocy 13,8 kVA	154
8.3. Analiza prądu włączania transformatora 630 kVA	163
8.3.1. Linia zasilająca o parametrach $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$	165
8.3.2. Linia zasilająca o parametrach $X_s=3,4 \Omega$, $R_s=3,64 \Omega$	172
9. Wnioski i podsumowanie	180
10. Literatura	183

Wykaz oznaczeń

A	– powierzchnia przekroju uzwojenia,
A_k	– powierzchnia przekroju żelaza w kolumnie rdzenia,
A_p	– powierzchnia przekroju wolnej przestrzeni między rdzeniem a uzwojeniem,
B	– indukcja magnetyczna,
B_c	– indukcja krytyczna nadprzewodnika,
B_{kM}	– rzeczywista indukcja w kolumnie,
B_M	– maksymalna indukcja w stanie przejściowym,
B_m	– indukcja maksymalna przy znamionowej pracy transformatora,
B_n	– indukcja nasycenia,
B_p	– indukcja, przy której następuje pełna penetracja nadprzewodnika,
B_{pM}	– rzeczywista indukcja poza rdzeniem transformatora,
B_r	– składowa prostopadła indukcji do powierzchni nadprzewodnika,
B_r	– indukcja magnetyzmu szczątkowego,
B_s	– indukcja w nadprzewodniku,
B_z	– składowa indukcji równoległa do powierzchni nadprzewodnika,
C	– stosunek pola przekroju warstwy nadprzewodnika do pola przekroju przewodu,
D	– średnica uzwojenia,
d	– szerokość nadprzewodnika,
E	– skuteczna wartość napięcia źródłowego,
E_c	– natężenie pola elektrycznego przy przewodzeniu prądu o natężeniu krytycznym,
E_m	– wartość maksymalna napięcia,
e	– chwilowe napięcie zasilające,
e	– liczba e ,
e_1	– napięcie magnesujące,
f	– częstotliwość,
H	– natężenie pola magnetycznego,
H_c	– krytyczne natężenie pola magnetycznego,
H_M	– maksymalne natężenie pola magnetycznego,
h	– grubość nadprzewodnika,
h_b	– wysokość warstwy bocznikującej nadprzewodnik,
I	– wartość skuteczna prądu,
I_b	– wartość skuteczna prądu przewodzonego przez warstwę rezystywną przewodu nadprzewodnikowego,
I_c	– prąd krytyczny,

- I_{cw} – wartość prądu, przy której uzwojenie powraca do stanu nadprzewodzenia,
 I_M – wartość maksymalna pierwszego impulsu prądu włączania,
 I_m – wartość maksymalna, jaką osiągnąłby impuls prądu, gdyby uzwojenie nie wyszło ze stanu nadprzewodzenia,
 I_{mr} – wartość maksymalna, jaką osiąga impuls prądu po wyjściu uzwojenia ze stanu nadprzewodzenia,
 I_{max} – wartość maksymalna prądu,
 I_n – prąd znamionowy transformatora,
 I_{n1} – prąd znamionowy strony pierwotnej transformatora,
 I_s – wartość skuteczna prądu przewodzonego przez nadprzewodnik,
 I_{sk} – wartość skuteczna prądu,
 I_{sk1} – wartość skuteczna narastającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego w stanie nadprzewodzenia uzwojenia,
 I_{sk2} – wartość skuteczna impulsu prądu jednokierunkowego w stanie rezystywnym uzwojenia,
 I_{sk3} – wartość skuteczna opadającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego po powrocie uzwojenia do stanu nadprzewodzenia,
 $I_{\bar{s}r}$ – wartość średnia prądu,
 $I_{\bar{s}r1}$ – wartość średnia narastającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego w stanie nadprzewodzenia uzwojenia,
 $I_{\bar{s}r2}$ – wartość średnia impulsu prądu jednokierunkowego w stanie rezystywnym uzwojenia,
 $I_{\bar{s}r3}$ – wartość średnia opadającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego po powrocie uzwojenia do stanu nadprzewodzenia,
 i – prąd chwilowy,
 i_b – prąd chwilowy w warstwie bocznikującej nadprzewodnik,
 i_c – prąd chwilowy, gdy uzwojenie znajduje się w stanie rezystywnym,
 i_{cw} – prąd chwilowy po odzyskaniu nadprzewodzenia uzwojenia,
 i_{Fe} – składowa czynna prądu jałowego transformatora,
 i_M – wartość maksymalna chwilowego prądu włączania,
 i_s – prąd chwilowy w nadprzewodniku,
 i_0 – prąd jałowy,
 i_μ – składowa bierna prądu jałowego transformatora,
 J – gęstość prądu,
 J_c – gęstość prądu krytycznego,
 K – współczynnik geometryczny kształtu przewodu nadprzewodnikowego,
 k – numer impulsu,
 L – indukcyjność obwodu,
 L_a – indukcyjność cewki pierścieniowej bez żelaza,

-
- L_b – indukcyjność własna warstwy bocznikującej nadprzewodnik,
 - L_s – indukcyjność sieci zasilającej,
 - L_{se} – indukcyjność własna nadprzewodnika,
 - L_{si} – indukcyjność reprezentująca straty histerezy w nadprzewodniku,
 - L_0 – indukcyjność własna przewodu nadprzewodnikowego,
 - L_1 – indukcyjność rozproszenia uzwojenia pierwotnego transformatora,
 - L_μ – indukcyjność gałęzi magnesowania schematu zastępczego transformatora,
 - l – średnia długość linii sił,
 - l_t – długość taśmy nadprzewodnikowej,
 - M – miara sprzężenia magnetycznego między nadprzewodnikiem i warstwą metaliczną,
 - n – numer impulsu,
 - P_p – straty w nadprzewodniku od pola własnego,
 - P_r – straty histerezy w nadprzewodniku od składowej prostopadłej pola magnetycznego,
 - P_z – straty histerezy w nadprzewodniku od składowej równoległej pola magnetycznego,
 - P_w – straty wiropądowe w przewodzie nadprzewodnikowym,
 - P_s – straty Joule'a,
 - Q – ilość ciepła,
 - Q_1 – ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym w czasie narastania impulsu prądu jednokierunkowego,
 - Q_2 – ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym w czasie gdy znajduje się w stanie rezystywnym,
 - Q_3 – ilość ciepła wydzielanego podczas trwania opadającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego, gdy uzwojenie pierwotne ponownie jest w stanie nadprzewodzenia,
 - R – rezystancja zastępcza obwodu,
 - R_b – rezystancja warstwy bocznikującej nadprzewodnik,
 - R_{bn} – rezystancja zastępcza połączonych warstw bocznikujących nadprzewodnik,
 - R_{Fe} – rezystancja gałęzi magnesowania odpowiadająca stratom mocy czynnej w żelazie transformatora,
 - R_s – rezystancja sieci zasilającej,
 - R_{sm} – rezystancja nadprzewodnika,
 - R_{sn} – rezystancja nadprzewodnika w stanie rezystywnym,
 - R_{st} – rezystancja przewodu nadprzewodnikowego,
 - R_{s0} – rezystancja resztkowa,
 - R_1 – rezystancja uzwojenia pierwotnego transformatora,

- S_n – moc znamionowa transformatora,
 S_s – pole przekroju nadprzewodnika,
 S_t – pole przekroju przewodu nadprzewodnikowego,
 T – temperatura,
 T_b – temperatura warstwy bocznikującej nadprzewodnik,
 T_c – temperatura krytyczna,
 T_s – temperatura nadprzewodnika,
 t – czas,
 t_c – czas zaniku pełnej fali prądu jednokierunkowego,
 t_{cw} – czas, przez jaki uzwojenie pierwotne transformatora znajdowało się w stanie rezystywnym,
 t_i – czas trwania impulsu prądu jednokierunkowego,
 t_{i0} – czas, po jakim zanika impuls prądu, liczony od chwili włączenia transformatora,
 t_m – czas liczony od chwili włączenia transformatora, po jakim impuls prądu jednokierunkowego osiągnie wartość maksymalną,
 t_α – czas, jaki upłynął od chwili, w której uzwojenie pierwotne transformatora powróciło do stanu nadprzewodzenia do chwili, w której zanika impuls prądu jednokierunkowego,
 $t_{\gamma n}$ – czas trwania impulsu prądu jednokierunkowego,
 t_{en} – czas przerwy bezprądowej między impulsami prądu jednokierunkowego,
 t_{oc} – czas od chwili włączenia transformatora do chwili, w której uzwojenie wychodzi ze stanu nadprzewodzenia,
 t_{r1} – czas, po jakim od chwili włączenia transformatora pojawia się pierwszy impuls prądu włączania,
 U – skuteczna wartość napięcia,
 U_{mM} – maksymalne napięcie magnetyczne,
 U_n – napięcie znamionowe,
 U_{n1} – napięcie znamionowe strony pierwotnej transformatora,
 U_{n2} – napięcie znamionowe strony wtórnej transformatora,
 u – napięcie chwilowe,
 u_z – procentowe napięcie zwarcia,
 X – reaktancja zastępcza obwodu,
 Z – impedancja zastępcza obwodu,
 z – liczba zwojów uzwojenia pierwotnego,
 α – kąt fazowy napięcia,
 α – kąt liczony od chwili, w której uzwojenie powraca do stanu nadprzewodzenia, do chwili zaniku impulsu prądu,
 β – kąt, przy którym impuls osiąga wartość maksymalną,

-
- β_c – kąt, przy którym impuls prądu jednokierunkowego osiąga wartość maksymalną w stanie rezystywnym nadprzewodnika,
 γ – kąt odpowiadający czasowi trwania impulsu prądu jednokierunkowego,
 γ_{cw} – kąt odpowiadający czasowi od chwili utraty nadprzewodnictwa przez uzwojenie do chwili odzyskania nadprzewodnictwa,
 γ_0 – kąt, przy którym zanika prąd jednokierunkowy,
 γ_n – kąt odpowiadający czasowi trwania n -tego impulsu prądu,
 δ – kąt przesunięcia fazowego między strumieniem a napięciem,
 δ – kąt, przy którym zanika prąd jednokierunkowy,
 δ_c – kąt, przy którym zanika impuls prądu jednokierunkowego, gdy uzwojenia są w stanie rezystywnym,
 δ_{cw} – kąt, przy którym uzwojenie odzyskuje stan nadprzewodzenia,
 δ_n – kąt, przy którym zanika n -ty impuls prądu,
 ε_n – kąt odpowiadający przerwie bezprądowej między n -tym a $n+1$ impulsem prądu,
 θ – kąt, przy którym pojawia się prąd jednokierunkowy,
 θ_c – kąt, przy którym następuje utrata stanu nadprzewodzenia uzwojenia,
 θ_k – kąt, przy którym pojawia się k -ty impuls prądu jednokierunkowego,
 θ_n – kąt, przy którym pojawia się n -ty impuls prądu jednokierunkowego,
 θ_1 – kąt, przy którym pojawia się pierwszy impuls prądu jednokierunkowego,
 θ_2 – kąt, przy którym pojawia się drugi impuls prądu jednokierunkowego,
 λ – kąt liczony od chwili pojawienia się impulsu prądu jednokierunkowego do chwili, w której impuls osiąga wartość maksymalną,
 λ_c – kąt liczony od chwili, w której uzwojenie wychodzi ze stanu nadprzewodzenia do chwili, w której impuls prądu osiąga wartość maksymalną,
 μ_0 – przenikalność magnetyczna próżni,
 ω – pulsacja,
 ρ – rezystywność,
 ρ_b – rezystywność warstwy bocznikującej nadprzewodnik,
 ρ_{Cu} – rezystywność miedzi,
 ρ_{s0} – rezystywność resztkowa nadprzewodnika,
 ρ_0 – rezystywność resztkowa warstwy bocznikującej nadprzewodnik,
 τ – kąt liczony od chwili włączenia transformatora do chwili pojawienia się impulsu prądu jednokierunkowego,
 τ_c – kąt liczony od chwili pojawienia się impulsu prądu do chwili, gdy prąd chwilowy osiąga wartość krytyczną dla nadprzewodnika,
 τ_m – kąt liczony od chwili włączenia transformatora do chwili, w której impuls prądu jednokierunkowego osiąga wartość maksymalną,

- τ_1 – kąt liczony od chwili włączenia transformatora do chwili pojawienia się pierwszego impulsu prądu,
- Φ – strumień magnetyczny,
- Φ_A – strumień w całym w przekroju uzwojenia,
- Φ_{Ak} – strumień w rdzeniu,
- Φ_{kM} – strumień rzeczywisty występujący w kolumnie,
- Φ_M – wartość maksymalna strumienia udarowego w stanie przejściowym,
- Φ_m – wartość maksymalna strumienia,
- Φ_n – strumień nasycenia,
- Φ_{pM} – strumień rzeczywisty wstępujący poza rdzeniem transformatora,
- Φ_r – strumień magnetyzmu szczątkowego,
- Φ_{r2} – strumień magnetyzmu szczątkowego w warunkach początkowych dla drugiego impulsu prądu jednokierunkowego,
- Φ_{r1} – strumień magnetyzmu szczątkowego w warunkach początkowych dla pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego,
- Φ_{rn} – strumień magnetyzmu szczątkowego w warunkach początkowych dla n -tego impulsu prądu jednokierunkowego,
- $\Delta\Phi$ – zmiana strumienia magnetycznego,
- φ – chwilowy strumień magnetyczny,
- φ_u – składowa ustalona strumienia,
- φ_z – składowa zaburzająca strumienia,
- φ_{z1} – składowa zaburzająca strumienia związana ze strumieniem jednokierunkowym,
- φ_{z2} – składowa zaburzająca strumienia związana ze strumieniem magnetyzmu szczątkowego,
- $\Delta\varphi$ – zmiana wartości chwilowej strumienia.

1. Wprowadzenie

Pierwsze próby z transformatorami nadprzewodnikowymi zaczęto prowadzić w latach sześćdziesiątych XX wieku. Konieczność schładzania nadprzewodników do temperatury 4,2 K powodowała problemy natury technicznej, a konstruowanie tego typu transformatorów było wysoce nieekonomiczne. Odkrycie w 1986 roku nadprzewodnictwa wysokotemperaturowego w pewnym stopniu ograniczyło problemy schładzania uzwojeń. Nadal jednak koszty produkcji przewodów nadprzewodnikowych były bardzo wysokie. Znaczny postęp w rozwoju transformatorów nadprzewodnikowych nastąpił dopiero po roku 2004, z chwilą opracowania technologii wytwarzania wysokotemperaturowych nadprzewodnikowych przewodów warstwowych. Obecnie transformatory są jedną z bardziej obiecujących aplikacji nadprzewodników. Najużyteczniejszą własnością uzwojeń nadprzewodnikowych w transformatorach jest zdolność przewodzenia prądów o dużej gęstości przy bardzo małych stratach energetycznych.

Prąd włączania transformatorów z uzwojeniami miedzianymi jest zjawiskiem stosunkowo dobrze rozpoznanym, zarówno na drodze analizy teoretycznej, jak i badań eksperymentalnych na rzeczywistych jednostkach. Mimo że mechanizm jego powstawania wyjaśniono i opisano w licznych publikacjach, nadal powoduje problemy natury technicznej i eksploatacyjnej.

Ze względu na dużą amplitudę impulsów jednokierunkowych, długi czas ich zaniku i dużą zawartość wyższych harmonicznych, prąd włączania transformatora zakłóca pracę aparatury i urządzeń przyłączonych do sieci zasilającej, w tym innych transformatorów. Wymusza błędne działanie zabezpieczeń włączanego transformatora. Siły elektrodynamiczne od prądu włączania mogą powodować uszkodzenia izolacji uzwojeń i ich konstrukcji mocującej oraz uszkodzenia przełączników uzwojeń. Prąd włączania powoduje przebiegi oraz zapady napięcia, o różnej wartości i różnym czasie trwania w poszczególnych fazach. Obawa przed nadmiernym natężeniem prądu włączania i zbyt długim czasem jego zaniku jest jednym z czynników ograniczających wartość dopuszczalnej indukcji w rdzeniach transformatorów.

W przypadku transformatorów nadprzewodnikowych, poza wymienionymi problemami, dochodzą utrudnienia związane z eksploatacją przewodów nadprzewodnikowych. Podstawowa trudność wiąże się z koniecznością utrzymania uzwojeń w stanie nadprzewodzenia. Utrata tego stanu może mieć miejsce, gdy natężenie prądu przewodzonego przez uzwojenie transformatora przekroczy wartość krytyczną dla nadprzewodnika lub uzwojenie nagrzej się do temperatury wyższej od krytycznej. Dojdzie do tego również, gdy pole magnetyczne, w jakim znajduje się uzwojenie, przekroczy wartość krytyczną dla nadprzewodnika. Konsekwencją utraty stanu nadprzewodzenia może być wzrost temperatury

uzwojeń transformatora do wartości, przy której nastąpi ich termiczne uszkodzenie.

Za tłumienie prądu włączania odpowiedzialna jest rezystancja uzwojenia pierwotnego transformatora. W stanie nadprzewodzenia uzwojenia transformatora nadprzewodnikowego rezystancja ta jest zerowa. Wzrasta ona gwałtownie, gdy uzwojenie przechodzi do stanu rezystywnego, co może mieć miejsce, gdy prąd włączania przekroczy wartość krytyczną dla nadprzewodnika. Podczas trwania fali tego prądu uzwojenie może wielokrotnie wychodzić ze stanu nadprzewodzenia i do niego powracać. Przekłada się to na inne wartości i czasy zaniku prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych, w porównaniu z transformatorami konwencjonalnymi.

Znany dla transformatorów konwencjonalnych opis matematyczny prądu włączania nie uwzględnia dynamicznych zmian rezystancji uzwojeń, co prowadzi do błędów obliczeń prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych.

Odmienny materiał uzwojeń obu typów transformatorów determinuje różnice ich wymiarów promieniowych i osiowych, a pośrednio rdzenia. Transformatory nadprzewodnikowe są około 30% mniejsze od konwencjonalnych. To również wpływa na odmienne parametry prądu włączania.

1.1. Cel i zakres pracy

Celem pracy jest analiza zjawiska prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych, zarówno od strony teoretycznej, jak i badań przeprowadzonych na rzeczywistych jednostkach oraz wyprowadzenie zależności matematycznych opisujących to zjawisko i zjawiska z nim powiązane.

Wprowadzeniem do problematyki jest omówienie zjawiska nadprzewodnictwa i konstrukcji nadprzewodnikowych przewodów nawojowych. W rozdziale drugim omówiono, czym jest nadprzewodnictwo oraz przybliżono właściwości fizyczne nadprzewodników. Trzeci rozdział jest poświęcony budowie przewodów nadprzewodnikowych. W rozdziale tym podano także schematy zastępcze nadprzewodnikowych taśm nawojowych.

Konstrukcję transformatorów nadprzewodnikowych przybliżono w rozdziale czwartym. Dokonano ich porównania z transformatorami konwencjonalnymi, pod względem konstrukcji jak i strat. Przedstawiono schemat zastępczy transformatora nadprzewodnikowego.

Piąty rozdział jest dedykowany zjawisku prądu włączania w transformatorze konwencjonalnym. Omówiono mechanizm powstawania prądu włączania oraz podano zależności matematyczne go opisujące. Wzory te pozwalają wykreślić kształt pierwszego i kolejnych następujących po nim impulsów prądu jednorunkowego, wyliczyć czas trwania impulsów oraz przerw bezprądowych. Podano zależności na wyliczanie wartości maksymalnej impulsów prądu, ich warto-

ści średniej i skutecznej oraz ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu transformatora podczas trwania prądu włączania.

Zależności matematyczne, podane w rozdziale piątym, słuszne są dla transformatora nadprzewodnikowego wyłącznie w warunkach ustalonych pracy uzwojeń, tj. gdy przez cały czas trwania prądu włączania uzwojenia są w stanie nadprzewodzenia lub rezystywnym. Wzory te nie uwzględniają stanów przejściowych uzwojeń, stąd nie opisują poprawnie prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych. Zagadnieniu temu poświęcony jest kolejny rozdział.

W szóstym rozdziale wyprowadzono zależności matematyczne opisujące zjawisko prądu jednokierunkowego, uwzględniające utratę stanu nadprzewodzenia i odzyskiwanie stanu nadprzewodzenia uzwojeń transformatora. Wyprowadzono wzory na wartość maksymalną, średnią i skuteczną impulsów prądu jednokierunkowego oraz na ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniach, w różnych stanach pracy.

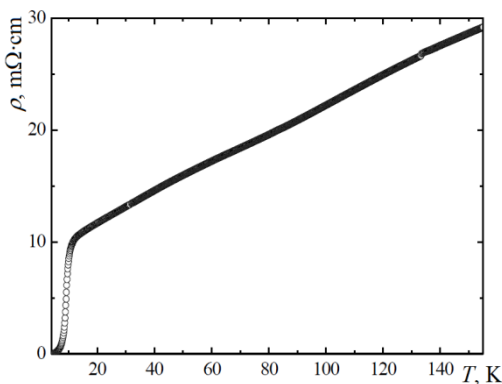
Weryfikacją zależności matematycznych, podanych w piątym i szóstym rozdziale, są badania na rzeczywistych transformatorach. Badania przeprowadzono na jednofazowych transformatorach nadprzewodnikowych o mocach 8,5 kVA i 13,8 kVA. Konstrukcję transformatorów, ich parametry techniczne i wyniki badań wraz z analizą zawarto w rozdziale siódmym.

Korzystając z wyprowadzonych zależności matematycznych, opracowano w języku Matlab program komputerowy do obliczania prądu włączania transformatorów. Wyniki uzyskanych symulacji prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych o mocach 8,5 kVA i 13,8 kVA podano w rozdziale ósmym. Dokonano porównania przebiegów prądu włączania uzyskanych z symulacji komputerowej z wynikami eksperymentalnymi, uzyskując dobrą zgodność. Dopełnieniem rozdziału jest analiza numeryczna prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowego i konwencjonalnego o mocy 630 kVA. Przeanalizowano różnice w przebiegu prądu włączania obu transformatorów, z uwzględnieniem wpływu parametrów linii zasilającej.

Podsumowanie pracy znajduje się w rozdziale dziesiątym. Zawiera on wnioski, wytyczne i uwagi dotyczące zjawiska prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych i metodyki jego obliczania.

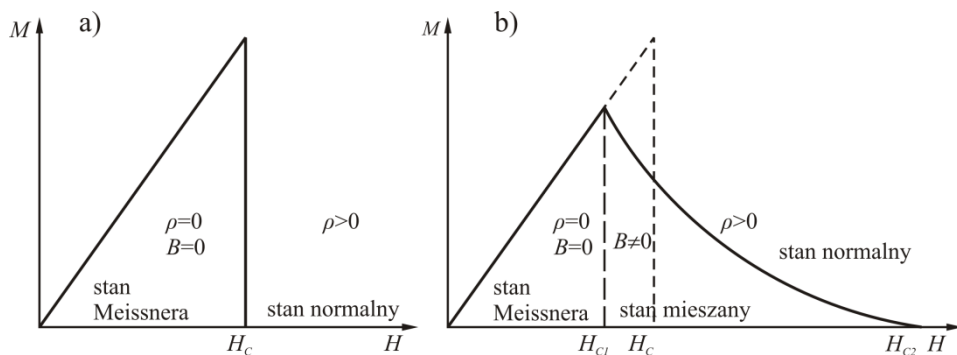
2. Podstawowe pojęcia nadprzewodnictwa

Podstawową cechą charakteryzującą nadprzewodniki jest spadek do zera ich rezystywności po schłodzeniu poniżej pewnej temperatury, zwanej temperaturą krytyczną T_c . Typowe dla nadprzewodników przejście ze stanu rezystywnego do nadprzewodzenia przebiega gwałtownie (rys. 2.1), w czasie ok. 10^{-12} sekundy [1][2][3].



Rys. 2.1. Charakterystyka przejścia materiału FeSe + 0,1% FeF₃ [1]

Drugim charakterystycznym dla nadprzewodników zjawiskiem jest efekt Meissnera-Ochsenfelda. Zewnętrzne pole magnetyczne, o natężeniu mniejszym od krytycznego H_c , nie wnika to wnętrza nadprzewodnika, gdy jest on w stanie nadprzewodzenia. W nadprzewodnikach I rodzaju po przekroczeniu wartości H_c nadprzewodnictwo zanika (rys. 2.2a) [4].



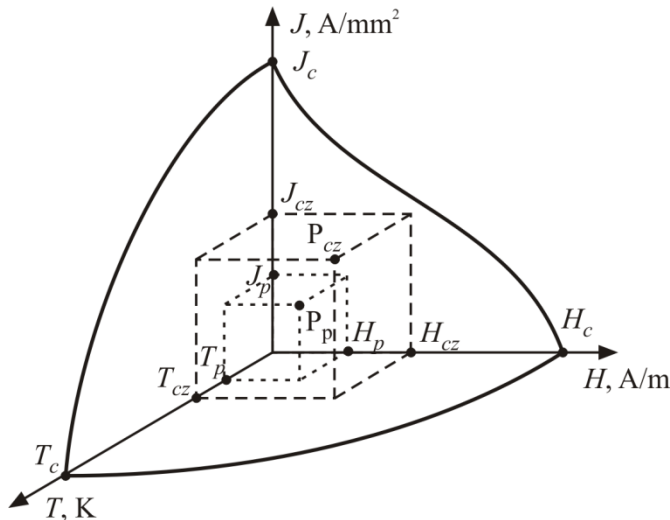
Rys. 2.2. Zmiany namagnesowania w funkcji zewnętrznego pola magnetycznego: a) nadprzewodnik I rodzaju, b) nadprzewodnik II rodzaju [4]

Nadprzewodniki II rodzaju posiadają dolne H_{c1} i górne H_{c2} krytyczne natężenie pola magnetycznego (rys. 2.2b) [4]. Po przekroczeniu przez zewnętrzne pole magnetyczne natężenia H_{c1} dochodzi do wnikania pola magnetycznego do wnętrza nadprzewodnika, po przekroczeniu wartości H_{c2} następuje zniszczenie stanu nadprzewodzenia.

Zanikanie nadprzewodnictwa powoduje także wystarczająco silne pole magnetyczne, będące zgodnie z równaniem Maxwella pochodną natężenia prądu elektrycznego przewodzonego przez nadprzewodnik. Istnieje zatem krytyczna gęstość prądu J_c , po przekroczeniu której nadprzewodnictwo zanika.

2.1. Parametry krytyczne nadprzewodnika

Gęstość prądu krytycznego J_c , temperatura krytyczna T_c i krytyczne natężenie pola magnetycznego H_c są wielkościami charakterystycznymi dla materiałów nadprzewodnikowych. Wartość tych wielkości zależy od rodzaju materiału (składu chemicznego i struktury), a także od czynników zewnętrznych (ciśnienia i pola magnetycznego). Parametry T_c , H_c , J_c , podawane w wartościach bezwzględnych, wyznaczają powierzchnię krytyczną nadprzewodnika (rys. 2.3) [4][5][6].



Rys. 2.3. Powierzchnia krytyczna nadprzewodnika [4][5][6]

Rzeczywiste parametry krytyczne nadprzewodnika T_{cz} , H_{cz} , J_{cz} (rys. 2.3) mają wartości niższe w stosunku do bezwzględnych parametrów krytycznych T_c , H_c , J_c . Różnice te determinuje miejsce lokacji punktu pracy nadprzewodnika P_{cz} na powierzchni krytycznej. Utrzymanie nadprzewodnictwa możliwe jest wyłącznie,

gdy temperatura T_p , natężenie pola magnetycznego H_p i gęstość prądu J_p mają wartości niższe od krytycznych rzeczywistych T_{cz} , H_{cz} , J_{cz} , tj. gdy punkt pracy P_p ulokowany jest pod powierzchnią krytyczną.

2.1.1. Krytyczne natężenie pola magnetycznego

Wartość krytycznego natężenia pola magnetycznego jest zawsze powiązana z temperaturą. W temperaturach bliskich zera bezwzględego związek ten jest stosunkowo słaby. Ze wzrostem temperatury obserwuje się coraz większy jej wpływ na wartość krytycznego natężenia pola magnetycznego, która to wartość maleje do zera w temperaturze krytycznej. Tę zależność opisuje równanie [7]:

$$H_c(T) = H_c(0) \left[1 - \left(\frac{T}{T_c} \right)^2 \right] \quad (2.1)$$

gdzie $H_c(0)$ jest krytycznym natężeniem pola magnetycznego w temperaturze zera bezwzględnego, T_c temperaturą krytyczną, zaś T temperaturą nadprzewodnika.

2.1.2. Prąd krytyczny nadprzewodnika

Przez prąd krytyczny I_c rozumie się natężenie prądu stałego przewodzonego przez nadprzewodnik, przy którym różnica potencjału elektrycznego mierzona na długości nadprzewodnika wynosi $U_c = 1 \mu\text{V/cm}$. Tę zależność opisuje równanie [8]:

$$U = U_c \left(\frac{I}{I_c} \right)^n \quad (2.2)$$

gdzie n określa stromość charakterystyki przejścia i przyjmuje zwykle wartości od 10 do 30.

Gdy zachodzi konieczność wyznaczenia natężenia prądu krytycznego, można posłużyć się zależnością [7][9]:

$$I_c(B, T) = h \cdot d \cdot \frac{A}{B + e} \cdot B_{irr}(T)^\beta \cdot \left(\frac{B + e}{B_{irr}(T)} \right)^p \cdot \left(1 - \frac{B + e}{B_{irr}(T)} \right)^q \quad (2.3)$$

gdzie:

$$B_{irr}(T) = B_{irr}(0) \cdot \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)^\alpha \quad (2.4)$$

Występujące w równaniach (2.3) i (2.4) parametry T i T_c odpowiadają temperaturze materiału nadprzewodnikowego i temperaturze krytycznej, B jest indukcją magnetyczną, h grubością nadprzewodnika, zaś d jego szerokością. Wartości pozostałych parametrów podano w tabeli 2.1, dla materiału YBCO [7].

Tabela 2.1. Parametry do obliczania prądu krytycznego YBCO [7]

Parametr	Wartość
A	$5,2254 \cdot 10^8 \text{ N}/(\text{m}^3 \cdot \text{T}^\beta)$
T_c	92 K
$B_{irr}(0)$	132,5 T
p	0,653
q	2,568
α	1,5
β	1,789
e	0,0168

Równanie (2.3) dobrze opisuje natężenie prądu krytycznego w zakresie temperatur od 4 K do 300 K i indukcji magnetycznych od 0,1 T do 20 T.

2.1.3. Temperatura krytyczna nadprzewodnika

Za temperaturę krytyczną T_c przyjmuje się taką, poniżej której rezystancja nadprzewodnika jest zerowa przy zerowym natężeniu pola magnetycznego i przy zerowym prądzie elektrycznym. Temperatura ta zależy od rodzaju (składu chemicznego i struktury) nadprzewodnika, a także od czynników zewnętrznych (ciśnienia i natężenia pola magnetycznego).

Ze względu na wartość temperatury krytycznej, wprowadzono podział na nadprzewodniki niskotemperaturowe (Low Temperature Superconductor, w skrócie LTS) oraz nadprzewodniki wysokotemperaturowe (High Temperature Superconductor, w skrócie HTS). Nadprzewodniki HTS mają temperatury krytyczne wyższe od 25 K, a więc powyżej granicy, którą teoria BCS określała jako temperaturową granicę nadprzewodnictwa.

3. Nadprzewodnikowe przewody nawojowe

Pierwsze przewody nadprzewodnikowe powstały prawie 60 lat temu i wykorzystywały w swej konstrukcji nadprzewodniki nisko temperaturowe. Od roku 1986 obserwuje się rozwój nadprzewodnikowych przewodów wysokotemperaturowych. Przewody HTS, ze względu na różnice w budowie i technologii wytwarzania, dzieli się na przewody pierwszej generacji (1G) i drugiej generacji (2G).

Najbardziej użyteczną własnością przewodów nadprzewodnikowych jest zdolność do przewodzenia prądów o dużych gęstościach. Miedziane przewody nawojowe mogą przewodzić prąd elektryczny o maksymalnej gęstości 500 A/cm^2 , natomiast w przewodach nadprzewodnikowych osiąga się gęstości prądu dochodzące do 2 MA/cm^2 [10]. W tabeli 3.1 porównano parametry elektryczne i mechaniczne przewodów HTS 2G i drutów nawojowych Cu.

Tabela 3.1. Parametry elektryczne i mechaniczne przewodu HTS 2G oraz drutu nawojowego Cu

Typ	Cu	HTS 2G
Gęstość prądu	$1\div4 \text{ A/mm}^2$ (300 K)	$70\div450 \text{ A/mm}^2$ (77 K)
Wytrzymałość na rozciąganie	$300\div450 \text{ MPa}$	$62\div600 \text{ MPa}$
Rezystywność	$2,1 \mu\Omega\text{cm}$ (350 K)	$60\div125 \mu\Omega\text{cm}$ (77 K)

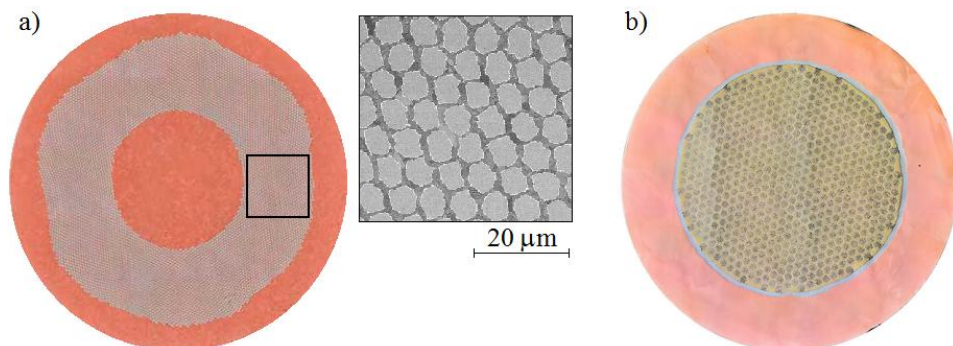
Przewody nadprzewodnikowe różnią się między sobą konstrukcją, zależnie od rodzaju wykorzystywanego nadprzewodnika, generacji i producenta. Wspólną ich cechą jest złożona budowa kompozytowa, gwarantująca odpowiednie właściwości mechaniczne i elektryczne oraz minimalizująca straty ciepłne.

3.1. Przewody nadprzewodnikowe niskotemperaturowe

Przewody LTS wytwarzane są jako wiązki skręconych ze sobą i transponowanych włókien nadprzewodnikowych o średnicach do kilku mikrometrów, umieszczonych w matrycy (rys. 3.1) [11]. Materiały z jakich wykonuje się matryce, to Cu, CuNi, CuSn i Al.

Nadprzewodnikami niskotemperaturowymi są: stop NbTi, związek międzymetaliczny Nb₃Sn i inne związki grupy A15. Szerokie zastosowanie mają związki: V₃Ga, Nb₃Al i Nb₃Ga. Przewody z nadprzewodnikami: NbTi, Nb₃Sn, V₃Ga, Nb₃Al i Nb₃Ga są podstawowym materiałem, z którego wykonuje się uzwojenia elektromagnesów MRI i NMR. Związek Nb₃Sn w temperaturze zera bezwzględnej ma wartość indukcji krytycznej 28 T. Wartość indukcji krytycz-

nej nadprzewodnika Nb_3Ga w temperaturze 4,2 K dochodzi do 30 T. Podstawowe parametry przewodów $\text{Nb47\%Ti}$ i Nb_3Sn zamieszczono w tabeli 3.2 [12].



Rys. 3.1. Przewód NbTi zawierający ponad 6000 włókien Nb47%Ti (CERN) (a) i przewód Nb_3Sn (ITER) (b) [11]

Tabela 3.2. Parametry przewodów Nb47%Ti i Nb_3Sn [12]

Typ	Nb47%Ti	Nb_3Sn
Temperatura krytyczna T_c przy 0 T	10 K	18,3 K
Maksymalna indukcja magnetyczna	11 T	25 T
Krytyczna gęstość prądu J_c	3300 A/mm ² (5 T)	12000 A/mm ² (5 T)
	400 A/mm ² (9,5 T)	3000 A/mm ² (12 T)
Maksymalna długość produkcyjna	270 km	40 km
Średnica przewodu	0,4÷2,0 mm	0,6÷1,5 mm
Stosunek Cu/Sc	1÷14	0,3÷1,5
Średnica włókna nadprzewodnika	2,5÷120 μm	2÷6 μm
Liczba włókien nadprzewodnika	1÷40 000	3000÷40 000

Przewody niskotemperaturowe do prawidłowego działania wymagają chłodzenia ciekłym helem do temperatury 4,2 K, co czyni je kosztownymi w eksploatacji i stwarza problemy natury technicznej. Nie mogą być one wykorzystywane w silnoprądowych urządzeniach prądu przemiennego, ze względu na duże straty indukowane w matrycy.

3.2. Przewody wysokotemperaturowe pierwszej generacji

Przewody HTS 1G wytwarzane są w postaci drutów lub profili [13][14]. Zawierają one wiele włókien nadprzewodnika otoczonych matrycą ze srebra lub jego stopów (rys. 3.2a) [15]. Materiałem nadprzewodzącym jest tlenek bizmu-

towo-strontowo-wapniowo-miedziowy (BSCCO), głównie w formie $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{CaCu}_2\text{O}_8$ (Bi-2212) lub $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_2\text{Cu}_3\text{O}_{10}$ (Bi-2223). Sumaryczne pole przekroju włókien nadprzewodnikowych nie przekracza 40% całkowitego przekroju przewodu.

a) Typ H



b) Typ HT



Rys. 3.2. Przewód BSCCO typu H (a) i typu HT (b) firmy Sumitomo Electric Industries, Ltd. [15]

Tabela 3.3. Parametry przewodów HTS 1G DI-BSCCO (Sumitomo Electric Industries, Ltd.) [15]

Typ	H	HT-SS	HT-CA	HT-NX	ACT	G
Szerokość	4,3 mm	4,5 mm	4,5 mm	4,5 mm	2,8 mm	4,3 mm
Grubość	0,23 mm	0,29 mm	0,34 mm	0,31 mm	0,32 mm	0,23 mm
Matryca	Ag	Ag	Ag	Ag	Ag	Ag-Au 5,4%
Warstwa stabilizatora	–	INOX 20 μm	stop Cu 50 μm	stop Ni 30 μm	stop Cu 50 μm	–
Długość produkcyjna	1500 m	500 m	500 m	500 m	–	–
Prąd krytyczny I_c (77 K, w polu własnym)	170 $\div 200$ A	170 $\div 200$ A	170 $\div 200$ A	170 $\div 200$ A	60 $\div 70$ A	170 $\div 200$ A
Krytyczne naprężenie przewodu	80 N	230 N	280 N	410 N	150 N	80 N
Wytrzymałość na rozciąganie (77 K)	130 MPa	270 MPa	250 MPa	400 MPa	270 MPa	130 MPa
Minimalna średnica gięcia	80 mm	60 mm	60 mm	40 mm	40 mm	80 mm

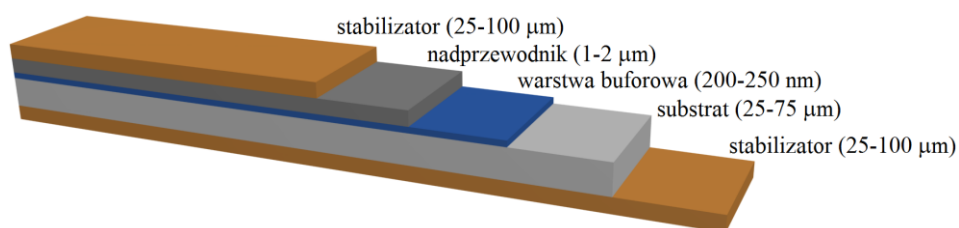
Ponieważ materiałem matrycy jest srebro, wytrzymałość mechaniczna na rozciąganie przewodów HTS 1G nie przekracza 265 MPa. Zwiększenie wytrzymałości osiąga się, laminując srebrną matrycę stałą nierdzewną (INOX) bądź stopami Cu lub Ni (rys. 3.2b) [15]. Rezystywność przewodów 1G, w temperaturze 77 K i w polu własnym, wynosi $0,128 \pm 0,56 \mu\Omega\text{cm}$. Gęstość prądu krytycznego płynącego w warstwie nadprzewodnika, obliczona dla przekroju poprzecznego całego przewodu, zwykle nie przekracza 150 A/mm^2 . Przewody 1G charakteryzują się dużymi stratami przemiennoprądowymi wynoszącymi $0,5 \pm 2 \text{ mW/Am}$.

Podstawowe parametry przewodów HTS 1G, produkcji firmy Sumitomo Electric Industries, Ltd., zamieszczono w tabeli 3.3 [15].

3.3. Przewody wysokotemperaturowe drugiej generacji

Przewody HTS 2G wytwarzane są w postaci taśm o budowie warstwowej (rys. 3.3) [16][17][18][19]. W temperaturze ciekłego azotu (77 K) wykazują one przewagę nad przewodami HTS 1G. Przewody HTS 2G mogą pracować z wyższymi natężeniami prądu krytycznego oraz w zewnętrznych polach magnetycznych o większym natężeniu. Mniejsza zawartość srebra w przewodach 2G przekłada się na ich niższą cenę.

Nadprzewodnikiem w przewodach 2G jest tlenek itrowo-barowo-miedziowy $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_7$ (YBCO) lub inne pierwiastki ziem rzadkich (gadolin, neodym, samar) w związku z tlenkiem barowo-miedziowym (ReBCO).



Rys. 3.3. Budowa przewodu HTS 2G

Pole przekroju nadprzewodnika na ogół nie przekracza 5% całkowitego przekroju przewodu. Na pozostałą objętość przewodu składają się: warstwa substratu, warstwa stabilizatora i warstwa buforowa. Warstwa buforowa pozwala właściwie zorientować anizotropię nadprzewodnika i separuje go chemicznie od substratu. W zależności od typu przewodu i producenta ma ona zróżnicowaną budowę, na którą składa się kilka warstw różnych związków chemicznych (tabela 3.4) [20][21].

Tabela 3.4. Wybrane rozwiązania warstwy buforowej [20][21]

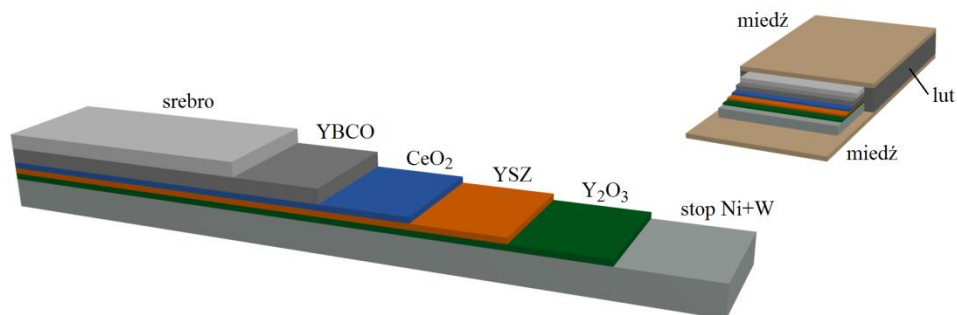
Warstwa	Roz. 1	Roz. 2	Roz. 3	Roz. 4	Roz. 5
1	CeO ₂	CeO ₂	LaMnO ₃	LaMnO ₃	CeO ₂
2	LaMnO ₃	LaMnO ₃	MgO	MgO	ZrO ₂ ·Y ₂ O ₃ (YSZ)
3	MgO	MgO	Y ₂ O ₃	Y	Y ₂ O ₃
4	LaMnO ₃	LaMnO ₃	Al ₂ O ₃	Al	–
5	Al ₂ O ₃	Y ₂ O ₃	–	–	–

Substrat nadaje taśmie odpowiednie parametry mechaniczne i wytrzymałościowe. Materiałem substratu jest Hastelloy, Inconel lub związki Ni (tabela 3.5) [22]. W charakterze stabilizatora najczęściej występuje warstwa srebra zapewniająca dobrą przewodność cieplną i odpowiednie parametry elektryczne.

Tabela 3.5. Materiały wykorzystywane w roli substratu [22]

Materiał	Wytrzymałość na rozciąganie
Ag	–
Cu	75 MPa
Ni	59 MPa
Ni-7%Cr	64 MPa
Ni-9%Cr	87 MPa
Ni-11%Cr	102 MPa
Ni-13%Cr	157 MPa
Ni-V	–
Ni-Fe	–
Ni-5%W	254 MPa
Ni-2%Fe-3%W	183 MPa
Inconel 601	337 MPa
Hastelloy	360 MPa

Budowę przewodów HTS 2G, oferowanych przez firmę American Superconductor, przedstawiono na rysunku 3.4 [19][23]. Przewody te laminowane są obustronnie utwardzoną miedzią lub stalą nierdzewną w celu zwiększenia wytrzymałości mechanicznej. Podstawowe parametry przewodów HTS 2G firmy American Superconductor zamieszczono w tabeli 3.6 [23].

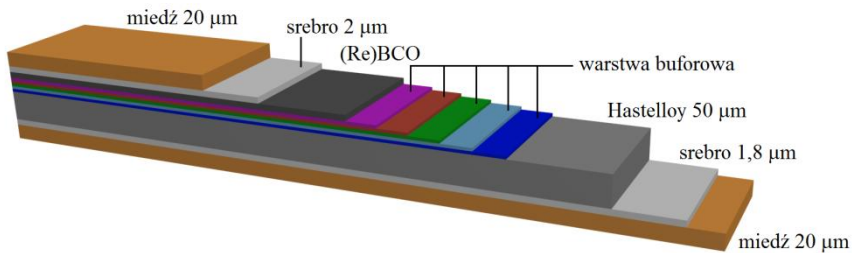


Rys. 3.4. Budowa przewodu HTS 2G firmy AMSC American Superconductor [19][23]

Tabela 3.6. Parametry wybranych przewodów 2G (AMSC American Superconductor) [23]

Typ	8501	8502	8602	8612
Szerokość	4,70÷4,95 mm	11,9÷12,3 mm	11,9÷12,3 mm	11,9÷12,3 mm
Grubość	0,17÷0,21 mm	0,18÷0,22 mm	0,22÷0,28 mm	0,30÷0,36 mm
Rodzaj stabilizatora	Cu	Cu	INOX	INOX
Minimalny prąd krytyczny I_c (77 K, w polu własnym)	80÷100 A	250÷300 A	200÷250 A	400÷500 A
Krytyczna gęstość prądu J_c (77 K, w polu własnym)	8700÷10900 A/mm ²	10300÷12360 A/mm ²	6600÷8200 A/mm ²	10100÷12700 A/mm ²
Wytrzymałość na rozciąganie (77 K)	150 MPa	150 MPa	200 MPa	200 MPa
Krytyczne odkształcenie przy rozciąganiu (77 K)	0,25%	0,3%	0,3%	0,3%
Minimalna średnica gięcia	30 mm	30 mm	70 mm	95 mm

Wytrzymałość przewodów firmy SuperPower Inc. determinowana jest materiałem substratu, wykonanego ze stopu Hastelloy C-275 (rys. 3.5) [24]. Firma ta oferuje również przewody dodatkowo obustronnie laminowane miedzią o polepszonych parametrach mechanicznych i cieplnych. Podstawowe parametry przewodów HTS 2G firmy SuperPower Inc. zamieszczono w tabeli 3.7 [24].



Rys. 3.5. Budowa przewodu HTS 2G firmy SuperPower Inc. [24]

Tabela 3.7. Parametry wybranych przewodów 2G (SuperPower Inc.) [24]

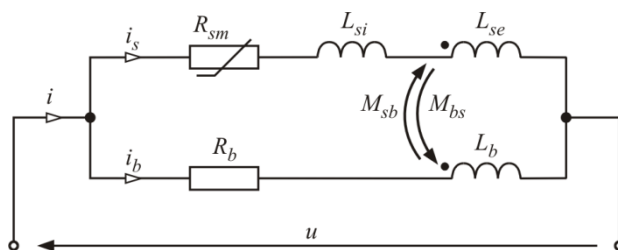
Typ	SF 4050	SCS 4050	SF 12050	SCS 12050
Szerokość	4 mm	4 mm	12 mm	12 mm
Grubość	0,055 mm	0,1 mm	0,055 mm	0,1 mm
Grubość stabilizatora Cu	–	0,04 mm	–	0,04 mm
Minimalny prąd krytyczny I_c (77 K, w polu własnym)	100 A	100 A	300 A	300 A
Krytyczna gęstość prądu J_c (77 K, w polu własnym)	–	210 A/mm ²	450 A/mm ²	220 A/mm ²
Wytrzymałość na rozciąganie (77 K)	350 MPa	550 MPa	350 MPa	550 MPa
Krytyczne odkształcenie przy rozciąganiu (77 K)	0,45%	0,45%	0,45%	0,45%
Minimalna średnica gięcia	11 mm	11 mm	11 mm	11 mm
Zastępcza rezystancja taśmy (77 K)	–	0,0108 Ω/m	0,105 Ω/m	0,00362 Ω/m
Rezystywność podłoża taśmy (77 K)	125 μΩcm	125 μΩcm	125 μΩcm	125 μΩcm

3.4. Model obwodowy przewodu nadprzewodnikowego

Złożona konstrukcja przewodów nadprzewodnikowych sprawia, że przedstawienie jej elektrycznym schematem zastępczym jest skomplikowane i wymaga wprowadzenia znacznych uproszczeń. Schemat zastępczy przewodu, w którym nadprzewodnik bocznikowany jest jedną warstwą rezystywną, przedstawiono na rysunku 3.6 [25][26].

Parametry warstwy nadprzewodnika reprezentowane są: nieliniową rezystancją nadprzewodnika R_{sm} , indukcyjnością reprezentującą straty histerezowe w nadprzewodniku L_{si} oraz indukcyjnością własną nadprzewodnika L_{se} . Warstwa

rezystywna opisana jest jej rezystancją R_b i indukcyjnością własną L_b . Parametry M_{sb} i M_{bs} są miarą sprzężenia magnetycznego między nadprzewodnikiem a warstwą rezystywną. M_{bs} określa stosunek strumienia magnetycznego wytworzonego w nadprzewodniku i przenikającego warstwę rezystywną do prądu płynącego w nadprzewodniku. Strumień ten przenika całą warstwę rezystywną, co daje silne sprzężenie między materiałami $M_{bs} \approx L_{se}$. M_{sb} określa stosunek strumienia magnetycznego wytworzonego w warstwie rezystywnej i przenikającego nadprzewodnik do prądu płynącego w warstwie rezystywnej. Gdy natężenie pola magnetycznego jest mniejsze od dolnej wartości krytycznej H_{c1} , strumień nie wnika do nadprzewodnika i $M_{sb}=0$. Jeśli natężenie pola magnetycznego przekracza dolną wartość krytyczną H_{c1} , parametr M_{sb} wzrasta ze zbliżaniem się natężenia pola do górnej wartości krytycznej H_{c2} .



Rys. 3.6. Schemat zastępczy dwumaterialowej taśmy nadprzewodnikowej [25][26]

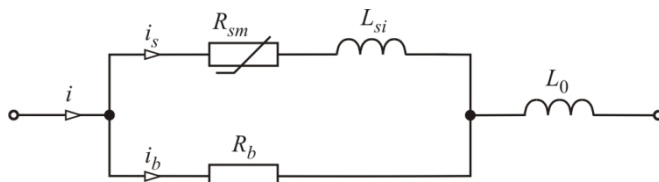
Obwód z rysunku 3.6 opisują równania:

$$u = R_{sm} i_s + (L_{si} + L_{se}) \frac{di_s}{dt} + M_{sb} \frac{di_b}{dt} \quad (3.1)$$

$$u = R_b i_b + L_b \frac{di_b}{dt} + M_{bs} \frac{di_s}{dt} \quad (3.2)$$

$$i = i_s + i_b \quad (3.3)$$

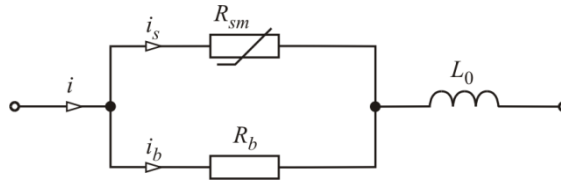
Zaprezentowany model obwodowy taśmy nadprzewodnikowej jest bardzo ogólny i może obejmować wiele zastosowań. Może być łatwo modyfikowany w celu uproszczenia lub dostosowania do szczególnych wymagań.



Rys. 3.7. Uproszczone schematy zastępcze taśmy nadprzewodnikowej [8]

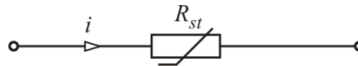
Jeśli pominąć sprzężenia magnetyczne między warstwami i ich indukcyjności własne, model przewodu sprowadza się do schematu przedstawionego na rysunku 3.7 [8], gdzie L_0 reprezentuje indukcyjność własną taśmy nadprzewodnikowej.

Jeśli dodatkowo pominąć straty histerezy w nadprzewodniku, schemat zastępczy przewodu upraszcza się do przedstawionego na rysunku (rys. 3.8) [8].



Rys. 3.8. Uprozczone schematy zastępcze taśmy nadprzewodnikowej [8]

Posługując się metodami technicznymi, możliwe jest najczęściej wyznaczenie wyłącznie rezystancji zastępczej przewodu nadprzewodnikowego R_{st} . W tej sytuacji schemat zastępczy upraszcza się do jednej rezystancji nieliniowej (rys. 3.9), będącej funkcją trzech wielkości: natężenia pola magnetycznego, natężenia prądu i temperatury nadprzewodnika.



Rys. 3.9. Jednoelementowy schemat zastępczy taśmy nadprzewodnikowej

3.5. Wyznaczanie rezystancji przewodu nadprzewodnikowego

Jeżeli model obwodowy przewodu nadprzewodnikowego przedstawić schematem z rysunku 3.8, wówczas rezystancję zastępczą przewodu (rys. 3.9) opisuje zależność [8]:

$$R_{st}(B, T, I) = \frac{1}{\frac{1}{R_{sm}(B_s, T_s, I_s)} + \frac{1}{R_{bn}(T_b)}} \quad (3.4)$$

gdzie R_{sm} jest rezystancją nadprzewodnika, zaś R_{bn} rezystancją zastępczą połączonych warstw rezystywnych wyrażaną zależnością [8]:

$$R_{bn}(T_b) = \frac{1}{d} \cdot \frac{1}{\sum \frac{h_b}{\rho(T_b)}} \quad (3.5)$$

gdzie d jest szerokością przewodu, h_b wysokością poszczególnych warstw rezystywnych, $\rho(T_b)$ rezystywnością warstwy.

Rezystancja nadprzewodnika może być opisana układem równań (3.6), z których każde reprezentuje parametry nadprzewodnika w pewnym zakresie natężenia prądu, temperatury i natężenia pola magnetycznego [8]:

$$R_{sm}(B, T, I) = \begin{cases} \frac{E_c}{I_c(B, T)} \cdot \left(\frac{I_s}{I_c(B, T)} \right)^{n-1} + R_{s0} & \text{dla } T < T_c \\ R_{sn}(T) & \text{dla } T > T_c \end{cases} \quad (3.6)$$

gdzie I_s jest natężeniem prądu w nadprzewodniku, R_{s0} rezystancją resztkową, E_c natężeniem pola elektrycznego przy przewodzeniu prądu o natężeniu krytycznym I_c , R_{sn} rezystancją nadprzewodnika w stanie normalnym. Zwykle przyjmuje się $R_{sn}=500 \text{ n}\Omega\cdot\text{m}$, zaś rezystancję resztkową:

$$R_{s0} = \rho_{s0} \frac{l_t}{S_s} \quad (3.7)$$

gdzie $\rho_{s0}=10^{-14} \text{ }\Omega\cdot\text{m}$, l_t jest długością nadprzewodnika, S_s polem przekroju poprzecznego nadprzewodnika.

Rezystywność metalicznych warstw bocznikujących nadprzewodnik wzrasta wraz z temperaturą. Zmienność rezystywności miedzi w przedziale temperatur od 4 K do 300 K dobrze opisuje formuła [27]:

$$\rho_{Cu}(T) = \begin{cases} \rho_0 + a \cdot T^2 + b \cdot T^n & \text{dla } T \leq 12 \text{ K} \\ \rho_0 + \rho_{ss} \cdot T^5 \cdot \frac{J\left(\frac{\Theta}{T}\right)}{124,14} & \text{dla } T > 12 \text{ K} \end{cases} \quad (3.8)$$

gdzie:

$$J\left(\frac{\Theta}{T}\right) = \int_0^{\frac{\Theta}{T}} \frac{x^n}{(e^x - 1) \cdot (1 - e^{-x})} dx \quad (3.9)$$

Występujące w równaniach (3.8) i (3.9) parametry wynoszą: $\rho_0=7,6 \cdot 10^{-12} \text{ }\Omega\cdot\text{m}$, $\rho_{ss}=2,38 \cdot 10^{-18} \text{ }\Omega\cdot\text{m}$, $a=3 \cdot 10^{-15} \text{ }\Omega\cdot\text{m/K}^2$, $b=5,4 \cdot 10^{-18} \text{ }\Omega\cdot\text{m/K}^n$, $n=4,61$, $\Theta=337 \text{ K}$.

Zmienność rezystywności srebra w zakresie temperatur od 4 K do 300 K może być opisana formułą [28]:

$$\rho_{Ag}(T) = \frac{C}{M \cdot \Theta} \cdot \left(\frac{T}{\Theta}\right)^5 \cdot \int_0^{\frac{\Theta}{T}} \frac{x^5 \cdot e^x}{(e^x - 1)^2} dx \quad (3.10)$$

gdzie: $C=0,0011650123$, $M=107,868$, $\Theta=220,9$ K.

Z kolei, zależność opisująca rezystywność stopu Hastelloy ma postać [29][30]:

$$\rho_{Hs}(T) = a \cdot T + b \quad (3.11)$$

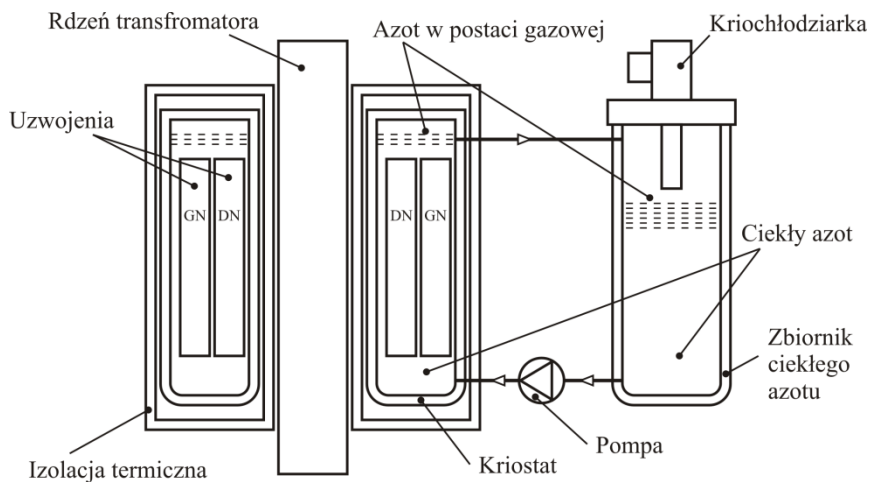
gdzie $a=0,1469 \cdot 10^{-9} \Omega \cdot \text{m/K}$, $b=1,229 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot \text{m}$ dla $T \leq 12$ K, zaś $a=0,2667 \cdot 10^{-9} \Omega \cdot \text{m/K}$, $b=1,234 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot \text{m}$ dla $T > 12$ K.

4. Transformator nadprzewodnikowy

W budowie transformatorów konwencjonalnych i nadprzewodnikowych jest wiele podobieństw. Zasadniczą różnicą jest materiał, z jakiego wykonuje się ich uzwojenia.

Pierwsze konstrukcje transformatorów HTS miały uzwojenia wykonane z nadprzewodników BSCCO (Bi-2212 lub Bi-2223). Obecnie najczęściej wykorzystywane są nadprzewodniki ReBCO ze względu na: większe gęstości prądu, mniejszą rezystywność i większe natężenia pola magnetycznego, z jakimi mogą pracować [31][32].

Chłodzenie uzwojeń nadprzewodnikowych realizuje się w kriostatach, w których wytwarzana i utrzymywana jest wymagana temperatura pracy. Jako czynnik chłodzący uzwojenia najczęściej stosowany jest ciekły azot. Układ chłodzenia uzwojeń transformatora HTS pokazano na rysunku 4.1 [33][34].



Rys. 4.1. Układ chłodzenia transformatora HTS [33][34]

Kriostaty wykonywane są z materiału niemagnetycznego i nieprzewodzącego prądu elektrycznego, najczęściej z kompozytów szklanych. W transformatorach HTS dąży się do ograniczenia wymiany ciepła między czynnikiem chłodzącym a otoczeniem poprzez stosowanie izolacji cieplnej kriostatu, stałej lub próżniowej.

Straty ciepłe w uzwojeniach, w przepustach prądowych i kriostacie kompensowane są za pomocą kriołodziarki. Straty w żelazie rdzenia tylko nieznacznie ulegają zmniejszeniu po jego schłodzeniu, dlatego najczęściej pracuje on w temperaturze otoczenia.

4.1. Porównanie transformatora nadprzewodnikowego i konwencjonalnego

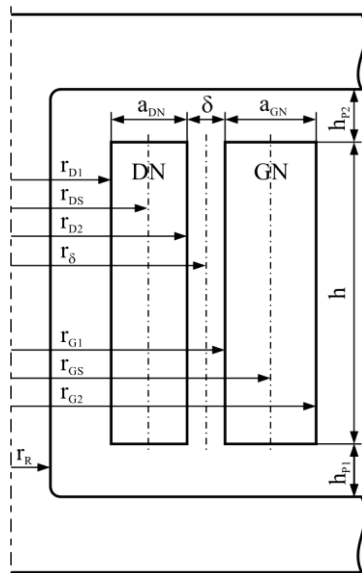
Najbardziej użyteczną właściwością nadprzewodników, z punktu widzenia zastosowań, jest zdolność do przewodzenia dużych prądów przy bardzo małych stratach energetycznych. Małe przekroje przewodów nadprzewodnikowych i duże gęstości prądów, jakie mogą być przez nie przewodzone, pozwalają budować uzwojenia o małych wymiarach promieniowych i osiowych. Przekłada się to na mniejsze wymiary rdzenia transformatora HTS i mniejszą jego wagę, w porównaniu do rdzenia transformatora konwencjonalnego tej samej mocy. Możliwa jest redukcja wymiarów zewnętrznych transformatora HTS o 30÷40% w stosunku transformatora konwencjonalnego.

Porównano dwa transformatory trójfazowe konwencjonalne i nadprzewodnikowe o mocach 63 MVA i 100 MVA.

W tabeli 4.1 zestawiono wymiary uzwojeń (rys. 4.2) transformatora HTS (TrHTS) o mocy 100 MVA, napięciach 66 kV/22 kV i częstotliwości 50 Hz, impedancji procentowej zwarcia równej 7,5% z transformatorem konwencjonalnym (TrCu) o tych samych parametrach [35].

Tabela 4.1. Porównanie wymiarów uzwojeń transformatorów o mocy 100 MVA [35]

Wymiar, mm	TrCu	TrHTS
r_{D1}	405	460
r_{D2}	460	475
r_{DS}	433	468
r_{G1}	500	515
r_{G2}	575	540
r_{GS}	538	528
r_{δ}	480	495
r_R	374	374
a_{DN}	55	15
a_{GN}	75	25
δ	40	40
h	2450	1600
h_{p1}	75	175
h_{p2}	75	175



Rys. 4.2. Podstawowe wymiary transformatora [35]

Parametry znamionowe i konstrukcyjne obu transformatorów podano w tabeli 4.2 [35]. Miedziane uzwojenia transformatora konwencjonalnego zaprojektowano na gęstość prądu 3 A/mm^2 , uzwojenia transformatora HTS wykonano z przewodnika Bi-2223/Ag na gęstość prądu 40 A/mm^2 . Transformator HTS jest o ok. 15% mniejszy od transformatora konwencjonalnego i ma o ok. 15% mniejszą wagę. Straty całkowite transformatora konwencjonalnego wynoszą 380 kW, a jego sprawność 99,62%. W przypadku transformatora HTS straty wynoszą 90 kW, a sprawność 99,91%.

Tabela 4.2. Porównanie parametrów transformatorów o mocy 100 MVA [35]

Parametr	TrCu	TrHTS
Moc	100 MVA	100 MVA
Napięcie górne/dolne	66 kV/22 kV	66 kV/22 kV
Prąd górny/dolny	505 A/1515 A	505 A/1515 A
Częstotliwość	50 Hz	50 Hz
Impedancja procentowa zwarcia	7,5%	7,5%
Napięcie zwojowe	135 V	135 V
Indukcja w rdzeniu	1,73 T	1,73 T
Materiał uzwojenia	miedź	taśma Bi-2223/Ag
Gęstość prądu	3 A/mm^2	40 A/mm^2
Liczba zwojów górne/dolne	489/163	489/163
Długość przewodów nawojowych górne/dolne	1653 m/443 m	34021 m/30150 m
Chłodzenie uzwojeń	olej izolacyjny	ciekły azot
Chłodzenie rdzenia	olej izolacyjny	–
Wymiary okna	2600 mm × 550 mm	1950 mm × 620 mm
Waga rdzenia	37,0 t	32,5 t
Straty	380 kW	90 kW
Sprawność	99,62%	99,91%

W tabeli 4.3 podano dane znamionowe transformatorów konwencjonalnego i nadprzewodnikowego o mocy 63 MVA, napięciach 21 kV/9,09 kV i częstotliwości 50 Hz [36]. Parametry konstrukcyjne transformatora HTS podano w tabeli 4.4 [36].

Tabela 4.3. Porównanie transformatorów o mocy 63 MVA [36]

Parametr	TrCu	TrHTS
Moc	63 MVA	63 MVA
Napięcie górne/dolne	21 kV/9,09 kV	21 kV/9,09 kV
Prąd górny/dolny	1000 A/2309 A	1000 A/2309 A
Częstotliwość	50 Hz	50 Hz
Grupa połączeń	Dyn5	Dyn5
Napięcie zwojowe	100,9 V	85 V
Impedancja procentowa zwarcia	11,5%	2,6%
Straty całkowite	24 kW	12,3 kW
Rezystancja uzwojenia górne/dolne	39,2 mΩ/5,6 mΩ	–
Liczba zwojów górne/dolne	216/90	247/107
Wymiary	3,52 m × 1,35 m × 2,94 m	0,74 m × 2,21 m × 3,89 m

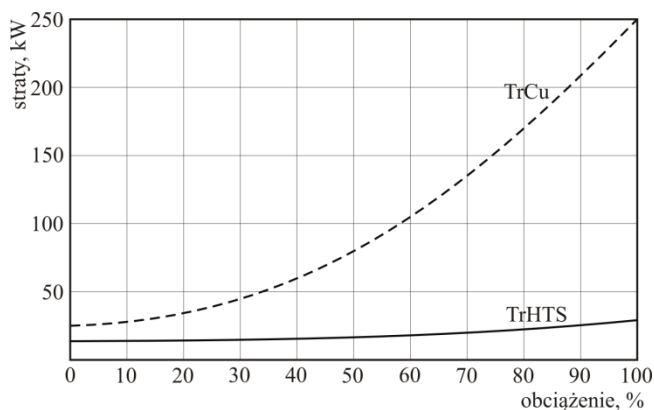
Tabela 4.4. Parametry konstrukcyjne transformatora HTS o mocy 63 MVA [36]

Parametr	Wartość
Długość taśmy nadprzewodnikowej górne/dolne	27 km/23 km
Wysokość uzwojenia	2,72 m
Szerokość uzwojenia	0,251 m
Materiał uzwojenia	YBCO
Szerokość taśmy	4,0 mm
Prąd krytyczny pojedynczej taśmy nadprzewodnikowej	100 A przy 77 K i 0 T
Liczba taśm równoległych w uzwojeniu górne/dolne	50/115
Materiał rdzenia	H 085-23; 0,85 W/kg; 1,7 T; 50 Hz
Wymiary okna ($W \times H$)	0,251 m/2,797 m
Średnica kolumny	0,546 m
Waga rdzenia	14,47 t

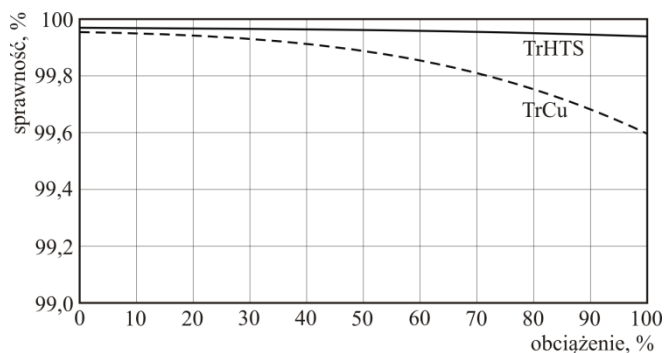
Transformatory o mocy 63 MVA pracowały w ciągu roku przez 8760 h, w tym 5000 h z obciążeniem 75% i 3760 h z obciążeniem 0,5%. Dla transformatora konwencjonalnego roczne straty energii elektrycznej wynoszą 839,7 MWh, zaś dla transformatora HTS 160,3 MWh [36]. Po zastąpieniu konwencjonalnego

transformatora transformatorem HTS oszczędza się 679,4 MWh energii rocznie. Jest to zmniejszenie strat o 80%.

W stanie jałowym pracy transformatora HTS straty całkowite wynoszą 50%, zaś w stanie pełnego obciążenia 10% strat transformatora konwencjonalnego (rys. 4.3) [36]. Ze sprawnością 99,9%, w stanie pełnego obciążenia, transformator HTS przewyższa sprawnością transformator konwencjonalny o 0,3% (rys. 4.4) [36].



Rys. 4.3. Straty w transformatorze HTS i konwencjonalnym [36]

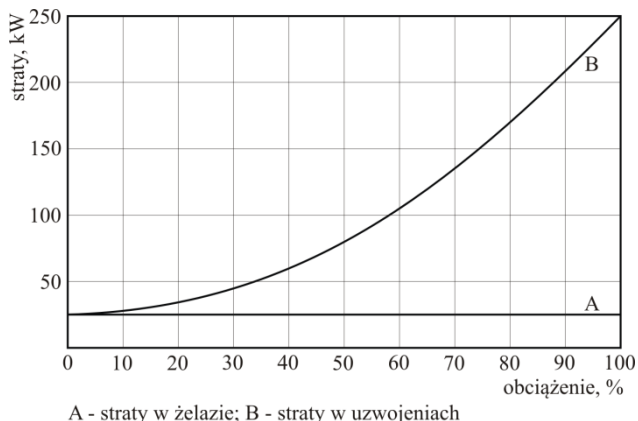


Rys. 4.4. Sprawność transformatora HTS i konwencjonalnego [36]

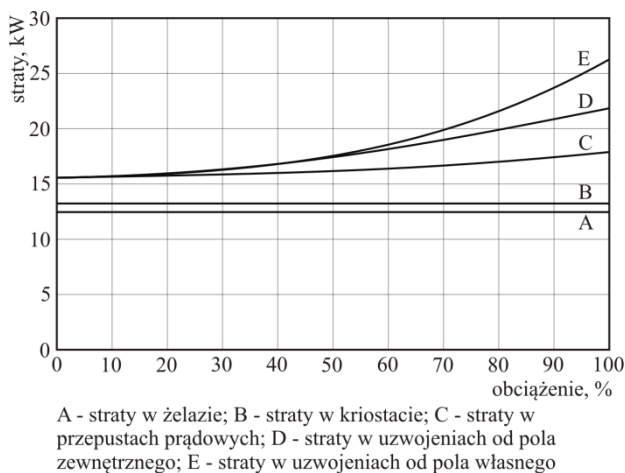
W transformatorze konwencjonalnym na straty całkowite składają się straty w żelazie i w uzwojeniach (rys. 4.5) [36]. Przy maksymalnym obciążeniu transformatora, 90% strat przypada na straty rezystancyjne w uzwojeniach, a 10% na straty w rdzeniu.

W stanie jałowym pracy transformatora HTS 80% strat przypada na straty w rdzeniu, 16% to straty w kriostacie i 4% w przepustach prądowych (rys. 4.6) [36]. W stanie pełnego obciążenia transformatora HTS 47% to straty w rdzeniu,

32% straty prądu przemiennego w nadprzewodniku, 18% w przepustach prądowych i 3% w kriostacie.



Rys. 4.5. Straty w transformatorze konwencjonalnym [36]



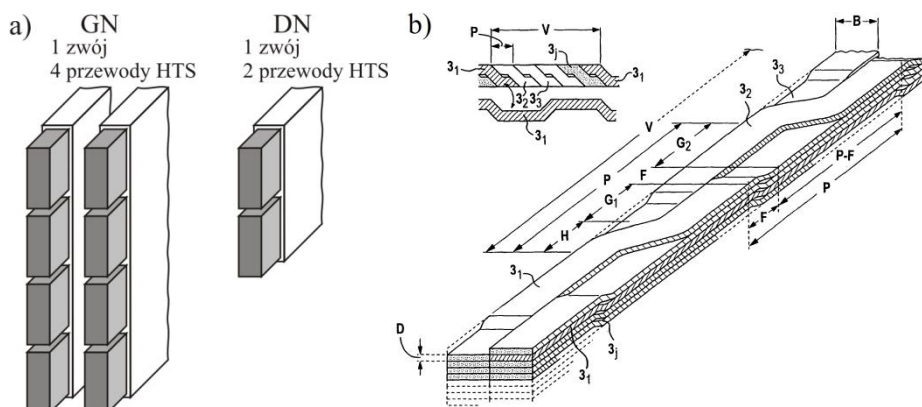
Rys. 4.6. Straty w transformatorze HTS [36]

4.2. Budowa uzwojeń nadprzewodnikowych transformatora

Podawana przez producentów wartość prądu krytycznego przewodu nadprzewodnikowego wyznaczana jest dla prądu stałego. Z tego względu wartość maksymalna prądu przemiennego w uzwojeniu transformatora HTS nie powinna przekraczać wartości prądu krytycznego, zatem dopuszczalna wartość skuteczna prądu przemiennego jest pierwiastek z dwóch razy mniejsza od prądu krytycznego.

Łącząc w jeden przewód nawojowy liczbę n równoległe ze sobą połączonych przewodów HTS (rys. 4.7a), uzyskuje się n -krotne zwiększenie wartości krytycznej prądu uzwojenia [36]. Tym samym, osiąga się n -krotne większe wartości znamionowe prądów transformatora.

W uzwojeniach transformatora HTS, wykonanych takim przewodem nawojowym, poszczególne przewody HTS mają różne rozmieszczenie przestrzenne względem rdzenia transformatora. Występują więc różnice w ich długości i stopniu sprzęgania się z nimi strumienia głównego oraz strumienia rozproszenia transformatora. W efekcie tych różnic występują w uzwojeniu prądy wyrównawcze. Powodują one niejednakowy rozkład gęstości prądu w poszczególnych przewodach HTS, zmniejszając obciążalność prądową uzwojenia i moc transformatora.



Rys. 4.7. Sposób wykonania uzwojeń: a) uzwojenia nawinięte przewodami równoległymi [36], b) uzwojenia z przeplotem Roebela [39]

Prądy wyrównawcze można znacznie ograniczyć, wykonując przeplot Roebela przewodów HTS [37][38] połączonych równoległe w obrębie jednego przewodu nawojowego. Przeplot Roebela polega na ciągłej transpozycji przewodów HTS wzdłuż wysokości i szerokości przewodu nawojowego (rys. 4.7b) [39].

4.3. Straty mocy w uzwojeniach transformatora nadprzewodnikowego

W warunkach pracy znamionowej transformatora HTS, ze względu na zerowe rezystancje przewodów HTS, obciążeniowe straty podstawowe są wyeliminowane. Istnieją natomiast straty przemiennoprądowe powodowane oddziały-

waniem zmiennego pola magnetycznego na rezystywne warstwy przewodów HTS.

Ze względu na źródło pola magnetycznego wyróżnia się straty od pola własnego oraz straty wiropądowe i histerezy od pola zewnętrznego [40].

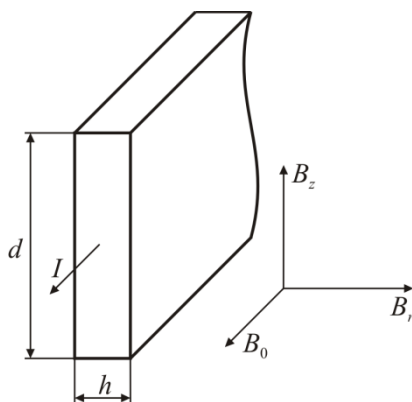
Źródłem strat od pola własnego jest prąd przewodzony przez uzwojenia nadprzewodnikowe. Straty te na jednostkę długości przewodu HTS wyznaczone są z równania Norrisa [36][41][42][43]:

$$P_p = \frac{\mu_0 \cdot f \cdot I_c}{\pi} \left(\left(1 - \frac{I_s}{I_c} \right) \cdot \ln \left(1 - \frac{I_s}{I_c} \right) + \left(1 + \frac{I_s}{I_c} \right) \cdot \left(1 + \frac{I_s}{I_c} \right) - \left(\frac{I_s}{I_c} \right)^2 \right) \quad (4.1)$$

gdzie: I_s – prąd przewodzony, μ_0 – przenikalność magnetyczna próżni, f – częstotliwość, I_c – prąd krytyczny.

Źródłem strat histerezy i wiropądowych jest strumień rozproszenia uzwojeń transformatora HTS.

Ze względu na silną anizotropię nadprzewodnika składowa zewnętrznego pola magnetycznego prostopadła do przewodu nadprzewodnikowego B_r (rys. 4.8) powoduje większe straty niż składowa równoległa B_z .



Rys. 4.8. Orientacja wektorów pola magnetycznego względem przewodu nadprzewodnikowego

Straty histerezy od składowej prostopadłej wyznacza się ze wzoru [44]:

$$P_r = \frac{K f \pi d^2}{\mu_0} B_r B_c \left(\frac{2 B_c}{B_r} \ln \left(\cosh \left(\frac{B_r}{B_c} \right) \right) - \tanh \left(\frac{B_r}{B_c} \right) \right) \quad (4.2)$$

gdzie: B_r – składowa prostopadła indukcji pola magnetycznego, B_c – krytyczna indukcja, przy której następuje penetracja nadprzewodnika, f – częstotliwość,

μ_0 – przenikalność magnetyczna próżni, K – współczynnik geometryczny kształtu przewodu, d – szerokość przewodu nadprzewodnikowego.

Straty histerezy od składowej równoległej zewnętrznego pola magnetycznego wyznacza się ze wzoru [45]:

$$P_z = \begin{cases} \frac{2 f S_t C B_z^3}{3 \mu_0 B_p}, & B_z \leq B_p \\ \frac{2 f S_t C B_p}{3 \mu_0} (3 B_z - 2 B_p), & B_z > B_p \end{cases} \quad (4.3)$$

gdzie: B_z – składowa równoległa indukcji pola magnetycznego, B_p – indukcja, przy której następuje pełna penetracja nadprzewodnika, f – częstotliwość, μ_0 – przenikalność magnetyczna próżni, S_t – pole przekroju taśmy, C – stosunek pola przekroju warstwy nadprzewodnika do pola przekroju taśmy, J_c – gęstość krytyczna prądu.

Straty wiropądowe, powstające w całej objętości warstw rezystywnych przewodu HTS w wyniku przepływu prądów wirowych indukowanych przez zewnętrzne pole magnetyczne, wylicza się z zależności [46]:

$$P_w = \frac{h_b}{\rho_b} \left(\frac{f}{100} \right)^2 B^2 \quad (4.4)$$

gdzie: B – indukcja zewnętrznego pola magnetycznego, f – częstotliwość, h_b – grubość warstwy rezystywnej, ρ_b – rezystywność warstwy rezystywnej.

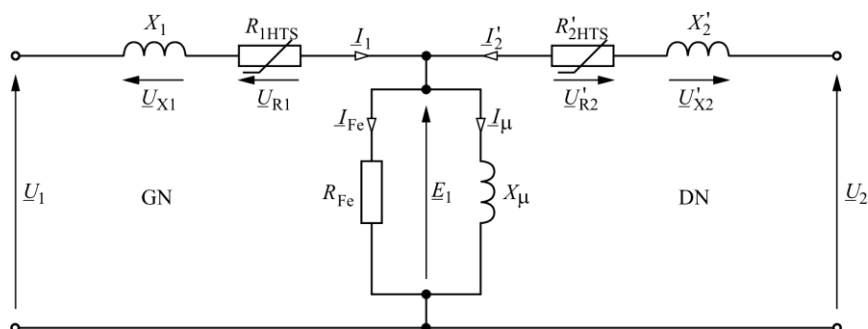
W przewodach HTS część prądu przewodzona jest warstwami rezystywnymi, bocznikującymi nadprzewodnik. Straty Joule’a od tego prądu wyznacza się z zależności:

$$P_a = \frac{\rho_b}{h_b d} I_b^2 \quad (4.5)$$

gdzie: h_b – grubość warstwy rezystywnej, d – szerokość przewodu nadprzewodnikowego, ρ_b – rezystywność warstwy rezystywnej, I_b – prąd przewodzony w warstwie rezystywnej.

4.4. Schemat zastępczy transformatora nadprzewodnikowego

Schemat zastępczy transformatora nadprzewodnikowego nie odbiega w istotny sposób od schematu transformatora konwencjonalnego (rys. 4.9).



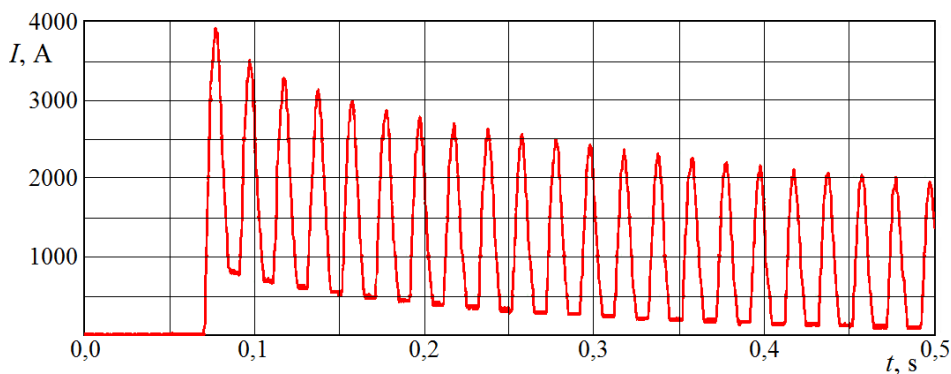
Rys. 4.9. Schemat zastępczy transformatora nadprzewodnikowego

Rezystancje R_{1HTS} i R_{2HTS} , reprezentujące straty mocy w uzwojeniach transformatora HTS, mają charakter nieliniowy w funkcji zmian natężenia prądu, natężenia pola magnetycznego i temperatury. Nieliniowość tych rezystancji determinowana jest właściwościami nadprzewodnikowych przewodów nawojowych, z jakich wykonano uzwojenia. W stanie nadprzewodzenia uzwojeń rezystancje R_{1HTS} i R_{2HTS} równe są zero. Rosną gwałtownie po przekroczeniu parametrów krytycznych nadprzewodnika, gdy uzwojenia przechodzą do stanu rezystywnego.

5. Prąd włączania transformatora

Przez uzwojenia transformatora może być przewodzony prąd o dużej wartości, nie tylko przy zwarcu lub przeciążeniu, lecz w pewnych okolicznościach, również po włączeniu transformatora do sieci.

Każdej nagłej zmianie napięcia na zaciskach transformatora towarzyszy stan nieustalony. Taki stan występuje po włączeniu transformatora, jak również po zapadach napięcia i po przerwach w zasilaniu. Skutkiem wystąpienia stanu nieustalonego jest prąd włączania o wartości wielokrotnie przekraczającej prąd znamionowy transformatora (rys. 5.1) [47]. Doświadczalnie stwierdzono, że prąd udarowy, przy włączaniu nieobciążonego transformatora, może osiągać wartość 20÷40 razy większą od wartości prądu znamionowego [47][48]. Czas zaniku fali prądu włączania zawiera się w granicach od kilku okresów napięcia zasilającego dla transformatorów małej mocy do kilkunastu tysięcy okresów dla dużych jednostek.



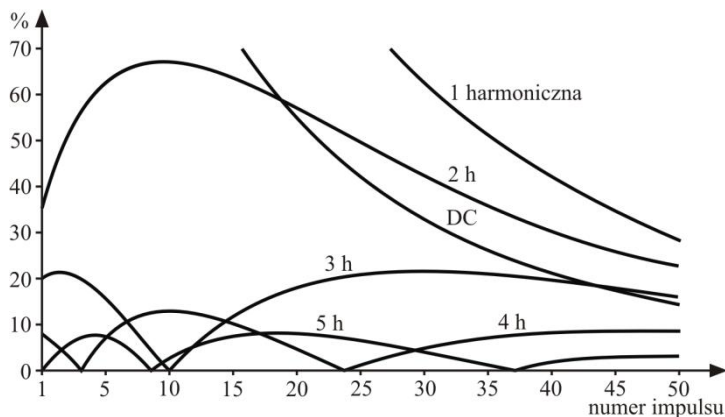
Rys. 5.1. Prąd włączania w jednej fazie transformatora o mocy 155 MVA [47]

Prąd włączania, ze względu na dużą amplitudę impulsów i długi czas zaniku, pogarsza jakość energii dostarczanej odbiorcom systemu i zakłóca pracę urządzeń przyłączonych do sieci [49], wpływa na pracę transformatora włączanego, jak i transformatorów już pracujących.

Obserwacje transformatorów często załączanych bez obciążenia wykazują, że prąd włączania może powodować uszkodzenia izolacji uzwojeń i ich konstrukcji mocującej oraz uszkodzenia przełączników uzwojeń [48][50]. Ze względu na duże wartości, długi czas trwania prądu włączania i towarzyszące mu nasycenie rdzenia transformatora [51][52], prąd włączania może wymuszać zadziałanie aparatury zabezpieczającej transformator [53].

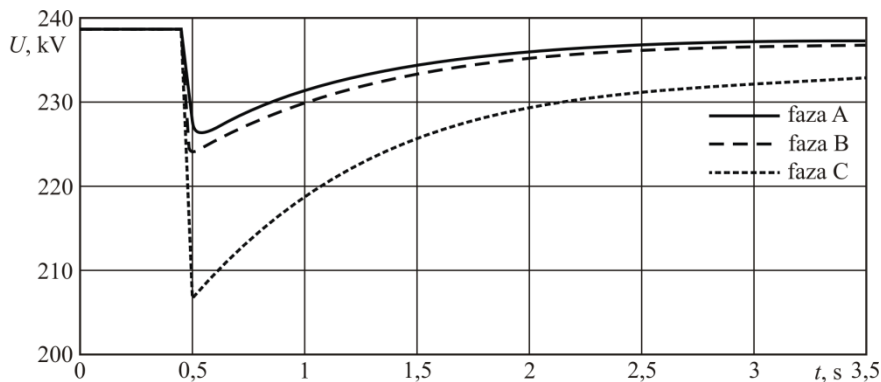
Prąd włączania zawiera wiele wyższych harmonicznych, a każda z nich wykazuje dużą zmienność udziału w czasie jego trwania (rys. 5.2) [54]. Jeżeli któ-

raś z harmonicznymi pokrywa się z częstotliwością rezonansową obwodu zasilania transformatora, dochodzi do długotrwałych przebiegów [55][56][57][58][59].



Rys. 5.2. Wyższe harmoniczne prądu włączania [54]

Prąd włączania powoduje zapady napięcia w sieci zasilającej (rys. 5.3) [60]. Zapady te mają różną wartość w poszczególnych fazach i różnią się długością trwania [61].



Rys. 5.3. Zapad napięcia przy włączaniu transformatora 750/220/63 kV [60]

5.1. Metody ograniczania wartości i czasu trwania prądu włączania

Najprostszą metodą ograniczania wartości i czasu trwania prądu włączania jest załączanie transformatora przez rezystancję szeregową. Powoduje to tłumienie jednokierunkowej składowej strumienia w rdzeniu transformatora i przez to zmniejszenie wartości prądu udarowego.

Znaczny wpływ na amplitudę prądu włączania ma wartość magnetyzmu szczątkowego w chwili włączenia transformatora. Po wyłączeniu transformatora, podłączenie do jego zacisków baterii kondensatorów powoduje oscylacyjne rozładowanie energii magnetycznej zawartej w rdzeniu oraz zmniejszenie wartości magnetyzmu szczątkowego.

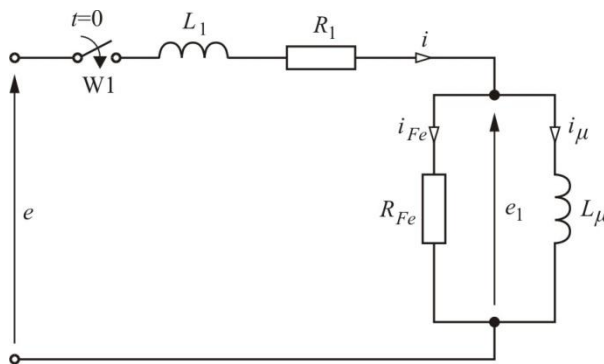
Jeszcze inną metodą ograniczania prądu włączania jest kontrolowanie wartości chwilowej napięcia sieci zasilającej i włączenie transformatora w najbardziej korzystnym momencie [50].

Podane metody ograniczania prądu włączania są kłopotliwe w użyciu i rzadko stosowane.

5.2. Prąd włączania transformatora jednofazowego

Wstępnie zostanie wyjaśniony mechanizm powstawania prądu włączania transformatora konwencjonalnego. Zrozumienie zjawiska w transformatorach tego typu jest kluczowe dla wyjaśnienia mechanizmów i zjawisk, jakie zachodzą w transformatorach nadprzewodnikowych.

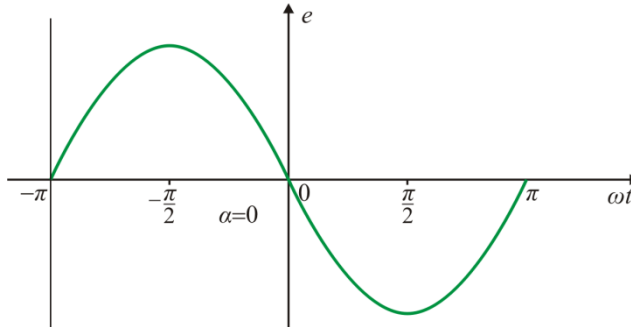
Zostanie rozpatrzone przyłączenie nieobciążonego transformatora jednofazowego do źródła o napięciu sinusoidalnym. Pomija się impedancję sieci zasilającej oraz impedancję źródła zasilającego. Schemat analizowanego obwodu pokazano na rysunku 5.4.



Rys. 5.4. Schemat transformatora jednofazowego w stanie jałowym

W schemacie uwzględniono: indukcyjność L_μ związaną ze strumieniem głównym, indukcyjność L_1 związaną ze strumieniem rozproszenia oraz rezystancję uzwojenia pierwotnego R_1 i rezystancję R_{Fe} reprezentującą straty w rdzeniu magnetycznym wynikające z histerezy i prądów wirowych.

Zakłada się, że napięcie zasilające e ma przebieg, jak pokazano na rysunku 5.5, a włączenie transformatora odbywa się przy kącie $-\pi$.



Rys. 5.5. Przebieg napięcia zasilającego transformator

Obwód z rysunku 5.4 opisują równania:

$$e = R_1 i + L_1 \frac{di}{dt} + e_1 \quad (5.1)$$

$$e_1 = L_\mu \frac{di_\mu}{dt} = R_{Fe} i_{Fe} \quad (5.2)$$

Pomijając składową czynną prądu na pokrycie strat w żelazie ($R_{Fe} = \infty$) oraz przyjmując, że $L = L_\mu + L_1$ i $R = R_1$, równanie podstawowe pracy transformatora można zapisać jako [62][63][64]:

$$-\sqrt{2}E \sin(\omega t + \alpha) = z\Phi \frac{R}{L} + z \frac{d\Phi}{dt} \quad (5.3)$$

gdzie E jest napięciem źródła, ω pulsacją, α kątem fazowym napięcia, z liczbą zwojów uzwojenia pierwotnego, Φ strumieniem magnetycznym.

Po scałkowaniu równania (5.3) otrzymuje się wyrażenie na strumień:

$$\varphi = -\Phi_m \sin(\omega t + \alpha - \delta) + C e^{-\frac{R}{X}\omega t} \quad (5.4)$$

gdzie Φ_m jest wartością maksymalną strumienia, δ kątem przesunięcia fazowego między strumieniem a napięciem, X reaktancją obwodu, C stałą całkowania wyznaczaną z warunków początkowych.

Po włączeniu transformatora do sieci wartość prądu wzbudzającego w pierwszej chwili musi być równa zero, niezależnie od wartości chwilowej napięcia, przy której nastąpiło włączenie. Istnieje natomiast strumień magnetyzmu szczytkowego Φ_r ($\varphi = \Phi_r$ dla $\omega t = -\pi$), po uwzględnieniu którego stała C wynosi:

$$C = -\Phi_m \sin(\pi - \alpha + \delta) e^{\frac{R}{X}\pi} + \Phi_r e^{-\frac{R}{X}\pi} \quad (5.5)$$

Ostatecznie równanie na strumień ma postać [63][64]:

$$\varphi = -\Phi_m \sin(\omega t + \alpha - \delta) - \Phi_m \sin(\pi - \alpha + \delta) e^{-\frac{R}{X}(\pi + \omega t)} + \Phi_r e^{-\frac{R}{X}(\pi + \omega t)} \quad (5.6)$$

gdzie kąt przesunięcia fazowego δ wynosi:

$$\delta = \arctg \frac{X}{R} \quad (5.7)$$

Równanie (5.6) można rozłożyć na dwie składowe: ustaloną i zaburzającą. Składowa ustalona strumienia magnetycznego dana jest równaniem:

$$\varphi_u = -\Phi_m \sin(\omega t + \alpha - \delta) \quad (5.8)$$

Reprezentuje ona strumień magnetyczny, będący sumą strumienia głównego i strumienia rozproszenia, wytwarzany w uzwojeniu pierwotnym przez prąd stanu jałowego i_0 w warunkach ustalonych pracy transformatora.

Występująca w równaniu (5.6) składowa zaburzająca dana jest zależnością:

$$\varphi_z = -\Phi_m \sin(\pi - \alpha + \delta) e^{-\frac{R}{X}(\pi + \omega t)} + \Phi_r e^{-\frac{R}{X}(\pi + \omega t)} \quad (5.9)$$

gdzie:

$$\varphi_{z1} = -\Phi_m \sin(\pi - \alpha + \delta) e^{-\frac{R}{X}(\pi + \omega t)} \quad (5.10)$$

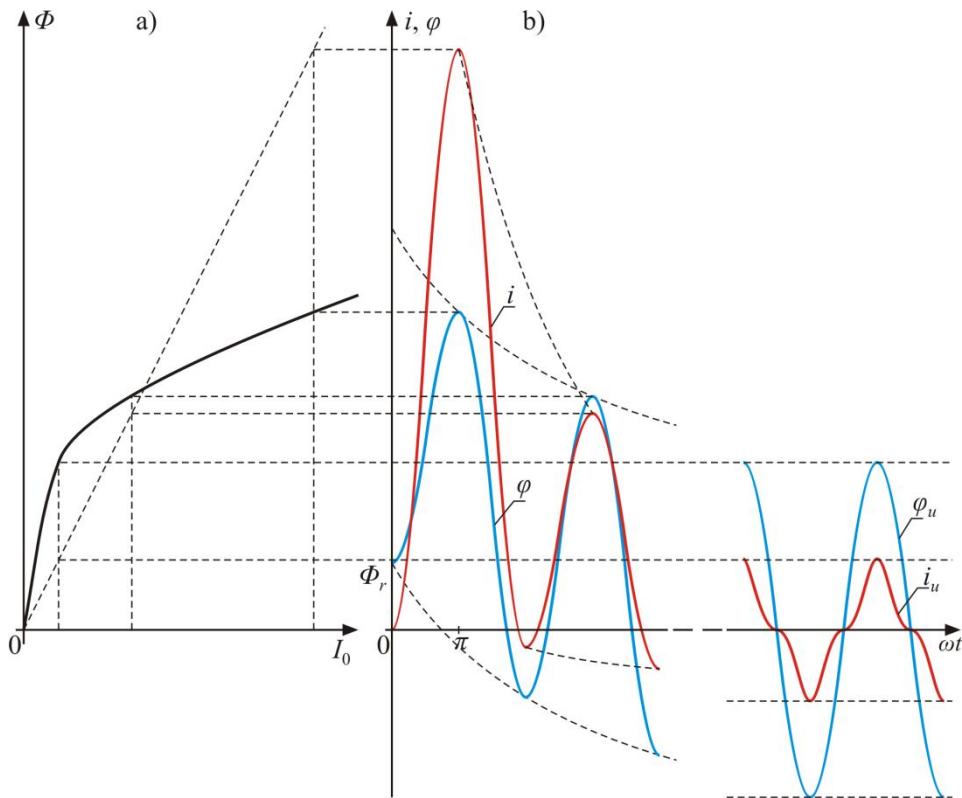
reprezentuje składową zaburzającą związaną z występowaniem w warunkach przejściowych strumienia jednokierunkowego, zaś:

$$\varphi_{z2} = \Phi_r e^{-\frac{R}{X}(\pi + \omega t)} \quad (5.11)$$

reprezentuje składową zaburzającą od strumienia magnetyzmu szczątkowego.

Znając przebieg czasowy strumienia, można na podstawie charakterystyki magnesowania $\Phi = f(I_0)$ graficznie wyznaczyć przebieg czasowy prądu włączania (rys. 5.6) [65][66][67][68].

Wpływ na wartość i przebieg prądu włączania ma kształt krzywej magnesowania w obszarze nasycenia rdzenia transformatora. Pomiar prądu po stronie pierwotnej transformatora zwykle możliwy jest dla napięć zasilania mieszczących się w zakresie regulacji przełącznika odczepów, tj. ok. $\pm 10\%$ napięcia znamionowego. W pracy [69][70] podano metodę wykorzystującą równanie Frolicha do wyznaczania na podstawie dwóch pomiarów pełnej charakterystyki magnesowania $\Phi = f(I)$. W pracach [71][72][73][74] podano metody przejścia z charakterystyki $U = f(I)$ do charakterystyki $\Phi = f(I)$.



Rys. 5.6. Graficzne wyznaczanie przebiegu prądu włączania: a) charakterystyka magnesowania, b) czasowy przebieg strumienia i prądu [65] [66][67][68]

Z zależności (5.6) wynika, że strumień magnetyczny φ osiąga najwyższą wartość szczytową chwilę po włączeniu transformatora (rys. 5.6). Wartość ta zależy od fazy napięcia zasilającego e i wartości strumienia magnetyzmu szczątkowego Φ_r w chwili włączenia transformatora oraz wartości stosunku R/X obwodu elektrycznego.

5.2.1. Wpływ kąta fazowego napięcia na wartość strumienia

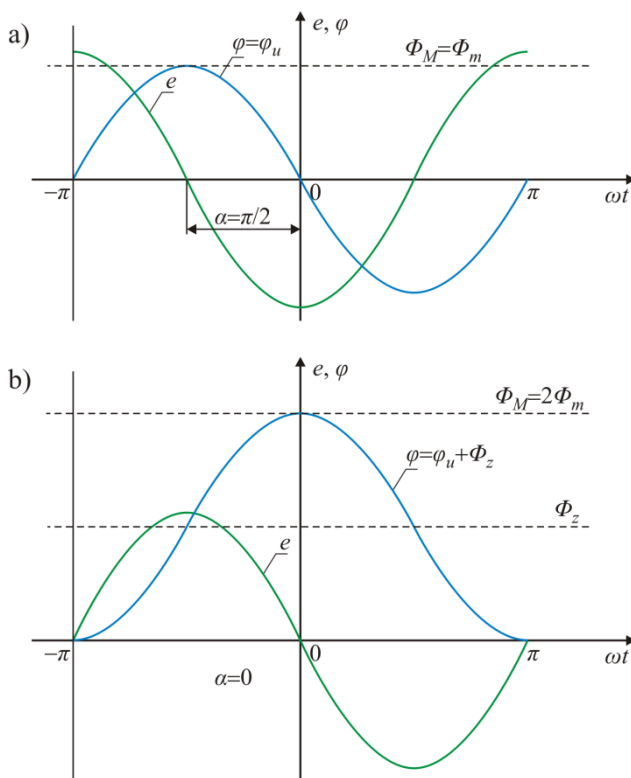
Zakładając, że w rdzeniu transformatora, nie występuje magnetyzm szczątkowy ($\Phi_r=0$) oraz pomijając rezystancję uzwojenia pierwotnego i składową czynną na pokrycie strat w żelazie ($R_1=0$ i $R_{Fe}=\infty$), w stanie ustalonym strumień w rdzeniu transformatora opóźnia się w stosunku do napięcia o kąt $\pi/2$.

Przy takich założeniach, jeżeli włączenie transformatora nastąpi, gdy napięcie zasilające e osiąga wartość maksymalną, tj. dla kąta $-\pi/2$ (rys. 5.5), to w tej

chwili strumień przechodzi przez zero (rys. 5.7a). W takim przypadku wystąpi od razu stan ustalony. Wyrażenie (5.6) osiąga wartość maksymalną:

$$\Phi_M = \Phi_m \quad (5.12)$$

i prąd włączania nie wystąpi. Są to warunki najbardziej korzystne do włączania transformatora.



Rys. 5.7. Zmiany napięcia i strumienia po włączeniu transformatora (z pominięciem wpływu magnetyzmu szczątkowego): a) włączenie w chwili, gdy napięcie osiąga wartość maksymalną, b) włączenie w chwili, gdy napięcie przechodzi przez zero

Najmniej korzystne warunki do włączania transformatora występują, gdy napięcie zasilające e przechodzi przez zero, tj. dla kąta $-\pi$ (rys. 5.5). Przy przyjętych założeniach w stanie ustalonym zerowej wartości napięcia odpowiadałaby maksymalna wartość strumienia. Ponieważ w chwili włączania transformatora strumień w rdzeniu musi być równy zero (przy pominięciu magnetyzmu szczątkowego, tj. $\Phi_r = 0$), musi wystąpić składowa jednokierunkowa strumienia. Składowa ta dodając się do przebiegu ustalonego, powoduje, że wartość szczytowa

strumienia osiąga podwójną wartość w stosunku do przypadku poprzedniego (rys. 5.7b):

$$\Phi_M = 2\Phi_m \quad (5.13)$$

Tak duża wartość strumienia prowadzi do nasycenia rdzenia transformatora (rys. 5.6), przy której wartość szczytowa prądu wzbudzającego osiąga znaczne wartości.

5.2.2. Wpływ strumienia magnetyzmu szczątkowego na wartość strumienia

W transformatorach dużych mocy strumień magnetyzmu szczątkowego może osiągać do 80% strumienia znamionowego, zależnie od rodzaju zastosowanej blachy, konstrukcji rdzenia, jego gabarytów, jakości złożenia, wartości strumienia w chwili wyłączenia transformatora oraz czasu, jaki upłynął od wyłączenia.

Jak wynika z zależności (5.6) strumień magnetyzmu szczątkowego wywiera znaczący wpływ na wartość i sposób ustalania się strumienia φ , skojarzonego z uzwojeniem pierwotnym transformatora po jego włączeniu.

W chwili włączenia transformatora strumień magnetyzmu szczątkowego Φ_r może mieć różną biegunowość. Zakłada się, że ma biegunowość dodatnią.

Jeżeli włączenie transformatora następuje w najbardziej dogodnych do tego warunkach (rozdział 5.1.1), w chwili gdy napięcie zasilające e osiąga swoją wartość maksymalną, tj. dla kąta $-\pi/2$ (rys. 5.5), to strumień φ opisany wyrażeniem (5.6) osiąga wartość maksymalną (rys. 5.8a) [75]:

$$\Phi_M = \Phi_m + \Phi_r \quad (5.14)$$

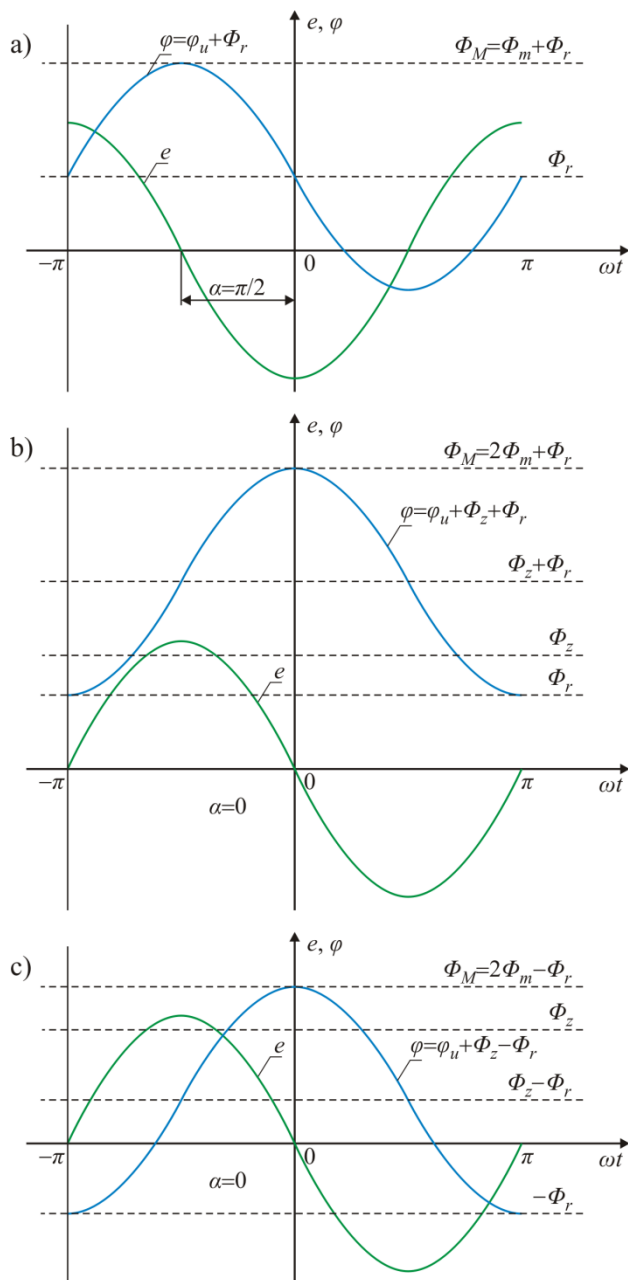
i wystąpi zjawisko prądu włączania.

Wyrażenie (5.6) osiągnie największą wartość, gdy włączenie transformatora następuje w chwili, w której napięcie e przechodzi przez zero, tj. dla kąta $-\pi$ (rys. 5.5). Wówczas strumień φ skojarzony z uzwojeniem pierwotnym osiąga wartość maksymalną (rys. 5.8b) [75]:

$$\Phi_M = 2\Phi_m + \Phi_r \quad (5.15)$$

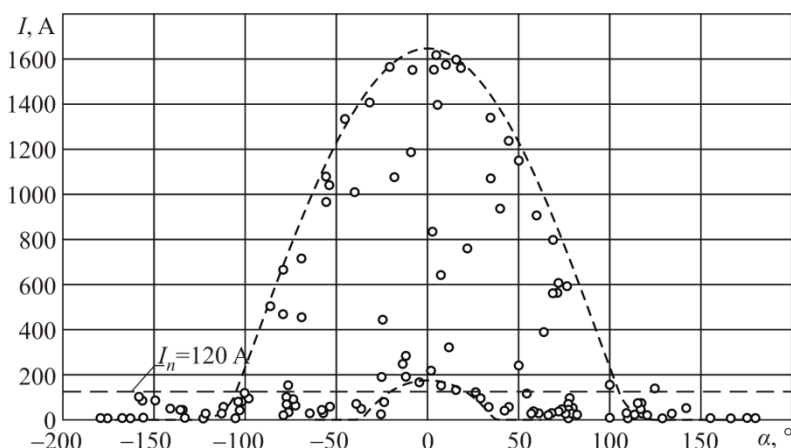
Magnetyzm szczątkowy może również zmniejszać wartość szczytową strumienia. Jeżeli w chwili włączenia transformatora strumień magnetyzmu szczątkowego Φ_r ma biegunowość ujemną, a włączenie transformatora następuje w najmniej dogodnej do tego chwili, to strumień φ dany wyrażeniem (5.6) osiąga wartość maksymalną (rys. 5.8c) [75]:

$$\Phi_M = 2\Phi_m - \Phi_r \quad (5.16)$$



Rys. 5.8. Zmiany napięć i strumieni w czasie po włączeniu transformatora z uwzględnieniem magnetyzmu szczątkowego [75]: a) włączenie w chwili, gdy napięcie osiąga maksimum, b) włączenie w chwili, gdy napięcie przechodzi przez zero, c) włączenie w chwili, gdy napięcie przechodzi przez zero i przy ujemnej wartości magnetyzmu szczątkowego

Wartość i biegunowość magnetyzmu szczątkowego w chwili włączenia transformatora są przypadkowe. Dlatego przy każdym włączeniu transformatora prąd jednokierunkowy może osiągać różne wartości szczytowe, nawet gdy włączenie odbywa się zawsze przy tej samej wartości chwilowej napięcia zasilającego (rys. 5.9) [76].



Rys. 5.9. Zmierzone wartości szczytowe prądu włączania transformatora o mocy 30 kVA [76]

5.3. Natężenie pola magnetycznego

Zakładając, że transformator został włączony w najmniej korzystnym do tego momencie (rozdział 5.2.2), to wówczas strumień magnetyczny dany jest równaniem (5.15). Gdyby cały strumień Φ_M występował w żelazie kolumny, to odpowiadająca mu indukcja dana byłaby wzorem [77][78]:

$$B_M = \frac{\Phi_M}{A_k} = 2B_m + B_r \quad (5.17)$$

gdzie B_m jest indukcją maksymalną przy normalnej pracy transformatora, B_r jest indukcją magnetyzmu szczątkowego, zaś A_k przekrojem żelaza kolumny (rys. 5.10).

Przy normalnie stosowanych indukcjach w rdzeniach transformatorów wartość dana równaniem (5.17) przekracza znacznie indukcję nasycenia B_n . Błąd ten wynika z nieuwzględnienia strumienia poza rdzeniem. Strumień maksymalny Φ_M należy więc opisać równaniem:

$$\Phi_M = \Phi_{kM} + \Phi_{pM} \quad (5.18)$$

gdzie Φ_{kM} jest strumieniem występującym w kolumnie danym zależnością:

$$\Phi_{kM} = B_{kM} A_k \quad (5.19)$$

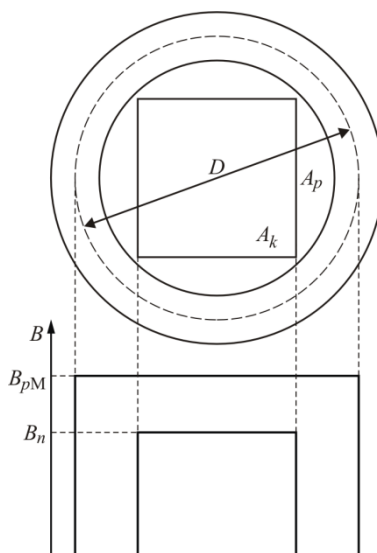
zaś Φ_{pM} jest strumieniem wstępującym poza rdzeniem opisanym zależnością:

$$\Phi_{pM} = B_{pM} A_p \quad (5.20)$$

w której A_p jest powierzchnią będącą różnicą powierzchni przekroju uzwojenia:

$$A = \frac{\pi D^2}{4} \quad (5.21)$$

i przekroju żelaza kolumny A_k (rys. 5.10) [79].



Rys. 5.10. Rozkład indukcji w kolumnie transformatora [79]

Oba strumienie Φ_{kM} i Φ_{pM} występują pod wpływem tego samego napięcia magnetycznego:

$$U_{mM} = H_M l \quad (5.22)$$

gdzie l jest średnią długością linii sił, a H_M natężeniem pola magnetycznego. Tak więc indukcja poza rdzeniem może być wyrażona zależnością:

$$B_{pM} = \mu_0 H_M \quad (5.23)$$

zaś indukcja występująca w kolumnie:

$$B_{kM} = B_n + \mu_0 H_M \quad (5.24)$$

i jest większa od indukcji nasycenia B_n (rys. 5.10) [79].

Z powyższego wynika, że równanie (5.18) na strumień Φ_M można zapisać w postaci:

$$\Phi_M = B_n A_k + \mu_0 H_M A \quad (5.25)$$

Stąd można wyodrębnić dwa strumienie. Jeden występujący w rdzeniu i stały co do wartości dany zależnością:

$$\Phi_{Ak} = B_n A_k \quad (5.26)$$

i drugi, rozłożony równomiernie w całym przekroju uzwojenia o średnicy D (rys. 5.10), równy:

$$\Phi_A = \mu_0 H_M A \quad (5.27)$$

Dzieląc obie strony równania (5.25) przez A_k i podstawiając równanie (5.17), otrzymuje się wzór na wartość natężenia pola magnetycznego po włączeniu transformatora [77]:

$$H_M = \frac{1}{\mu_0} \frac{A_k}{A} (2B_m + B_r - B_n) \quad (5.28)$$

Z równania (5.28) wynika, że na wartość natężenia pola wpływ ma stosunek powierzchni A_k/A . Im ten stosunek jest bliższy jedności, tym większe jest natężenie pola, a tym samym i prąd włączania.

5.4. Obliczanie wartości maksymalnej prądu włączania

Występujący w równaniu (5.28) iloczyn $B_m A_k$ równy jest amplitudzie strumienia przy pracy normalnej transformatora:

$$B_m A_k \approx \frac{E_m}{2\pi f z} \quad (5.29)$$

zaś natężenie pola magnetycznego H_M jest powiązane z prądem, zależnością:

$$H_M = \frac{I_M z}{l} \quad (5.30)$$

Podstawiając równania (5.29) i (5.30) do (5.28), otrzymuje się, podany przez Spechta [80][81][82], wzór na wartość maksymalną pierwszego impulsu prądu włączania:

$$I_M = \frac{E_m}{\omega L_a} \left(\frac{2B_m + B_r - B_n}{B_m} \right) \quad (5.31)$$

gdzie L_a jest indukcyjnością cewki pierścieniowej bez żelaza daną zależnością:

$$L_a = z^2 \mu_0 \frac{A}{l} \quad (5.32)$$

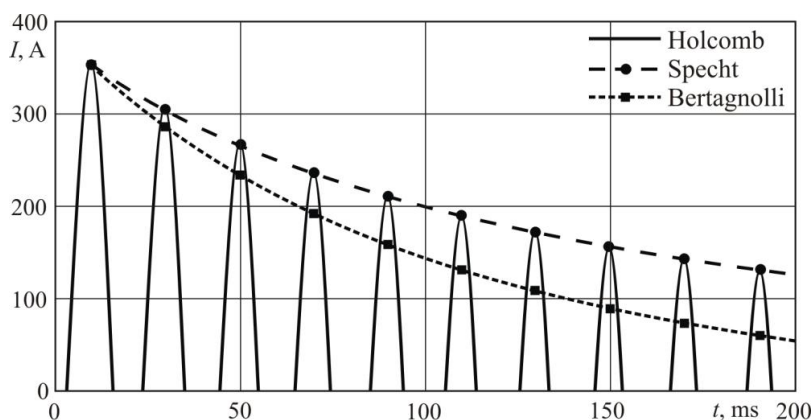
Wzór (5.31) daje wystarczającą dokładność dla transformatorów dużych mocy. W przypadku małych jednostek obliczenia mogą być obarczone znacznym błędem.

Zależność (5.31) nie uwzględnia rezystancji obwodu, która jest odpowiedzialna za tłumienie prądu włączania. Zmodyfikowaną wersję równania (5.31) podanego przez Spechta, opracował Bertagnolli [82][83]:

$$i_M = \frac{E_m}{\sqrt{R^2 + \omega^2 L_a^2}} \left(\frac{2B_m + B_r - B_n}{B_m} \right) e^{-\frac{R}{L_a} t} \quad (5.33)$$

Zależności (5.31) i (5.33) są słuszne wyłącznie, gdy włączanie transformatora następuje w trakcie przejścia napięcia sieci przez zero. Kąt fazowy napięcia, przy którym następuje włączenie transformatora oraz rezystancję obwodu uwzględniono w równaniu [84]:

$$I_M = \frac{E_m}{\sqrt{R^2 + \omega^2 L_a^2}} \left(\frac{B_m + B_r - B_n}{B_m} + \cos \alpha \right) \quad (5.34)$$

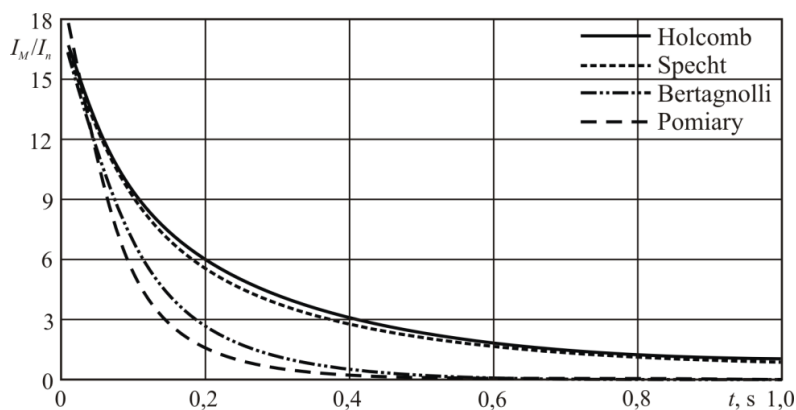


Rys. 5.11. Porównanie metod obliczeniowych prądu włączania [7][86]

Zależności (5.31) i (5.34) pozwalają określić jedynie wartość maksymalną pierwszego impulsu prądu włączania, zależność (5.33) także kolejnych następujących po sobie impulsów. Nie umożliwiają one wykreślenia przebiegu prądu włączania. Holcomb podał równanie, które na to pozwala [85]:

$$i = \frac{E_m}{\sqrt{R^2 + \omega^2 L_a^2}} \left(\sin(\omega t - \varphi) - \sin(\omega t_s - \varphi) e^{-\frac{R}{L_a}(t-t_s)} \right) \quad (5.35)$$

Na rysunku 5.11 podano interpretację graficzną wyników uzyskiwanych z równań podanych przez Bertagnolliego, Spechta i Holcomba [69][86], zaś na rysunku 5.12 porównano wyniki obliczeń z wynikami pomiarów transformatora o mocy 300 kVA [87].



Rys. 5.12. Porównanie wyników obliczeń prądu włączania uzyskanych różnymi metodami [87]

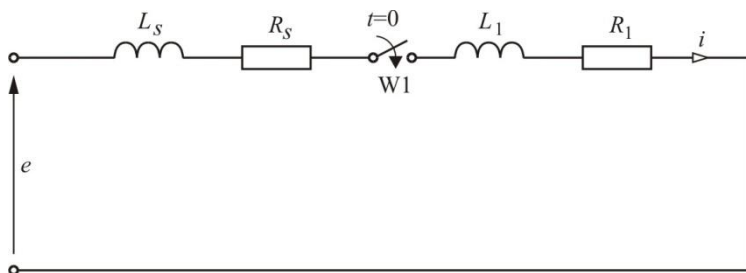
5.5. Prąd jednokierunkowy

Prąd włączania, podobnie jak i strumień magnetyczny opisany równaniem (5.6), posiada dwie składowe: ustaloną i zaburzeniową. Składowa ustalona to okresowo zmienny prąd stanu jałowego, który jest dostarczany z sieci zasilającej na wzbudzenie strumienia w rdzeniu i pokrycie strat mocy w transformatorze w stanie ustalonym jego pracy. Składowa zaburzeniowa to prąd o charakterze aperiodycznym, będący impulsami prądu jednokierunkowego pojawiającymi się z chwilą nasycenia rdzenia transformatora, a zanikającymi gdy rdzeń powraca do pracy normalnej.

Największe wartości prądu jednokierunkowego mogą być 20÷40 razy większe od prądu znamionowego transformatora. Prąd stanu jałowego zawiera się w granicach 1÷10% prądu znamionowego, zależnie od mocy transformatora.

Prąd ten stanowi niewielki ułamek procentu prądu jednokierunkowego, dlatego zostanie pominięty w rozważaniach.

W stanie nasycenia rdzenia, schemat zastępczy transformatora w stanie jałowym upraszcza się do szeregowego połączenia rezystancji uzwojenia pierwotnego R_1 i indukcyjności tego uzwojenia L_1 mierzonej w warunkach nasycenia rdzenia, jak przedstawiono na rysunku 5.13 [88][89]. W obwodzie uwzględniono rezystancję R_s oraz indukcyjność L_s obwodu zasilania transformatora.



Rys. 5.13. Schemat zastępczy obwodu przy nasyceniu rdzenia transformatora [88][89]

Po zamknięciu wyłącznika W1, obwód z rysunku 5.13 opisuje równanie:

$$e = -\sqrt{2}E \sin \omega t = Ri + L \frac{di}{dt} \quad (5.36)$$

gdzie R jest rezystancją zastępczą obwodu:

$$R = R_s + R_1 \quad (5.37)$$

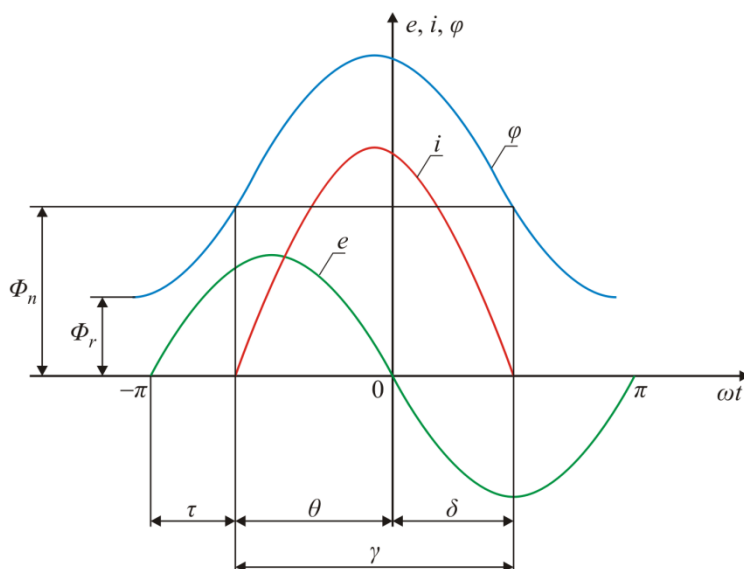
zaś L jest indukcyjnością zastępczą obwodu:

$$L = L_s + L_1 \quad (5.38)$$

Aby rozwiązać równanie (5.36) należy ustalić warunki początkowe. Przyjmuje się, że włączenie transformatora następuje przy kącie $-\pi$, kiedy napięcie przechodzi przez zero, jak przedstawiono na rysunku 5.14 [63][90][91][92][93]. Zakłada się, że strumień magnetyzmu szczytkowego ma kierunek zgodny z kierunkiem strumienia wzbudzonego przez amperozwoje uzwojenia pierwotnego.

Jeśli pominąć rezystancję obwodu z rys. 5.13 ($R=0$) oraz składową czynną prądu na pokrycie strat w żelazie, to w stanie ustalonym strumień w rdzeniu transformatora będzie opóźniał się o kąt $\delta=\pi/2$. Przyjmując dodatkowo, że kąt fazowy napięcia α równy jest zero, to równanie (5.6) na strumień sprowadza się do postaci [80][90]:

$$\varphi = \Phi_m + \Phi_m \cos \omega t + \Phi_r \quad (5.39)$$



Rys. 5.14. Przebieg napięcia, strumienia i impulsu prądu włączania [63][90][91][92][93]

Rdzeń zostaje nasycony i pojawia się prąd jednokierunkowy, gdy chwilowa wartość strumienia φ przekracza wartość strumienia indukcji nasycenia rdzenia Φ_n , co ma miejsce dla $\omega t = -\theta$ (rys. 5.14) [91]. Przekształcając równanie (5.39) z uwzględnieniem $\omega t = -\theta$ i $\varphi = \Phi_n$, otrzymuje się wzór na kąt θ , przy którym następuje nasycenie rdzenia i pojawia się impuls prądu jednokierunkowego [94]:

$$\cos \theta = \frac{\Phi_n - \Phi_m - \Phi_r}{\Phi_m} \quad (5.40)$$

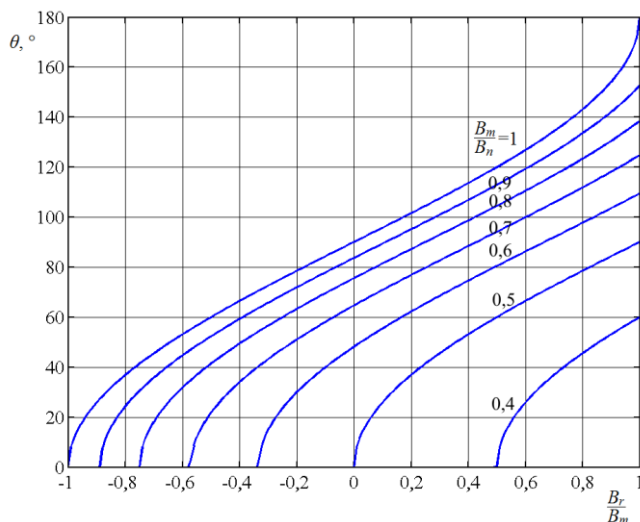
lub wyrażony przez indukcje magnetyczne:

$$\cos \theta = \frac{B_n - B_m - B_r}{B_m} \quad (5.41)$$

Z równania (4.41) wynika, że wartość kąta θ zależy od wartości stosunków B_r/B_m oraz B_m/B_n . Stosunek B_m/B_n jest wartością stałą, ustalaną na etapie projektowania transformatora. Stosunek B_r/B_m przyjmuje wartości losowe, zależne od wartości magnetyzmu szczytowego w chwili włączenia transformatora. Teoretycznie największą wartość, jaką może przyjąć kąt θ , wynosi 180° , gdy $B_r/B_m = 1$ oraz $B_m/B_n = 1$. W takim przypadku impuls prądu jednokierunkowego pojawiłby się już w chwili włączenia transformatora, tj. przy kącie $-\pi$ (rys. 5.14). W rzeczywistości stosunki B_r/B_m oraz B_m/B_n są niższe od jedności i prąd jednokierunkowy pojawia się z opóźnieniem τ , jak przedstawiono na rysunku 5.14 wynoszącym:

$$\tau = \pi - \theta \quad (5.42)$$

Uzyskane ze wzoru (5.41) charakterystyki zmienności kąta θ w funkcji wartości stosunku B_r/B_m , dla wybranych wartości stosunku B_m/B_n , przedstawiono na rysunku 5.15.



Rys. 5.15. Wartość kąta θ w zależności od wartości stosunku B_r/B_m , dla wybranych wartości B_m/B_n

Znając wartość kąta θ , można wyprowadzić wzór na chwilową wartość prądu jednokierunkowego. Rdzeń transformatora nasyci się przy $\omega t = -\theta$ i pojawia się impuls prądu jednokierunkowego (rys. 5.14). W warunkach początkowych, dla $\omega t = -\theta$, prąd jednokierunkowy musi mieć wartość równą zero. Podstawiając $i=0$ i $\omega t = -\theta$ do równania (5.36), otrzymuje się wzór na składową jednokierunkową prądu włączania [80][90]:

$$i = -\frac{\sqrt{2}EX}{Z^2} \left(\frac{R}{X} \sin \omega t - \cos \omega t + \left(\frac{R}{X} \sin \theta + \cos \theta \right) e^{-\frac{R}{X}(\omega t + \theta)} \right) \quad (5.43)$$

gdzie:

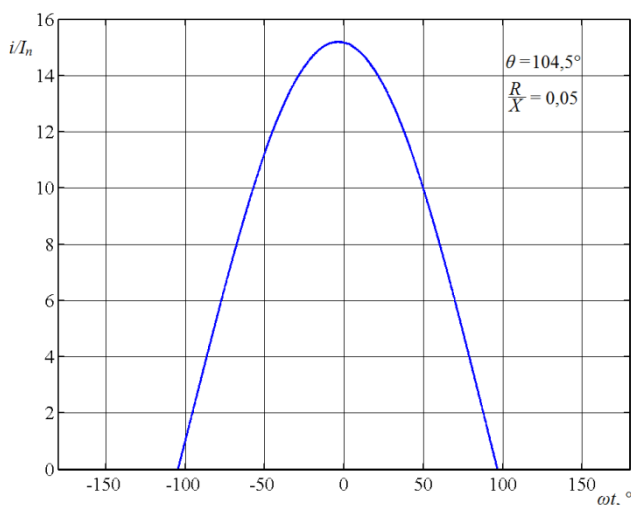
$$X = \omega L \quad (5.44)$$

oraz

$$Z = \sqrt{R^2 + X^2} \quad (5.45)$$

Prąd jednokierunkowy zanika, gdy rdzeń transformatora wychodzi z nasycenia i powraca do stanu pracy normalnej. Wówczas równanie (5.43) przyjmuje wartość zero ($i=0$) dla warunku brzegowego $\omega t = \delta$ (rys. 5.14).

Przebieg pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego, wykreślony na podstawie wzoru (5.43), przedstawiono na rysunku 5.16. Przebieg ten dotyczy jednej fazy transformatora konwencjonalnego o mocy $S_n=630$ kVA, grupie połączeń YNd5 i parametrach znamionowych $I_{n1}=34$ A, $U_{n1}=6,3$ kV, $I_{n2}=525$ A, $U_{n2}=400$ V. Wartości rezystancji i reaktancji dla tego transformatora wynoszą $R=580$ m Ω i $X=11,6$ Ω , przy pominięciu impedancji sieci zasilającej. Przy indukcyjności maksymalnej w rdzeniu $B_m=1,6$ T, impedancji nasycenia rdzenia $B_n=2$ T i przy założeniu impedancji magnetyzmu szczątkowego w chwili włączenia transformatora $B_r=0,8$ T, ze wzoru (5.41) wynika, że pierwszy impuls prądu jednokierunkowego pojawi się przy kącie $\theta=104,5^\circ$. Kąt τ liczony na podstawie wzoru (5.42) wynosi $75,5^\circ$, tj. prąd jednokierunkowy pojawia się po 4,2 ms od chwili włączenia transformatora.

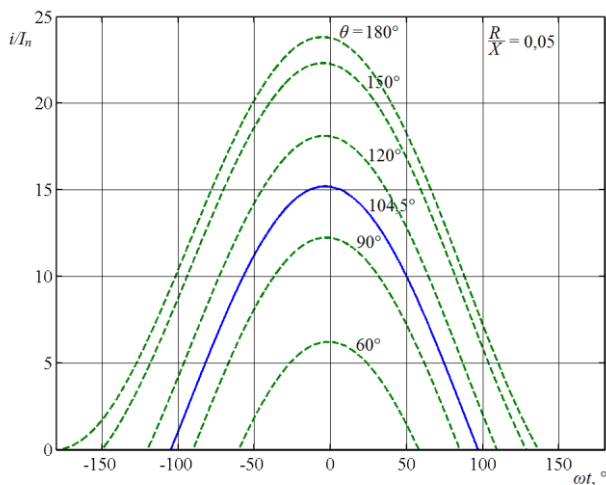


Rys. 5.16. Impuls prądu jednokierunkowego transformatora o mocy 630 kVA

5.5.1. Wpływ kąta θ na przebieg prądu jednokierunkowego

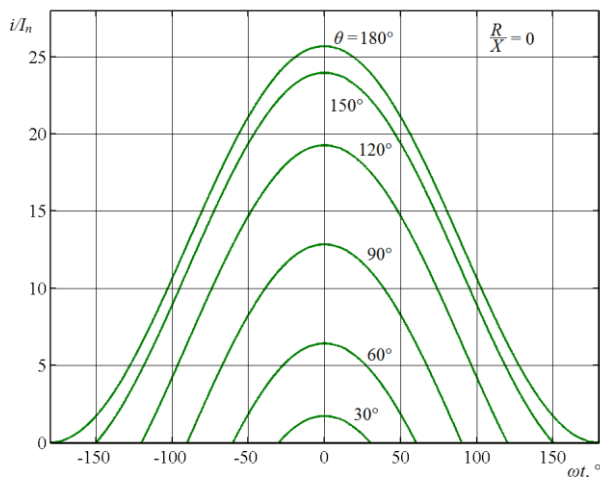
Dany równaniem (5.41) kąt θ , przy którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego, znacząco wpływa na przebieg impulsu prądu jednokierunkowego. Na rysunku 5.17 porównano przebiegi pierwszego impulsu prądu włączania, transformatora o parametrach podanych w rozdziale 5.5, wyliczone z zależności (5.43) dla wybranych wartości kąta θ (linie przerywane) i kąta $\theta=104,5^\circ$ (linia ciągła) wynikającego z parametrów transformatora. Ze wzrostem wartości kąta θ

wydłuża się czas trwania impulsu prądu jednokierunkowego oraz wzrasta jego wartość szczytowa.



Rys. 5.17. Przebieg prądu jednokierunkowego dla wybranych wartości kąta θ

Z wartością kąta θ nie jest związana, obserwowana na rysunku 5.17, asymetria impulsu prądu. Przyczyną asymetrii jest obecność rezystancji w obwodzie z rys. 5.13. Gdyby rezystancja ta była równa zero, to impuls prądu jednokierunkowego byłby symetryczny dla każdej wartości kąta θ , jak przedstawiono na rysunku 5.18.



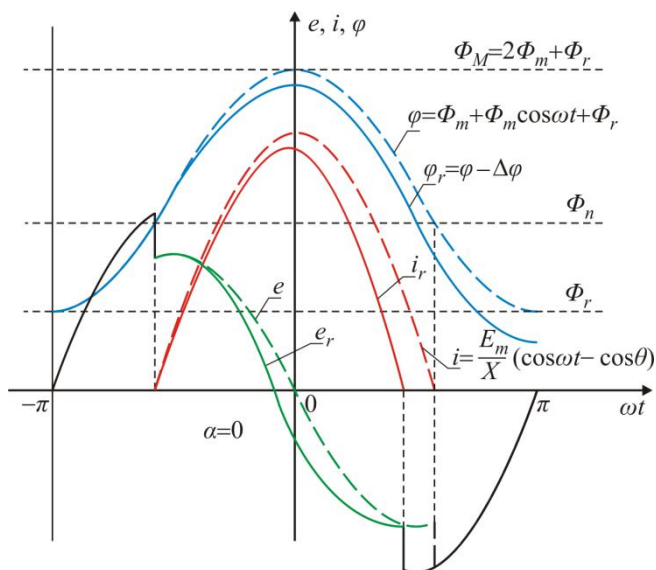
Rys. 5.18. Przebieg prądu jednokierunkowego dla wybranych wartości kąta θ przy $R/X=0$

5.5.2. Wpływ rezystancji na przebieg prądu jednokierunkowego

Z równań (5.6) i (5.43) wynika, że strumień magnetyczny i prąd jednokierunkowy mają przebiegi chwilowe zależne od wartości stosunku R/X obwodu [95]. Rezystancja R odpowiada za tłumienie składowej zaburzającej strumienia wskutek rozpraszania energii, a co się z tym wiąże, zmniejszenie wartości szczytowej prądu jednokierunkowego i skrócenie czasu jego trwania. Reaktancja X jest miarą bezwładności obwodu.

Jeśli w obwodzie z rys. 5.13 pominąć rezystancję ($R=0$), wówczas nie występuje tłumienie składowej jednokierunkowej (rys. 5.19) [92][96][97][98] i strumień ma przebieg opisany zależnością (5.39). Analogicznie, prąd jednokierunkowy będzie miał przebieg nietłumiony, jak wynika z zależności (5.43) dany równaniem:

$$i = -\frac{\sqrt{2}E}{X}(\cos \theta - \cos \omega t) \quad (5.46)$$



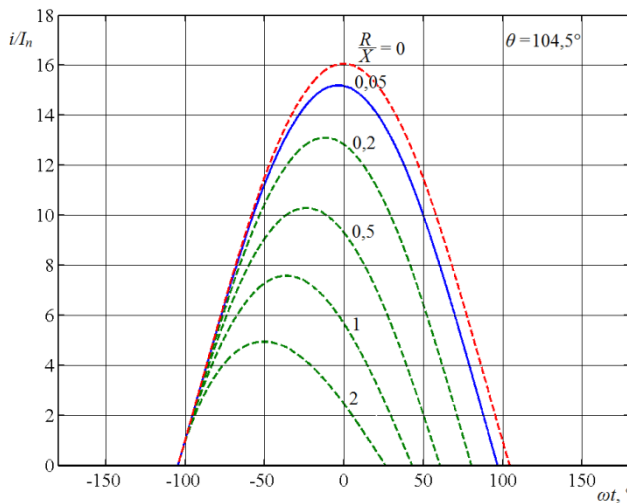
Rys. 5.19. Wpływ rezystancji na tłumienie strumienia magnetycznego, impulsu prądu włączania oraz odkształcenie napięcia [92][96][97][98]

Strumień zaburzający i prąd jednokierunkowy zanikają z czasem. Zmiana chwilowej wartości strumienia jest proporcjonalna do zmian spadku napięcia na rezystancji R . Wartość strumienia jest pomniejszona o wartość wyrażaną równaniem [98]:

$$\Delta\varphi = \frac{1}{Z} \int_{-\pi/\omega}^t R i dt \quad (5.47)$$

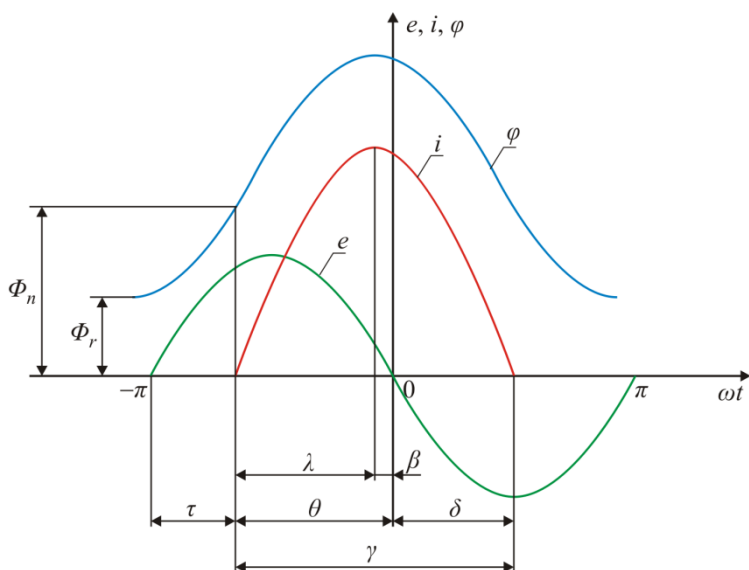
Proporcjonalny do spadku napięcia na rezystancji R jest też spadek wartości chwilowej prądu jednokierunkowego [98]. Występuje również zmniejszenie wartości skutecznej półokresowej dodatniej połówki napięcia i zwiększenie wartości skutecznej półokresowej ujemnej połówki napięcia (rys. 5.19).

Wpływ wartości rezystancji na tłumienie prądu jednokierunkowego przedstawiono na rysunku 5.20. Wyniki uzyskano na podstawie zależności (5.43) dla transformatora o parametrach podanych w rozdziale 5.5 (linia ciągła). Przyjęto zmienność współczynnika R/X w zakresie $0 \div 2$, przy zachowaniu stałej wartości reaktancji X (linie przerywane). Założenie, że $R/X=0$ słuszne jest dla transformatorów nadprzewodnikowych, których uzwojenia znajdują się w stanie nadprzewodzenia.



Rys. 5.20. Przebieg prądu jednokierunkowego dla wybranych wartości stosunku R/X

Jeśli prąd jednokierunkowy przedstawić w postaci graficznej, jak na rysunku 5.21 [90], to ze wzrostem stosunku R/X maleje kąt δ , przy którym impuls prądu zanika. Jednocześnie następuje przesunięcie punktu, w którym prąd osiąga wartość maksymalną o kąt β . Gdyby stosunek R/X wynosił zero, to impuls prądu byłby symetryczny względem punktu, w którym osiąga wartość szczytową (rys. 5.20), a kąt β równał się zero. Jeśli założyć stałą wartość kąta θ , to ze wzrostem rezystancji R wzrastałaby wartość kąta β , jak to jest na rysunku 5.20.



Rys. 5.21. Przesunięcie impulsu prądu jednokierunkowego o kąt β dla $R/X > 0$ [90]

Prąd jednokierunkowy zanika z chwilą, gdy rdzeń transformatora przechodzi z nasycenia do stanu pracy normalnej. Chwili tej odpowiada kąt δ (rys. 5.21), który wyznacza się przekształcając zależność (5.43) przy założeniu warunków brzegowych $\omega t = \delta$ oraz $i = 0$. Kąt δ przyjmuje wartości opisane równaniem [90]:

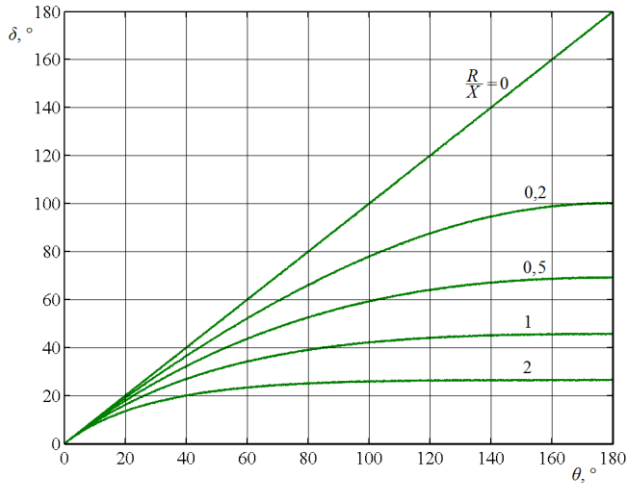
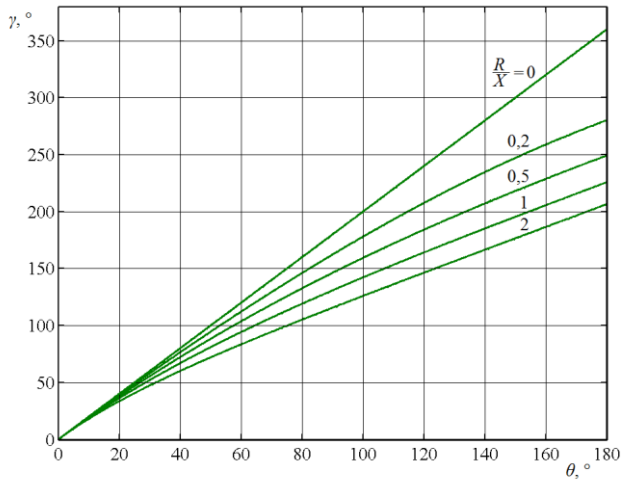
$$\operatorname{tg} \delta = \frac{e^{\frac{R}{X}\gamma} - \frac{R}{X} \sin \gamma - \cos \gamma}{\frac{R}{X} e^{\frac{R}{X}\gamma} + \sin \gamma - \frac{R}{X} \cos \gamma} \quad (5.48)$$

gdzie γ jest kątem odpowiadającym czasowi trwania prądu jednokierunkowego (rys. 5.21):

$$\gamma = \theta + \delta \quad (5.49)$$

Otrzymane, na podstawie wzoru (5.48), charakterystyki zmienności kąta δ w funkcji kąta θ , dla wybranych wartości stosunku R/X , przedstawiono na rysunku 5.22.

Na rysunku 5.23 wykreślono charakterystyki zmienności czasu trwania impulsu prądu jednokierunkowego, reprezentowanego wartością kąta γ , w funkcji kąta θ , dla wybranych wartości stosunku R/X .

Rys. 5.22. Zależność kąta δ od kąta θ Rys. 5.23. Zależność kąta γ od kąta θ

Jak wynika z rysunku 5.21 prąd jednokierunkowy osiąga wartość maksymalną dla kąta τ_m :

$$\tau_m = \tau + \theta - \beta \quad (5.50)$$

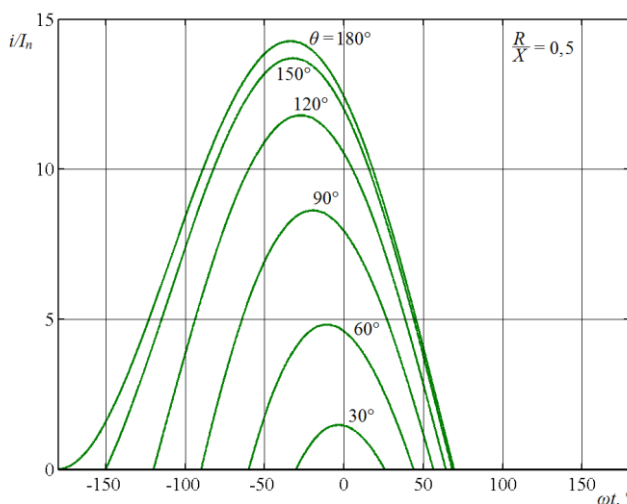
liczonego od chwili włączenia transformatora. Licząc pochodną po czasie z równania (5.43), przyrównując ją do zera i podstawiając $\omega t = -\beta$, uzyskuje się wzór na kąt β [90]:

$$\tan \beta = \frac{R}{X} \left(\frac{e^{\frac{R}{X}\lambda} - \frac{R}{X} \sin \lambda - \cos \lambda}{e^{\frac{R}{X}\lambda} - \frac{R}{X} \sin \lambda + \frac{R^2}{X^2} \cos \lambda} \right) \quad (5.51)$$

gdzie:

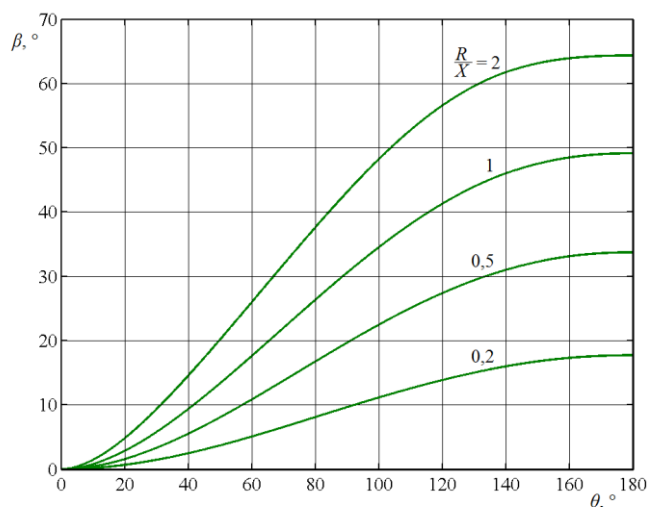
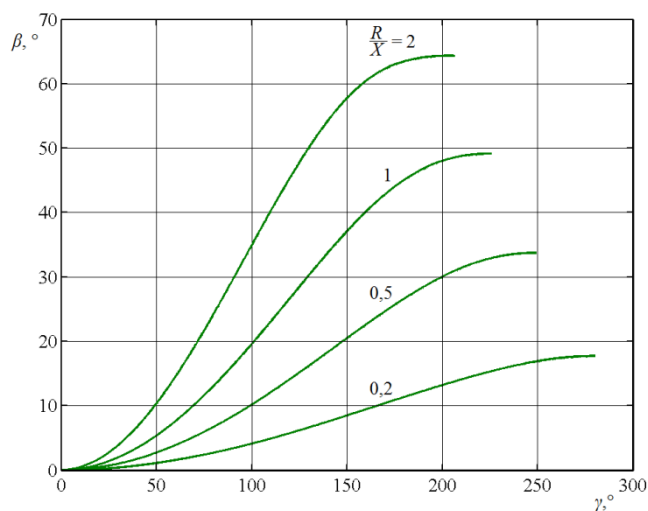
$$\lambda = \theta - \beta \quad (5.52)$$

Poza rezystancją obwodu R , na wartość kąta β wpływa kąt θ . Przy stałej wartości rezystancji R kąt β będzie malał wraz ze zmniejszaniem wartości kąta θ , jak przedstawiono na rysunku 5.24.



Rys. 5.24. Przebieg prądu jednokierunkowego dla wybranych wartości kąta θ i $R/X=0,5$

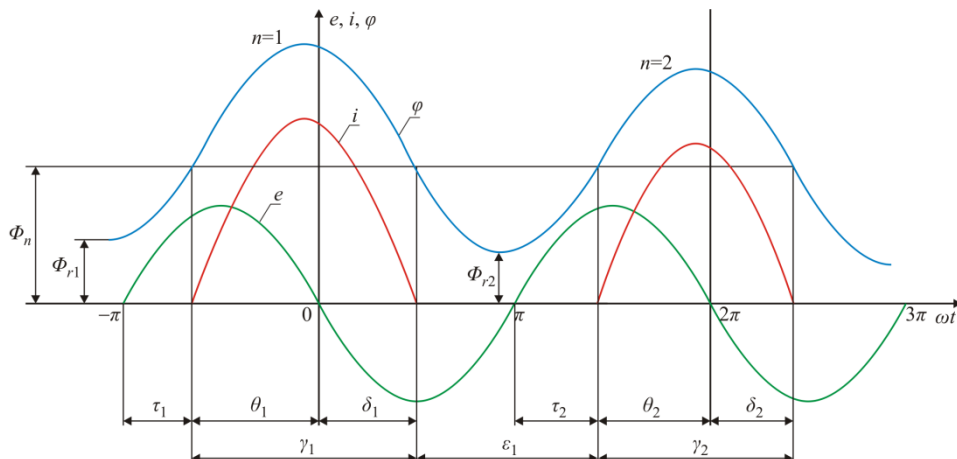
Charakterystyki zmienności kąta β w funkcji kąta θ , dla wybranych wartości stosunku R/X , przedstawiono na rysunku 5.25. Z kolei na rysunku 5.26 wykreślono charakterystyki zmienności kąta β w funkcji całej szerokości impulsu prądu jednokierunkowego, której to odpowiada kąt γ (rys. 5.21).

Rys. 5.25. Zależność kąta β od kąta θ Rys. 5.26. Zależność kąta β od kąta γ

5.5.3. Wyznaczanie kolejnych impulsów prądu

Przedstawione zależności umożliwiają określenie parametrów pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego. Aby, na podstawie zależności (5.43), wykre-

ścić kolejny impuls prądu należy, określić wartości kąta θ_2 , przy którym ten impuls się pojawia (rys. 5.27) [80][85].



Rys. 5.27. Parametry kolejnych impulsów prądu włączania [80][85]

W pierwszej kolejności należy oszacować wartość strumienia magnetycznego Φ_{r2} , dla warunków początkowych poprzedzających pojawienie się drugiego impulsu prądu. Jak wynika z rysunku 5.27, warunki początkowe dla drugiego impulsu prądu ($n=2$) są jednocześnie warunkami brzegowymi pierwszego impulsu prądu ($n=1$). Dla pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego, dla warunku brzegowego $\omega t = \pi$, zgodnie z zależnością (5.47), wartość strumienia jest pomniejszona względem wartości początkowej (tj. dla $\omega t = -\pi$) o wartość wyrażoną równaniem [80]:

$$\Delta\Phi = \frac{1}{Z} \int_{-\pi/\omega}^{\pi/\omega} R i dt \quad (5.53)$$

i wynosi:

$$\Phi_{r2} = \Phi_{r1} - \Delta\Phi \quad (5.54)$$

gdzie dla prądu danego równaniem (5.46) zmiana strumienia $\Delta\Phi$ opisana jest zależnością [80]:

$$\Delta\Phi = 2\Phi_m \frac{R}{X} (\sin \theta_1 - \theta_1 \cos \theta_1) \quad (5.55)$$

Podstawiając zależność (5.54) do wzoru (5.40), uzyskuje się wzór na kąt θ_2 , przy którym pojawia się drugi impuls prądu:

$$\cos \theta_2 = \cos \theta_1 + \Delta \theta \quad (5.56)$$

gdzie $\Delta \theta$ dane jest wzorem:

$$\Delta \theta = 2 \frac{R}{X} (\sin \theta_1 - \theta_1 \cos \theta_1) \quad (5.57)$$

Jako że warunki graniczne impulsu numer n są warunkami początkowymi impulsu $n+1$, wzór (5.54) można rozszerzyć na n kolejnych impulsów [80]:

$$\Phi_{rn} = \Phi_{r1} - 2\Phi_m \frac{R}{X} \sum_{k=0}^{n-1} (\sin \theta_k - \theta_k \cos \theta_k) \quad (5.58)$$

Zaś kąt θ_n , przy którym pojawia się impuls prądu numer n , dany jest zależnością [80]:

$$\cos \theta_n = \cos \theta_1 + 2 \frac{R}{X} \sum_{k=0}^{n-1} (\sin \theta_k - \theta_k \cos \theta_k) \quad (5.59)$$

Podstawiając wartość kąta θ_n do wzoru (5.43), można wyznaczyć przebieg n impulsu prądu jednokierunkowego.

Prąd jednokierunkowy zanika, gdy kąt θ_n przyjmuje wartość zero. Znając liczbę impulsów prądu jednokierunkowego, można określić czas zaniku prądu włączania. Czas trwania pojedynczego impulsu prądu włączania można wyliczyć z zależności:

$$t_{\gamma n} = \frac{\gamma_n \pi}{180 \omega} \quad (5.60)$$

Z kolei czas przerwy bezprądowej, między kolejnymi impulsami, wynosi:

$$t_{\varepsilon n} = \frac{\varepsilon_n \pi}{180 \omega} \quad (5.61)$$

gdzie:

$$\varepsilon_n = \pi - \delta_n + \tau_{n+1} \quad (5.62)$$

Czas, po którym pojawi się pierwszy impuls prądu włączania, od chwili włączenia transformatora, dany jest zależnością:

$$t_{r1} = \frac{\tau_1 \pi}{180 \omega} \quad (5.63)$$

Czas zaniku całej fali prądu jednokierunkowego wynosi:

$$t_c = \left(\tau_1 + \sum_{k=1}^n (\gamma_k + \varepsilon_k) \right) \frac{\pi}{180\omega} \quad (5.64)$$

gdzie n jest numerem ostatniego impulsu prądu jednokierunkowego.

5.5.4. Wartość maksymalna, skuteczna i średnia impulsu prądu jednokierunkowego

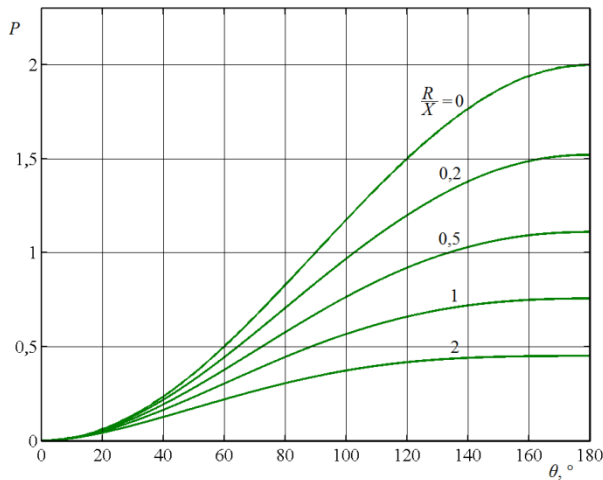
Impuls prądu jednokierunkowego osiąga wartość maksymalną dla kąta β (rys. 5.21) danego zależnością (5.51). Podstawiając $\omega t = -\beta$ do wzoru (5.43) opisującego przebieg impulsu prądu jednokierunkowego, uzyskuje się wzór na wartość maksymalną impulsu [90]:

$$I_{\max} = \frac{\sqrt{2}E}{X} P \quad (5.65)$$

gdzie parametr P wynosi:

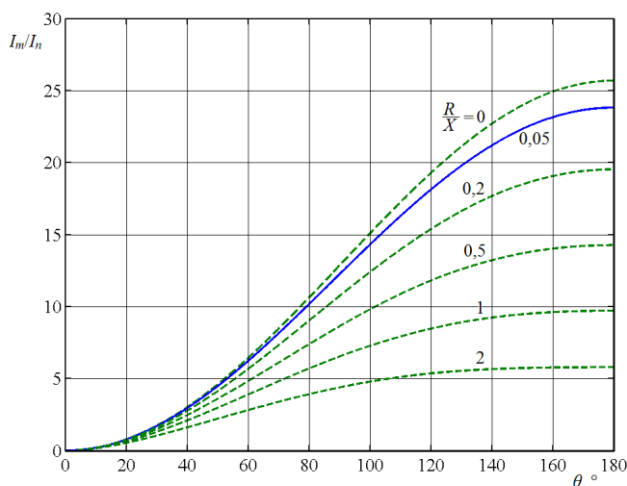
$$P = \frac{X}{R} \sin \beta \quad (5.66)$$

Charakterystyki zmienności parametru P w funkcji kąta θ , dla wybranych stosunków R/X , przedstawiono na rysunku 5.28.



Rys. 5.28. Zmienność parametru P w funkcji kąta θ

Z zależności (5.65) wynika, że wartość maksymalna impulsu prądu jednokierunkowego zależy od rezystancji obwodu R i wartości kąta β . Jak przedstawiono w rozdziale 5.5.2, kąt β powiązany jest zależnościami (5.51) i (5.52) z kątem θ , dla którego pojawia się impuls prądu jednokierunkowego. Zależność stosunku wartości maksymalnej impulsu prądu jednokierunkowego I_m do wartości znamionowej I_n prądu transformatora, w funkcji zmian kąta θ , przedstawiono na rysunku 5.29. Przebiegi podano dla transformatora o parametrach podanych w rozdziale 5.5 (linia ciągła) i wartości współczynnika R/X zawierających się w zakresie $0 \div 2$, przy zachowaniu stałej wartości reaktancji X (linie przerywane).



Rys. 5.29. Stosunek wartości maksymalnej prądu jednokierunkowego I_m do wartości znamionowej transformatora I_n w funkcji kąta θ

Z równania (5.43), na podstawie definicji, wyprowadza się wzór na wartość średnią i skuteczną impulsu prądu jednokierunkowego. Dla impulsu prądu, zawierającego się w przedziale kątów od $-\theta$ do δ (rys. 5.21), wartość średnia całokresowa wynosi [90]:

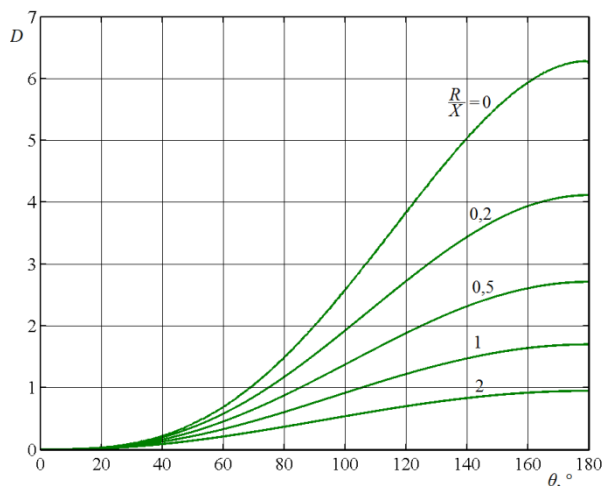
$$I_{sr} = \frac{\omega}{2\pi} \int_{-\theta/\omega}^{\delta/\omega} i dt = \frac{\sqrt{2}E}{2\pi X} D \quad (5.67)$$

gdzie D jest parametrem danym zależnością:

$$D = \frac{X}{R} (\cos \delta - \cos \theta) \quad (5.68)$$

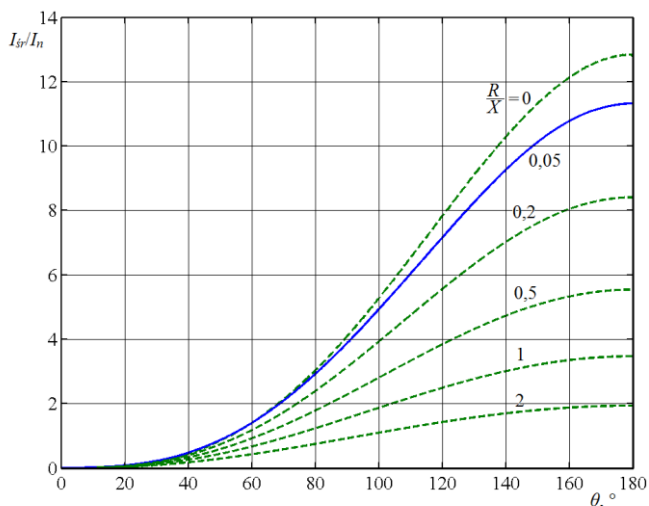
Wartość parametru D zależy od rezystancji obwodu R , wartości kąta θ przy jakim pojawia się impuls prądu jednokierunkowego i wartości kąta δ , przy któ-

rym impuls zanika. Charakterystyki zmienności parametru D w funkcji kąta θ , dla wybranych wartości współczynnika R/X , przedstawiono na rysunku 5.30.



Rys. 5.30. Zmienność parametru D w funkcji kąta θ

Na rysunku 5.31 przedstawiono charakterystyki zmian stosunku wartości średniej impulsu prądu jednokierunkowego I_{sr} do wartości znamionowej I_n prądu transformatora w funkcji kąta θ .



Rys. 5.31. Stosunek wartości średniej prądu jednokierunkowego I_{sr} do wartości znamionowej transformatora I_n w funkcji kąta θ

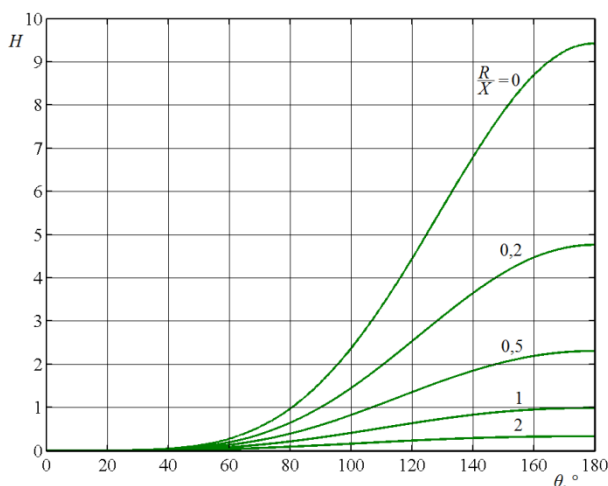
Wyznaczona, na podstawie definicji, wartość skuteczna impulsu prądu jednokierunkowego opisanego zależnością (5.43) dana jest równaniem [90]:

$$I_{sk} = \left(\frac{\omega}{2\pi} \int_{-\theta/\omega}^{\delta/\omega} i^2 dt \right)^{\frac{1}{2}} = \frac{\sqrt{2}E}{X} \sqrt{\frac{H}{2\pi}} \quad (5.69)$$

gdzie parametr H opisany jest zależnością:

$$H = \frac{X^2}{4Z^2} \left(2(\delta + \theta) - \sin(2\delta) - \sin(2\theta) - \frac{X}{R} (\cos(2\delta) - \cos(2\theta)) \right) \quad (5.70)$$

Charakterystykę zmian parametru H w funkcji kąta θ , dla wybranych stosunków R/X , przedstawiono na rysunku 5.32.



Rys. 5.32. Zmienność parametru H w funkcji kąta θ

Na rysunku 5.33 wykreślono charakterystyki zmian stosunku wartości skutecznej impulsu prądu jednokierunkowego I_m do wartości znamionowej I_n prądu transformatora, w funkcji kąta θ .

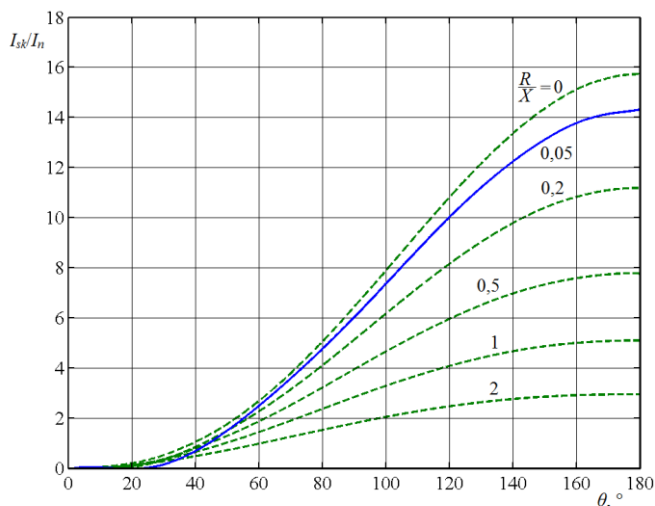
Przedstawione zależności na wartość maksymalną, średnią i skuteczną, dotyczą się jednego impulsu prądu jednokierunkowego.

Wartość średnia przypadająca na kilka następujących po sobie impulsów prądu, wyliczona może być z zależności [80][85]:

$$I_{sr} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n I_{srk} \quad (5.71)$$

gdzie k jest kolejnym impulsem prądu, a n ostatnim. Wprowadzając wzór (5.67), na wartość średnią impulsu prądu jednokierunkowego, równanie (5.71) można zapisać w postaci [80][85]:

$$I_{sr} = \frac{\sqrt{2}E}{2X\pi n} \sum_{k=1}^n D_k \quad (5.72)$$



Rys. 5.33. Stosunek wartości skutecznej prądu jednokierunkowego I_{sk} do wartości znamionowej transformatora I_n w funkcji kąta θ

Wartość skuteczną prądu jednokierunkowego, przypadającą na kilka następujących po sobie impulsów, wylicza się z zależności [80][85]:

$$I_{sk} = \left(\frac{1}{n} \sum_{k=1}^n I_{skk}^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5.73)$$

Zaś wprowadzając wzór (5.69) na wartość skuteczną impulsu prądu jednokierunkowego, równanie (5.73) można zapisać jako [80][85]:

$$I_{sk} = \frac{\sqrt{2}E}{X} \left(\frac{1}{2\pi n} \sum_{k=1}^n H_k \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5.74)$$

5.5.5. Ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu transformatora

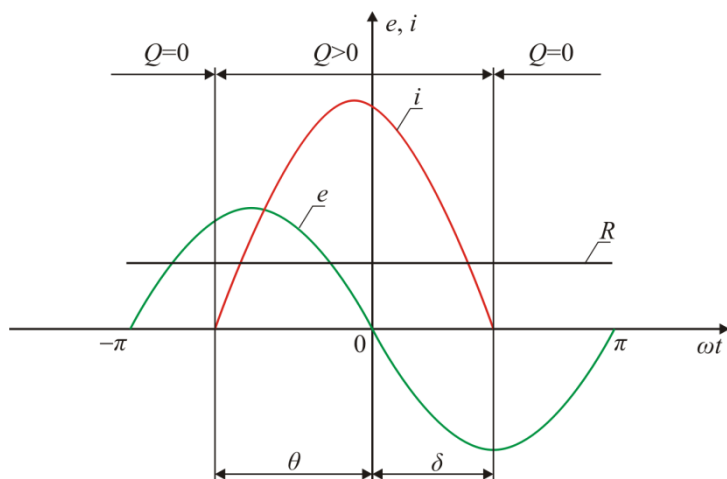
Zgodnie z prawem Joule'a ilość ciepła wydzielanego w czasie przewodzenia prądu elektrycznego przez uzwojenie transformatora jest wprost proporcjonalna do iloczynu rezystancji przewodnika, kwadratu natężenia prądu i czasu jego przepływu. Jak już wcześniej założono, impuls prądu jednokierunkowego zawiera się w przedziale kątów od $-\theta$ do δ (rys. 5.34). Poza tym przedziałem ciepło w uzwojeniu nie jest wydzielane.

Ilość ciepła, które wydziela się w uzwojeniu pierwotnym transformatora podczas trwania impulsu prądu jednokierunkowego, może zostać wyliczona z zależności:

$$Q = R \int_{-\theta/\omega}^{\delta/\omega} i^2 dt \quad (5.75)$$

lub wprowadzając wartość skuteczną prądu:

$$Q = R \frac{2\pi}{\omega} I_{sk}^2 \quad (5.76)$$



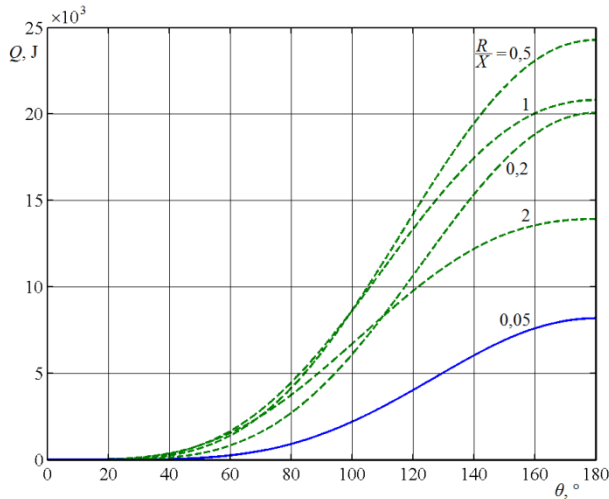
Rys. 5.34. Przedział, w którym wydzielane jest ciepło w uzwojeniu transformatora

Podstawiając do wzoru (5.75) zależność (5.43) lub do wzoru (5.76) zależność (5.69), otrzymuje się wzór na ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym transformatora w czasie przepływu jednego impulsu prądu jednokierunkowego. Wyprowadzony wzór ma postać [90]:

$$Q = 2R \frac{E^2}{\omega X^2} H \quad (5.77)$$

gdzie parametr H dany jest równaniem (5.70).

Uzyskane ze wzoru (5.77) charakterystyki zmian ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym transformatora w trakcie trwania impulsu prądu jednokierunkowego, w funkcji kąta θ , przedstawiono na rysunku 5.35.



Rys. 5.35. Zależność ilości ciepła Q od kąta θ

Ciepło całkowite, wytworzone w uzwojeniu przez kilka następujących po sobie impulsów prądu włączania, wylicza się z zależności [85]:

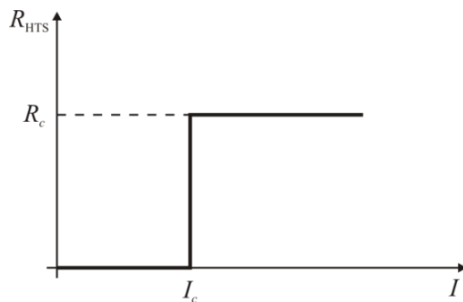
$$Q = R \sum_{k=1}^n \int_{-\theta/\omega}^{\delta/\omega} i^2 dt \quad (5.78)$$

gdzie prąd jednokierunkowy i dany jest wzorem (5.43), k jest numerem kolejnego impulsu, zaś n numerem ostatniego impulsu branego pod uwagę.

6. Włączanie transformatora nadprzewodnikowego

W rozdziale piątym zostało omówione włączanie transformatora konwencjonalnego. Pominęto wpływ temperatury na zmianę rezystancji uzwojeń transformatora, stąd rezystancja obwodu R była stała przez cały czas trwania impulsu prądu jednokierunkowego.

Z właściwości nadprzewodników wynika, że jeśli uzwojenia transformatora wykonane są z przewodu nadprzewodnikowego, to rezystancja obwodu R (rys. 5.13) ma wartość zależną od stanu, w jakim znajduje się nadprzewodnik. Zakładamy, że charakterystyka przejścia nadprzewodnika ma przebieg, jak przedstawiono na rysunku 6.2, a nadprzewodnik w chwili włączania transformatora jest w stanie nadprzewodzenia.



Rys. 6.1. Uproszczona charakterystyka przejścia nadprzewodnika

Jeżeli w trakcie trwania impulsu prądu jednokierunkowego nie zostały przekroczone parametry krytyczne nadprzewodnika, to nie następuje zmiana jego stanu. W stanie nadprzewodzenia rzeczywista rezystancja nadprzewodnika jest mniejsza niż $10^{-21} \Omega \cdot m$, co jest wartością o 18 rzędów mniejszą od oporu miedzi w temperaturze pokojowej. Można przyjąć, że w stanie nadprzewodzenia rezystancja uzwojenia pierwotnego transformatora jest równa zero ($R_1=0$).

W takim przypadku przedstawione w rozdziale piątym zależności, opisujące prąd jednokierunkowy przy włączaniu transformatora konwencjonalnego, będą również słuszne dla transformatora nadprzewodnikowego. Występujący we wzorach stosunek R/X przyjmuje wówczas wartość:

$$\frac{R}{X} = \frac{R_s}{\omega(L_s + L_1)} \quad (6.1)$$

jeśli uwzględnić impedancję sieci zasilającej transformator. L_s jest indukcyjnością sieci zasilającej, L_1 indukcyjnością rozproszenia uzwojenia pierwotnego transformatora, R_s rezystancją sieci zasilającej. Rezystancja obwodu R jest wartością stałą, przez cały czas trwania impulsu prądu jednokierunkowego, równą

rezystancji sieci zasilającej transformator [99][100][101]. Impuls prądu jednokierunkowego jest tłumiony wyłącznie rezystancją sieci, a w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS nie wydzielają się ciepło.

Gdy pominąć rezystancję R_s sieci zasilającej transformator HTS, to stosunek $R/X=0$ i wzory podane w rozdziale piątym dla transformatora konwencjonalnego ulegają uproszczeniu. Przebieg prądu opisuje zależność (5.46). Rezystancja zastępcza R obwodu jest równa zero, przez cały czas trwania impulsu prądu jednokierunkowego. Impuls prądu jednokierunkowego nie jest tłumiony, a w całym obwodzie nie wydzielają się ciepło.

Rozpatrzony teraz będzie przypadek, gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie rezystywnym, przez cały czas trwania impulsu prądu jednokierunkowego. Również w tym przypadku wzory podane w rozdziale piątym dla transformatora konwencjonalnego są słuszne. Jako że rezystancja uzwojenia pierwotnego transformatora nadprzewodnikowego jest większa od zera ($R_1 > 0$), to uwzględniając rezystancję sieci zasilającej, stosunek R/X przyjmuje wartość:

$$\frac{R}{X} = \frac{R_s + R_1}{\omega(L_s + L_1)} \quad (6.2)$$

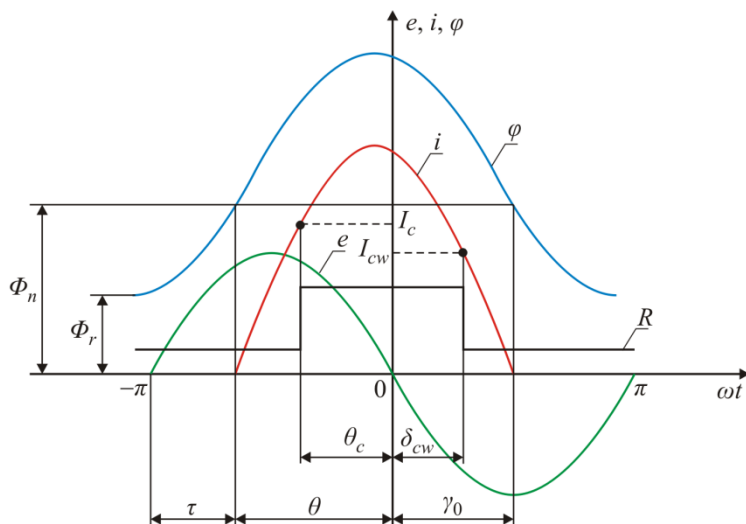
Prąd jednokierunkowy jest tłumiony rezystancją obwodu o stałej wartości przez cały czas trwania impulsu, a ciepło w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS wydzielane jest w ilości podanej zależnością (5.77).

Jeżeli pominąć rezystancję sieci zasilającej, to prąd jednokierunkowy tłumiony jest wyłącznie rezystancją R_1 uzwojenia pierwotnego transformatora nadprzewodnikowego.

Ostatni przypadek, jaki może mieć miejsce w czasie trwania impulsu prądu jednokierunkowego, związany jest z utratą stanu nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS. Przed pojawieniem się impulsu prądu jednokierunkowego, tj. w przedziale kątów od $-\pi$ do $-\theta$, uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie nadprzewodzenia, jak przedstawiono na rysunku 6.2. Po pojawieniu się prądu jednokierunkowego, uzwojenie trwa w stanie nadprzewodzenia, dopóki wartość chwilowa impulsu prądu i nie przekroczy wartości krytycznej prądu nadprzewodnika I_c . Przekroczenie to ma miejsce dla kąta $-\theta_c$. Stan rezystywny uzwojenia utrzymuje się, dopóki wartość chwilowa opadającego zbocza impulsu prądu i nie zmaleje poniżej wartości prądu krytycznego I_{cw} , co ma miejsce dla kąta δ_{cw} . Po przekroczeniu kąta δ_{cw} uzwojenie powraca do stanu nadprzewodzenia.

Wartość prądu I_{cw} jest zwykle mniejsza od I_c i zależy od przebiegu zjawisk cieplnych w nadprzewodniku. Zgodnie z prawem Joule'a, impuls prądu jednokierunkowego nagrzewa nadprzewodnik, gdy ten jest w stanie rezystywnym. By nadprzewodnik wrócił do stanu nadprzewodzenia, wartość chwilowa prądu jednokierunkowego i musi być niższa od wartości krytycznej nadprzewodnika I_c .

i jednocześnie temperatura nadprzewodnika musi być niższa od temperatury krytycznej T_c . Jeśli chłodzenie nadprzewodnika jest mało wydajne, to zostanie on schłodzony do temperatury niższej od krytycznej T_c przy wartości chwilowej prądu jednokierunkowego i niższej od wartości krytycznej prądu nadprzewodnika I_c (rys. 6.2). Jeśli zjawiska cieplne można pominąć lub jeśli wydajność chłodzenia nadprzewodnika jest wystarczająco duża, wówczas wartość prądu I_{cw} odpowiada wartości prądu krytycznego I_c .



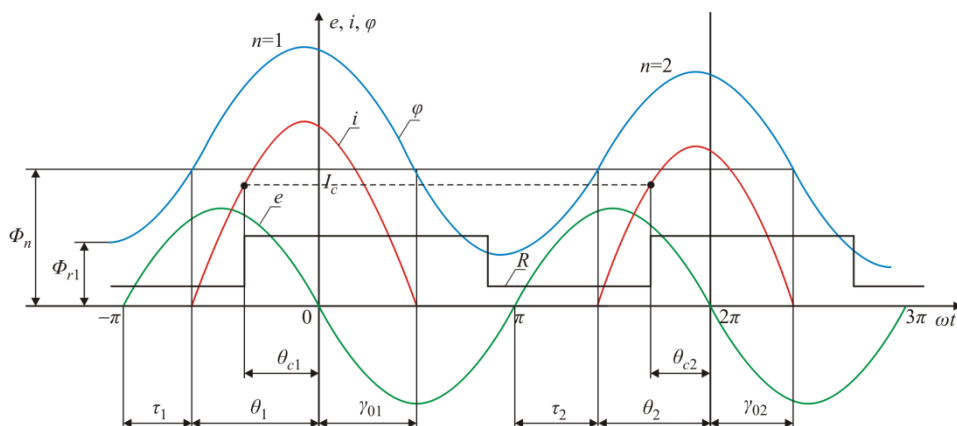
Rys. 6.2. Rezystancja obwodu R przy przejściu nadprzewodnika do stanu rezystywnego z uwzględnieniem rezystancji sieci R_s

Ze względu na temperaturę nadprzewodnika, należy brać pod uwagę trzy możliwe przypadki powrotu uzwojenia pierwotnego transformatora HTS do stanu nadprzewodzenia.

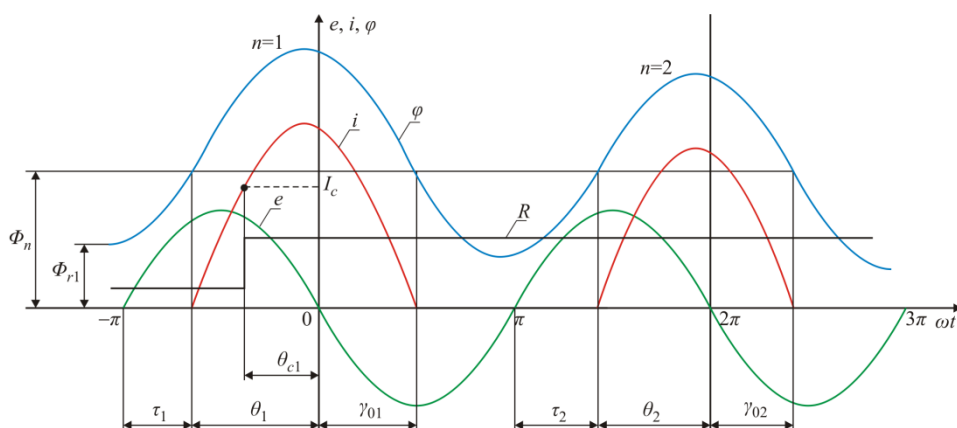
Nadprzewodnik może zostać schłodzony do temperatury niższej od krytycznej T_c w trakcie trwania opadającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego, jak przedstawiono na rysunku 6.2. Prąd I_{cw} , przy którym uzwojenie powraca do stanu nadprzewodzenia, zawiera się wówczas w przedziale od 0 do I_c .

Nadprzewodnik może nie osiągnąć temperatury niższej od krytycznej T_c w trakcie trwania opadającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego. Wówczas powrót uzwojenia pierwotnego transformatora do stanu nadprzewodzenia ma miejsce podczas przerwy bezprądowej, jak pokazano na rysunku 6.3.

W skrajnym przypadku nadprzewodnik nie osiągnie temperatury niższej od krytycznej T_c przed pojawieniem się kolejnego impulsu prądu jednokierunkowego i nie powróci do stanu nadprzewodzenia (rys. 6.4).



Rys. 6.3. Odzyskiwanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS w czasie przerwy bezprądowej



Rys. 6.4. Trwała utrata nadprzewodnictwa uzwojenia pierwotnego transformatora HTS

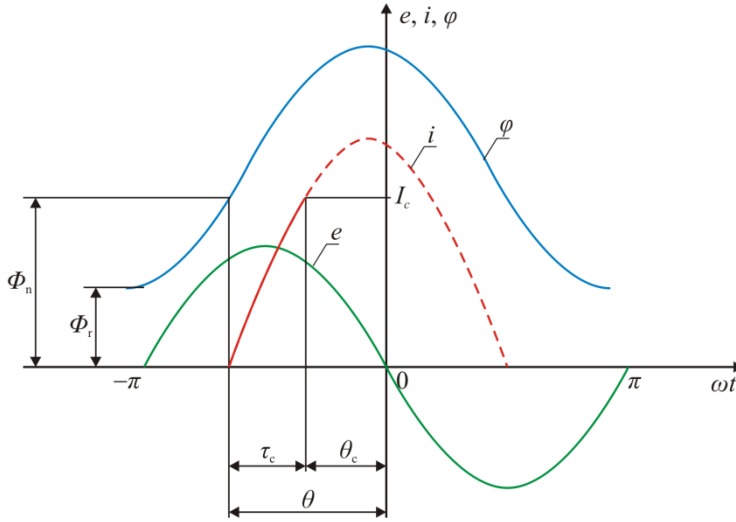
6.1. Utrata stanu nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS

Przyjmuje się, że w chwili włączenia transformatora HTS jego uzwojenia były w stanie nadprzewodzenia. Zakłada się też, że wartość szczytowa I_m impulsu prądu jednokierunkowego przekracza wartość prądu krytycznego I_c przewodu nadprzewodnikowego, z którego wykonano uzwojenie pierwotne transformatora HTS, jak przedstawiono na rysunku 6.5 [102][103].

Przy przyjętych założeniach rezystancja obwodu R (rys. 5.13) jest stała w przedziale kątów od θ do θ_c i narastające zбочe prądu jednokierunkowego może być opisane równaniem (5.43). W tym zakresie kątów słuszne są wszyst-

kie zależności podane w rozdziale piątym dla transformatorów konwencjonalnych.

Dla kąta θ_c następuje zmiana stanu obwodu (rys. 6.5). Wartość chwilowa narastającego zbocza impulsu prądu osiąga wartość krytyczną dla nadprzewodnika $i=I_c$ i uzwojenie pierwotne transformatora HTS przechodzi do stanu rezystywnego, zgodnie z podaną na rysunku 6.1 charakterystyką przejścia.



Rys. 6.5. Kąt θ_c , dla którego następuje przekroczenie przez prąd jednokierunkowy wartości prądu krytycznego I_c

Znajomość kąta θ_c ma znaczenie dla określenia przebiegu impulsu prądu jednokierunkowego po przejściu uzwojenia pierwotnego do stanu rezystywnego. Zakładając zgodnie z rysunkiem 6.5 warunki brzegowe $i=I_c$ oraz $\omega t = -\theta_c$ i podstawiając je do równania (5.43), otrzymuje się wzór na wartość kąta θ_c :

$$\operatorname{tg} \theta_c = I_c \frac{Z^2}{\sqrt{2EX}} A + B \quad (6.3)$$

gdzie parametr A dany jest zależnością:

$$A = \frac{e^{\frac{R}{X}\tau_c}}{\left(\sin \tau_c - \frac{R}{X} \cos \tau_c + \frac{R}{X} e^{\frac{R}{X}\tau_c} \right) \cos(\theta - \tau_c)} \quad (6.4)$$

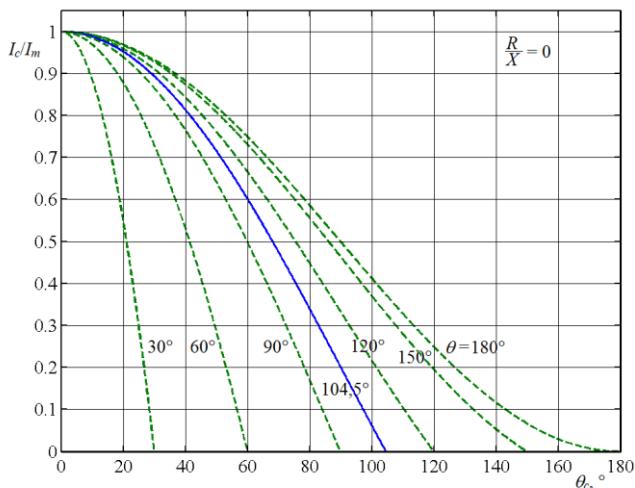
zaś parametr B wynosi:

$$B = \frac{\frac{R}{X} \sin \tau_c + \cos \tau_c - e^{\frac{R}{X} \tau_c}}{\sin \tau_c - \frac{R}{X} \cos \tau_c + \frac{R}{X} e^{\frac{R}{X} \tau_c}} \quad (6.5)$$

Występujący w we wzorach (6.4) i (6.5) kąt τ_c liczony jest od chwili pojawienia się prądu jednokierunkowego do chwili, w której uzwojenie pierwotne transformatora HTS przechodzi do stanu rezystywnego (rys. 6.11) i wynosi:

$$\tau_c = \theta - \theta_c \quad (6.6)$$

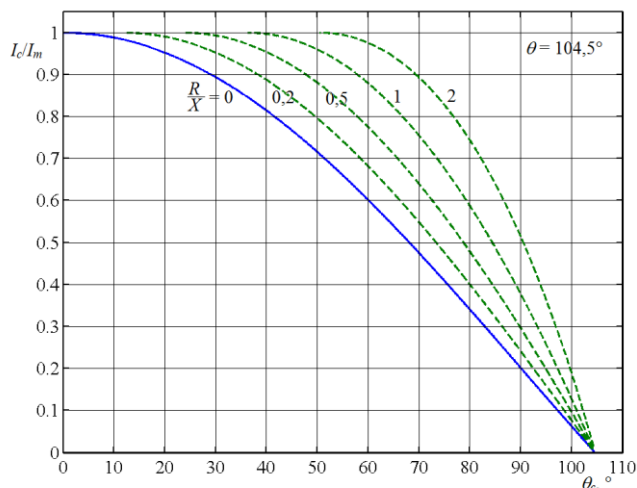
Ze wzoru (6.3) i rysunku (6.5) wynika, że istnieje korelacja między kątem θ_c i wartością prądu krytycznego I_c . Rodzinę charakterystyk wiążących wartość prądu krytycznego I_c z wartością kąta θ_c , dla wybranych kątów θ i wybranych wartości stosunku R/X przedstawiono na rysunkach 6.6 i 6.7. Wartość prądu krytycznego I_c odniesiono do wartości maksymalnej impulsu prądu jednokierunkowego I_m , jaką osiągnąłby, gdyby uzwojenie pierwotne transformatora HTS nie wyszło ze stanu nadprzewodzenia. Na rysunkach linią ciągłą wykreślono charakterystyki dla transformatora o parametrach podanych w rozdziale 5.5.



Rys. 6.6. Relacje między wartością kąta θ_c a prądem krytycznym I_c przy współczynniku R/X równym zero

Prąd krytyczny I_c uzwojenia pierwotnego transformatora HTS, jest wielkością stałą. Skorelowany z nim kąt θ_c zależy od wartości kąta θ , przy którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego i maleje ze zmniejszaniem się tego kąta (rys. 6.6). Wartość stosunku R/X obwodu w stanie nadprzewodzenia uzwo-

jeń transformatora ma istotny wpływ na przebieg korelacji między wartością krytyczną prądu I_c a kątem θ_c (rys. 6.7). Kąt θ_c osiąga duże wartości dla dużych wartości stosunku R/X .



Rys. 6.7. Relacje między wartością kąta θ_c a prądem krytycznym I_c

Znając wartość kąta θ_c , można policzyć czas, jaki upłynął od włączenia transformatora do chwili, w której następuje przejście uzwojenia pierwotnego transformatora do stanu rezystywnego:

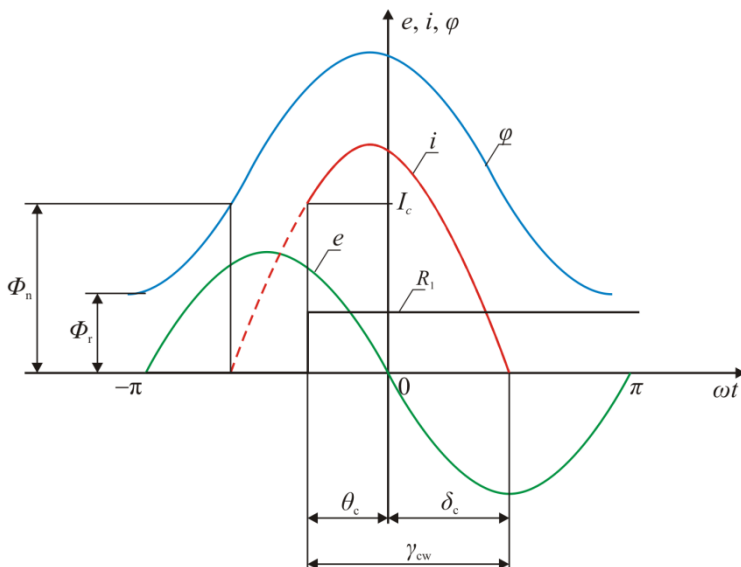
$$t_{\theta_c} = (\tau + \tau_c) \frac{\pi}{180\omega} \quad (6.7)$$

gdzie kąt τ dany jest równaniem (5.42).

6.2. Prąd jednokierunkowy w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego transformatora HTS

Po przekroczeniu przez prąd jednokierunkowy i wartości krytycznej I_c uzwojenie pierwotne transformatora HTS przechodzi do stanu rezystywnego i jego rezystancja R_1 gwałtownie wzrasta. Następuje skokowa zmiana wartości R/X obwodu, czego efektem jest zmiana stanu obwodu i wystąpienie stanu nieustalonego. Podane w rozdziale piątym równanie (5.43), opisujące prąd jednokierunkowy, przestaje być słuszne.

Zgodnie z przyjętymi w rozdziale 6.1 założeniami, momentowi w którym chwilowa wartość prądu jednokierunkowego i osiąga wartość krytyczną prądu I_c , odpowiada kąt θ_c (rys. 6.8).



Rys. 6.8. Przebieg prądu jednokierunkowego po przejściu uzwojenia pierwotnego do stanu rezystywnego, przedział kątów od θ_c do δ_c

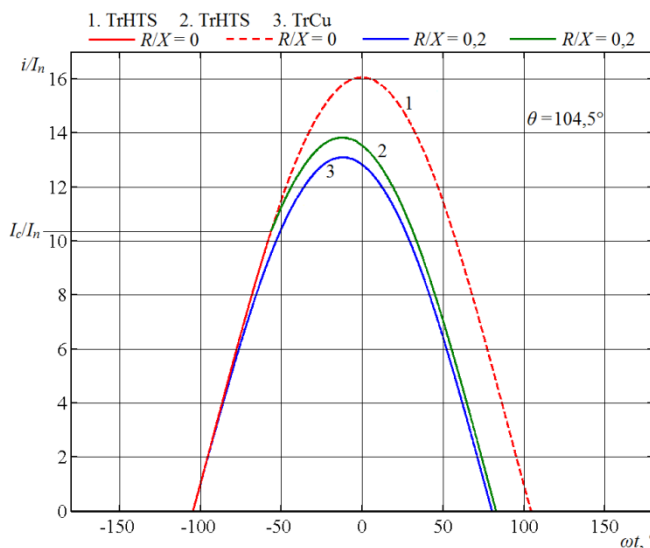
Rozwiązując równanie ogólne obwodu przedstawionego na rysunku 5.13, dane wzorem (5.36) dla warunków początkowych $i=I_c$ i $\omega t=-\theta_c$, otrzymuje się wzór na prąd jednokierunkowy po przejściu uzwojenia pierwotnego transformatora HTS do stanu rezystywnego:

$$i_c = -\frac{\sqrt{2}EX}{Z^2} \left(\frac{R}{X} \sin \omega t - \cos \omega t + \left(\frac{R}{X} \sin \theta_c + \cos \theta_c \right) e^{-\frac{R}{X}(\omega t + \theta_c)} \right) + I_c e^{-\frac{R}{X}(\omega t + \theta_c)} \quad (6.8)$$

Równanie (6.8) jest słuszne tak długo, jak długo uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie rezystywnym, tj. dopóki nie wystąpi kolejna zmiana stanu obwodu. Jeśli takiej zmiany nie ma, równanie (6.8) opisuje impuls prądu jednokierunkowego do chwili jego zaniku, co ma miejsce dla kąta δ_c (rys. 6.8).

Przebieg prądu jednokierunkowego, po przejściu uzwojenia pierwotnego do stanu rezystywnego, zależy od wartości R/X , wartości kąta θ_c i wartości prądu krytycznego I_c .

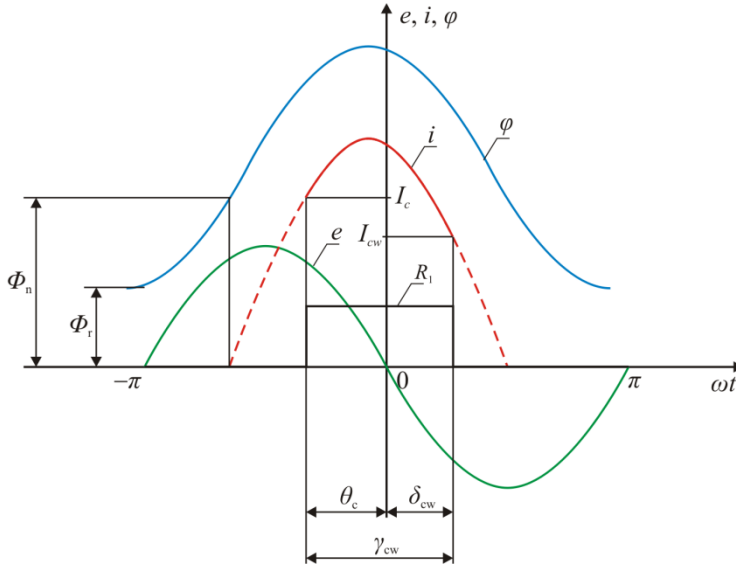
Przebieg prądu, dany równaniem (6.8), przedstawiono na rysunku 6.9 (krzywa 2). Przebieg wykreślono, przyjmując, że $R/X=0$ w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego i $R/X=0,2$ w stanie rezystywnym uzwojenia. Dla porównania wykreślono przebieg prądu jednokierunkowego w sytuacji, gdyby uzwojenie nie wyszło ze stanu nadprzewodzenia (krzywa 1) oraz przebieg prądu jednokierunkowego transformatora konwencjonalnego (krzywa 3). Dla transformatora konwencjonalnego przyjęto stosunek R/X równy 0,2.



Rys. 6.9. Porównanie przebiegów prądu jednokierunkowego dla transformatora nadprzewodnikowego i konwencjonalnego: 1 – transformator HTS z uzwojeniem w stanie nadprzewodzenia, 2 – transformator, którego uzwojenie utraciło stan nadprzewodzenia, 3 – transformator konwencjonalny

6.3. Przywracanie stanu nadprzewodzenia w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS

Podczas opadającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego uzwojenie pierwotne transformatora HTS może powrócić do stanu nadprzewodzenia. By tak się stało, chwilowa wartość prądu jednokierunkowego i musi być niższa od wartości prądu krytycznego I_c oraz temperatura nadprzewodnika musi być niższa od temperatury krytycznej T_c . Od temperatury nadprzewodnika zależy, czy powrót uzwojenia do stanu nadprzewodzenia nastąpi przy wartości krytycznej prądu I_c , czy przy wartości niższej I_{cw} , jak przedstawiono na rysunku 6.10 [102][103].



Rys. 6.10. Kąt δ_{cw} , po przekroczeniu którego następuje odzyskiwanie stanu nadprzewodzenia

Na rysunku 6.10 przyjęto, że uzwojenie pierwotne transformatora HTS odzyskuje stan nadprzewodzenia dla prądu I_{cw} . Z tym prądem skorelowany jest kąt δ_{cw} , który wyznacza się podstawiając $i=I_{cw}$ oraz $\omega t=\delta_{cw}$ do równania (6.8) i po przekształceniach uzyskuje się wzór:

$$\operatorname{tg} \delta_{cw} = \left(I_c - I_{cw} e^{\frac{R}{X} \gamma_{cw}} \right) \frac{Z^2}{\sqrt{2} EX} G + H \quad (6.9)$$

gdzie parametr G dany jest równaniem:

$$G = \frac{1}{\left(\frac{R}{X} e^{\frac{R}{X} \gamma_{cw}} - \frac{R}{X} \cos \gamma_{cw} + \sin \gamma_{cw} \right) \cos(\gamma_{cw} - \theta_c)} \quad (6.10)$$

zaś parametr H wynosi:

$$H = \frac{e^{\frac{R}{X} \gamma_{cw}} - \frac{R}{X} \sin \gamma_{cw} - \cos \gamma_{cw}}{\frac{R}{X} e^{\frac{R}{X} \gamma_{cw}} - \frac{R}{X} \cos \gamma_{cw} + \sin \gamma_{cw}} \quad (6.11)$$

Występujący we wzorze (6.9) kąt γ_{cw} liczony jest od chwili, w której uzwojenie pierwotne transformatora HTS wyszło ze stanu nadprzewodzenia, do chwili w której odzyskuje stan nadprzewodzenia (rys. 6.10):

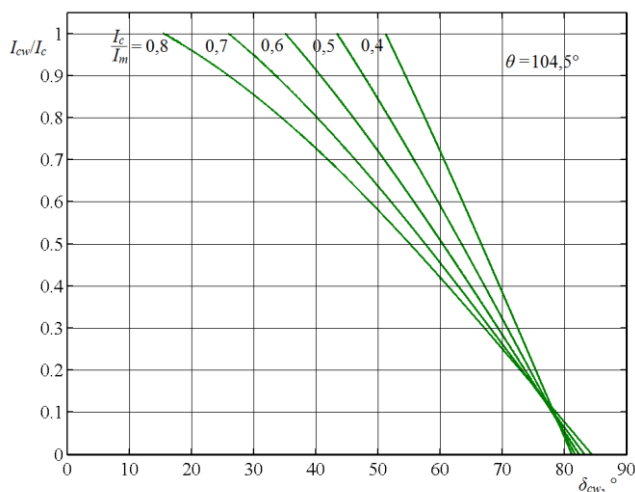
$$\gamma_{cw} = \theta_c + \delta_{cw} \quad (6.12)$$

Znając wartość kąta γ_{cw} , określić można czas, przez jaki uzwojenie pierwotne transformatora HTS znajdowało się w stanie rezystywnym:

$$t_{cw} = \gamma_{cw} \frac{\pi}{180\omega} \quad (6.13)$$

Ze wzoru 6.9 wynika, że wartość kąta δ_{cw} , przy jakim uzwojenie pierwotne transformatora HTS powraca do stanu nadprzewodzenia, zależy od wartości prądu krytycznego nadprzewodnika I_c , wartości prądu, przy którym uzwojenie odzyskuje stan nadprzewodzenia I_{cw} oraz wartości stosunku R/X obwodu, gdy uzwojenie pierwotne jest w stanie rezystywnym.

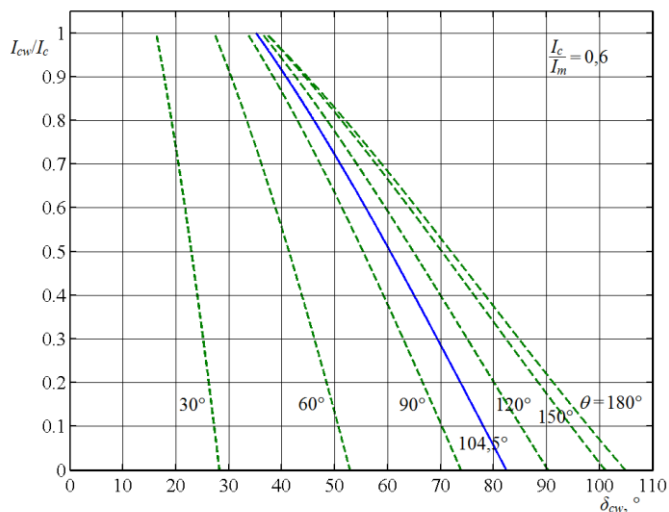
Charakterystyki zmienności kąta δ_{cw} w funkcji stosunku I_{cw}/I_c , dla wybranych wartości stosunku I_c/I_m , przedstawiono na rysunku 6.11. I_m jest wartością maksymalną, jaką osiągnąłby prąd jednokierunkowy, gdyby uzwojenie nie wyszło ze stanu nadprzewodzenia i przy stosunku R/X równym zero. Jest to więc teoretycznie największa wartość, jaką dla danego transformatora HTS może osiągnąć prąd jednokierunkowy. Przyjęto też, że w stanie rezystywnym uzwojenia stosunek R/X obwodu wynosi 0,2.



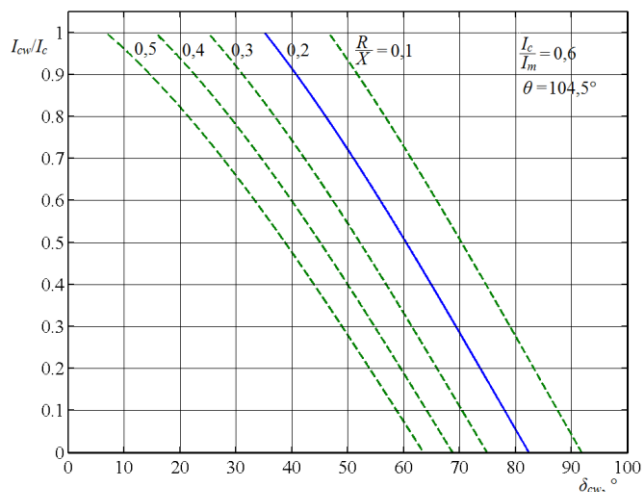
Rys. 6.11. Zmiana kąta δ_{cw} dla wybranych stosunków I_c/I_m

Wartość kąta δ_{cw} istotnie zależy od niewystępującego we wzorze (6.8) kąta θ , przy którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego. Charakterystyki zmienności kąta δ_{cw} dla wybranych kątów θ przedstawiono na rysunku 6.12.

Z kolei na rysunku 6.13 przedstawiono charakterystyki zmienności kąta δ_{cw} dla wybranych wartości stosunku R/X , gdy uzwojenie pierwotne transformatora jest w stanie rezystywnym.

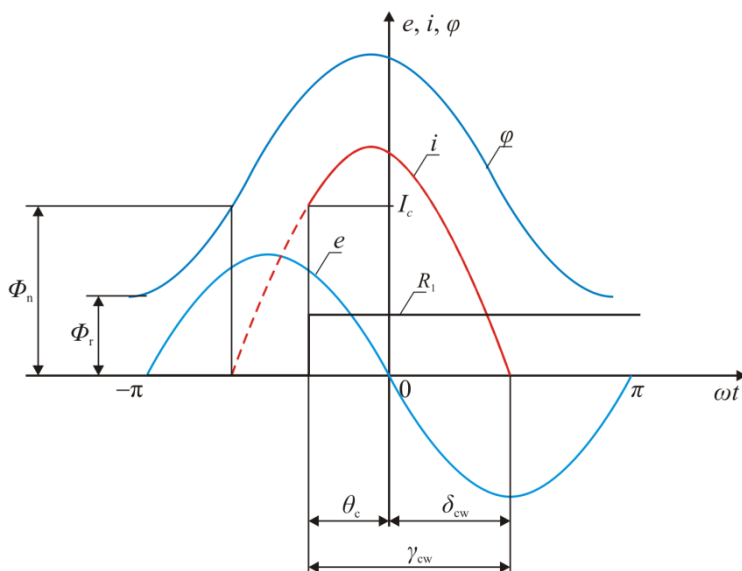


Rys. 6.12. Zmiana kąta δ_{cw} dla wybranych wartości kąta θ



Rys. 6.13. Zmiana kąta δ_{cw} dla wybranych wartości stosunku R/X

W sytuacji niewystarczającej wydajności chłodzenia uzwojeń transformatora HTS, uzwojenie pierwotne może nie powrócić od stanu nadprzewodzenia przed zanikiem impulsu prądu jednokierunkowego (rys. 6.14).



Rys. 6.14. Przebieg prądu jedнокierunkowego, gdy uzwojenie pierwotne nie odzyskało stanu nadprzewodzenia, przedział kątów od θ_c do δ_{cw}

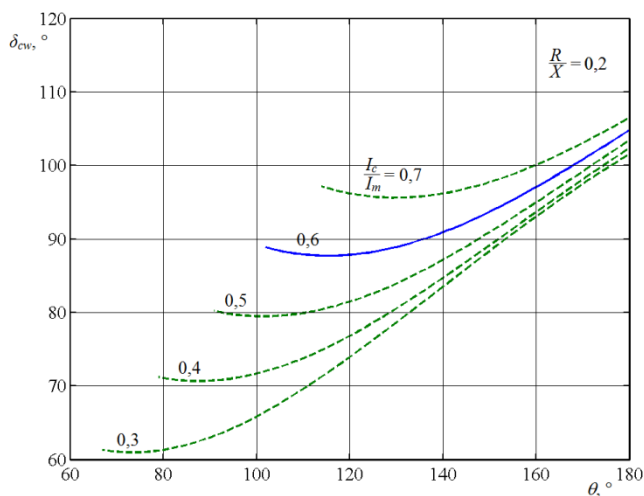
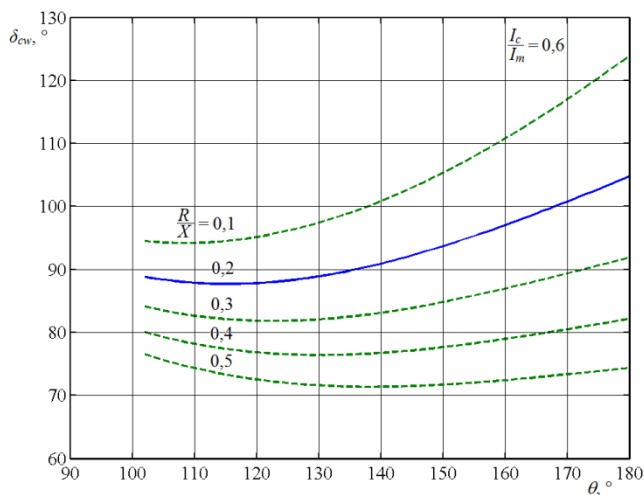
Zgodnie z rysunkiem 6.14 kąt δ_{cw} jest wówczas kątem, przy którym zanika impuls prądu jedнокierunkowego. Podstawiając $i=0$ i $\omega t=\delta_{cw}$ do równania (6.8), uzyskuje się wzór na wartość tego kąta:

$$\operatorname{tg} \delta_{cw} = I_c \frac{Z^2}{\sqrt{2EX}} G + H \quad (6.14)$$

gdzie parametry G i H dane są wzorami (6.10) i (6.11).

Ze wzoru (6.14) wynika, że wartość kąta δ_{cw} , przy którym zanika impuls prądu jedнокierunkowego, w sytuacji gdy uzwojenie pierwotne nie odzyskało nadprzewodnictwa, zależy od wartości prądu krytycznego nadprzewodnika I_c i wartości stosunku R/X obwodu. Nie bez znaczenia jest wpływ wartości kąta θ , przy którym pojawia się impuls prądu jedнокierunkowego.

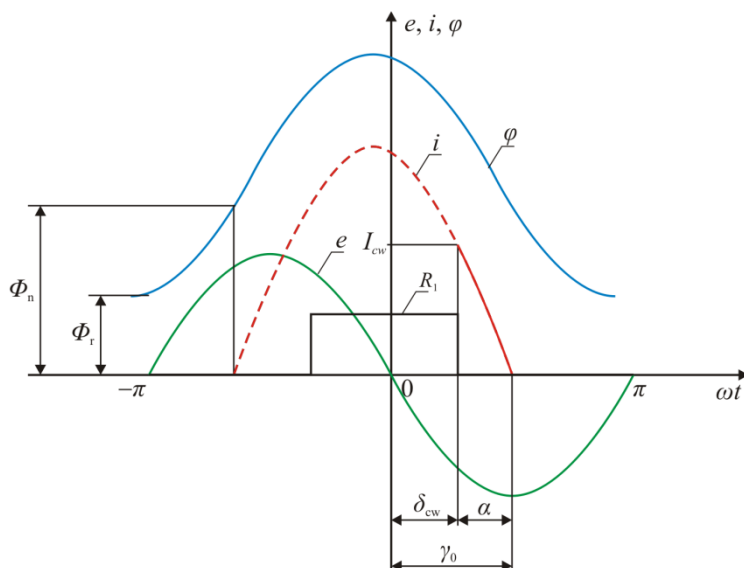
Charakterystyki zmienności kąta δ_{cw} w funkcji kąta θ dla wybranych stosunków I_c/I_m i przy wartości stosunku R/X równego 0,2 przedstawiono na rysunku 6.15. Na rysunku 6.16 wykreślono charakterystyki dla stałej wartości stosunku I_c/I_m równej 0,6 i dla wybranych wartości stosunku R/X .

Rys. 6.15. Zmiana kąta δ_{cw} w funkcji kąta θ dla wybranych wartości stosunku I_c/I_m Rys. 6.16. Zmiana kąta δ_{cw} w funkcji kąta θ dla wybranych wartości stosunku R/X

6.4. Prąd jednokierunkowy po odzyskaniu stanu nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS

Gdy prąd jednokierunkowy i przyjmuje wartość niższą od wartości krytycznej prądu I_{cw} (rys. 6.17), uzwojenie pierwotne transformatora HTS powraca do

stanu nadprzewodzenia, a jego rezystancja R_1 gwałtownie maleje, zgodnie z podaną na rysunku 6.1 charakterystyką przejścia. Następuje skokowa zmiana wartości stosunku R/X obwodu, czego efektem jest zmiana stanu obwodu i wystąpienie stanu nieustalonego. Równanie (6.8) opisujące impuls prądu jednokierunkowego, gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie rezystywnym, przestaje być słuszne.



Rys. 6.17. Prąd jednokierunkowy po odzyskaniu nadprzewodnictwa w uzwojeniu pierwotnym, przedział kątów od δ_{cw} do α

Jak przyjęto w rozdziale 6.3, kąt δ_{cw} (rys. 6.17) odpowiada momentowi, w którym chwilowa wartość prądu jednokierunkowego i przyjmuje wartość krytyczną prądu I_{cw} .

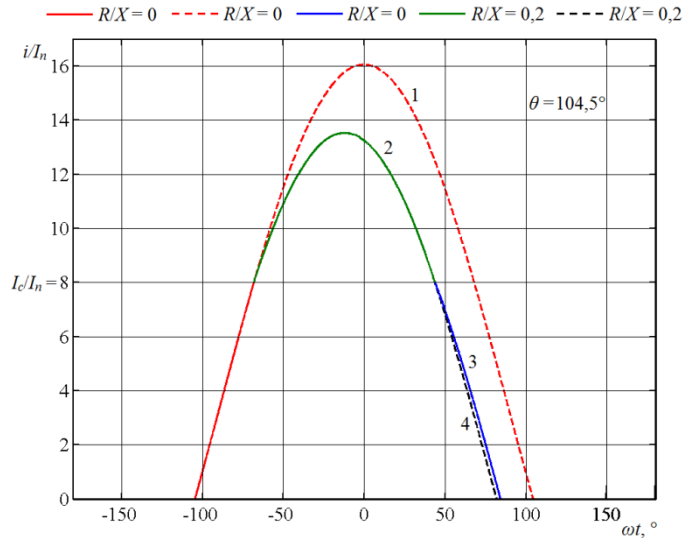
Rozwiązując równanie ogólne obwodu z rysunku 5.13 dane wzorem (5.36) dla warunków początkowych $i=I_{cw}$ i $\omega t=\delta_{cw}$, otrzymuje się wzór na prąd jednokierunkowy po odzyskaniu stanu nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego:

$$i_{cw} = -\frac{\sqrt{2}EX}{Z^2} \left(\frac{R}{X} \sin \omega t - \cos \omega t - \left(\frac{R}{X} \sin \delta_{cw} - \cos \delta_{cw} \right) e^{-\frac{R}{X}(\omega t - \delta_{cw})} \right) + I_{cw} e^{-\frac{R}{X}(\omega t - \delta_{cw})} \quad (6.15)$$

Jeśli pominąć rezystancję sieci zasilającej (rys. 5.13), to wartość stosunku R/X jest równa zero i równanie (6.15) upraszcza się do postaci:

$$i_{cw} = \frac{\sqrt{2}E}{X}(\cos \omega t - \cos \delta_{cw}) + I_{cw} \quad (6.16)$$

Przebieg prądu jednokierunkowego, gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS powróci do stanu nadprzewodzenia, zależy od wartości stosunku R/X oraz wartości prądu krytycznego I_{cw} .



Rys. 6.18. Impuls prądu jednokierunkowego transformatora nadprzewodnikowego: 1 – uzwojenie w stanie nadprzewodzenia, 2, 4 – uzwojenie w stanie rezystywnym, 3 – uzwojenie powróciło do stanu nadprzewodzenia

Przebieg prądu jednokierunkowego dany równaniem (6.15) przedstawiono na rysunku 6.18 (krzywa 3). Przebieg wykreślono przy założeniu, że: stosunek $R/X=0$ w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego i $R/X=0,2$ w stanie rezystywnym. Dla porównania wykreślono przebieg prądu jednokierunkowego w sytuacji, gdyby uzwojenie pierwotne transformatora HTS nie wyszło ze stanu nadprzewodzenia (krzywa 1) oraz w sytuacji, gdyby utraciło i nie odzyskało stanu nadprzewodzenia (krzywa 4). Krzywa 2 opisuje prąd jednokierunkowy, gdy uzwojenie jest w stanie rezystywnym.

Równanie (6.15) spełnione jest dla kątów zawierających się w przedziale od δ_{cw} do γ_0 , jak przedstawiono na rysunku 6.17. Dla kąta γ_0 impuls prądu jednokierunkowego zanika, a rdzeń transformatora przechodzi ze stanu nasycenia do stanu pracy normalnej. Kąt γ_0 wyznacza się, podstawiając $i=0$ oraz $\omega t=\gamma_0$ do wzoru (6.15) i po przekształceniach otrzymuje się zależność:

$$\operatorname{tg} \gamma_0 = I_{cw} \frac{Z^2}{\sqrt{2EX}} K + M \quad (6.17)$$

gdzie parametr K dany jest równaniem:

$$K = \frac{1}{\left(\frac{R}{X} e^{\frac{R}{X}\alpha} - \frac{R}{X} \cos \alpha + \sin \alpha \right) \cos(\alpha + \delta_{cw})} \quad (6.18)$$

zaś parametr M wynosi:

$$M = \frac{e^{\frac{R}{X}\alpha} - \frac{R}{X} \sin \alpha - \cos \alpha}{\frac{R}{X} e^{\frac{R}{X}\alpha} - \frac{R}{X} \cos \alpha + \sin \alpha} \quad (6.19)$$

Występujący w równaniu (6.17) kąt α liczony jest od chwili, w której uzwojenie pierwotne transformatora powraca do stanu nadprzewodzenia do chwili zaniku impulsu prądu jednokierunkowego (rys. 6.17) i dany jest równaniem:

$$\alpha = \gamma_0 - \delta_{cw} \quad (6.20)$$

Na podstawie kąta α można wyznaczyć czas, jaki upłynął od chwili, gdy uzwojenie pierwotne transformatora powróciło do stanu nadprzewodzenia, do chwili, w której zanika impuls prądu jednokierunkowego:

$$t_\alpha = \alpha \frac{\pi}{180\omega} \quad (6.21)$$

Znając zaś wartość kąta γ_0 , można określić czas trwania impulsu prądu jednokierunkowego:

$$t_i = (\theta + \gamma_0) \frac{\pi}{180\omega} \quad (6.22)$$

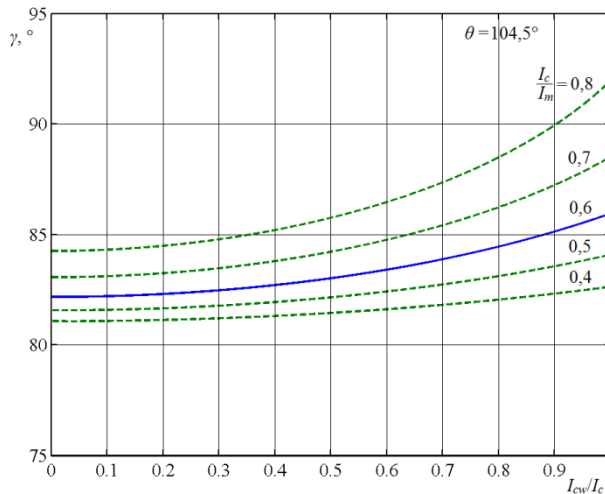
gdzie kąt θ dany jest równaniem (5.41). Z kolei, licząc od momentu włączenia transformatora, impuls prądu jednokierunkowego zanika po czasie:

$$t_{i0} = (\tau + \theta + \gamma_0) \frac{\pi}{180\omega} \quad (6.23)$$

gdzie kąt τ dany jest równaniem (5.42).

Z zależności (6.17) wynika, że wartość, jaką przyjmuje kąt γ_0 , zależy od wartości R/X obwodu, gdy uzwojenie pierwotne transformatora jest w stanie nadprzewodzenia. Wpływ ma również wartość prądu I_{cw} , przy którym uzwojenie pierwotne powraca do stanu nadprzewodzenia oraz wartość skorelowanego z tym prądem kąta δ_{cw} .

Zmiany kąta γ_0 w funkcji wartości stosunku I_{cw}/I_c dla wybranych wartości stosunku I_c/I_m przedstawiono na rysunku 6.19. Prąd I_m jest tutaj wartością maksymalną jaką osiągnąłby prąd jednokierunkowy, gdyby uzwojenie pierwotne transformatora HTS nie wyszło ze stanu nadprzewodzenia. Kąt γ_0 przyjmuje największe wartości dla stosunku I_{cw}/I_c równego jeden i zwiększa się ze wzrostem wartości stosunku I_c/I_m .

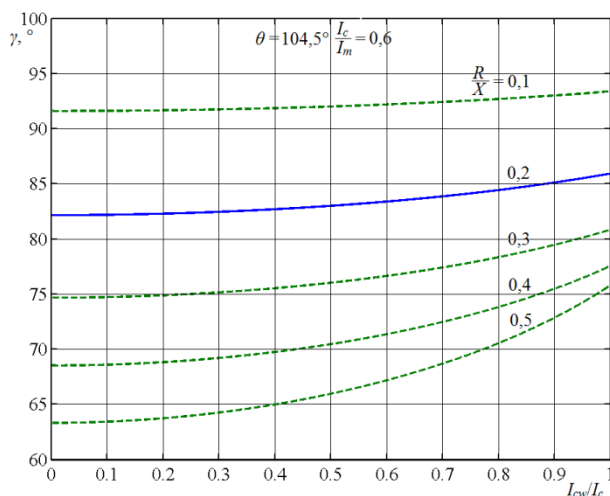


Rys. 6.19. Zmiana kąta γ_0 w funkcji stosunku I_{cw}/I_c dla wybranych stosunków I_c/I_m

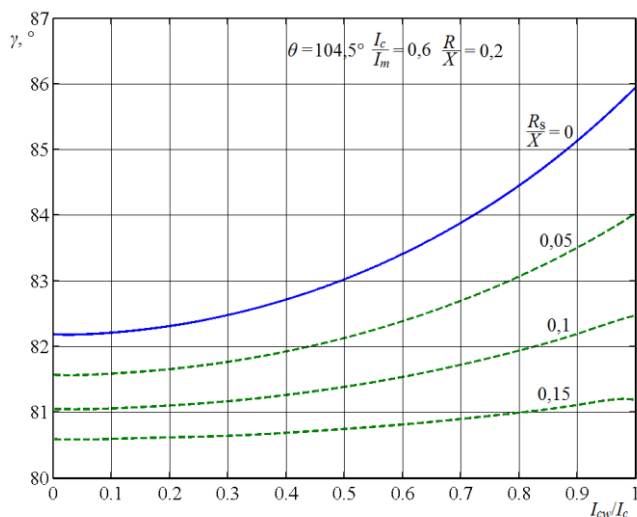
Wartość kąta γ_0 zależy od wartości stosunku R/X obwodu, zarówno gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie rezystywnym (rys. 6.20), jak i gdy jest w stanie nadprzewodzenia (rys. 6.21).

Na rysunku 6.20 przedstawiono charakterystyki zmienności kąta γ_0 dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia i dla $R/X=0$ w stanie nadprzewodzenia. Największe wartości kąta γ_0 osiąga, gdy w stanie rezystywnym uzwojenia stosunek R/X ma małe wartości. Wtedy też kąt γ_0 charakteryzuje się małą zmiennością w funkcji zmian wartości stosunku I_{cw}/I_c .

Charakterystyki zmienności kąta γ_0 dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia i dla $R/X=0,2$ w stanie rezystywnym przedstawiono na rysunku 6.21. Kąt γ_0 przyjmuje znaczne wartości dla małych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojeń. Charakteryzuje się wtedy też największą zmiennością w funkcji zmian wartości stosunku I_{cw}/I_c .

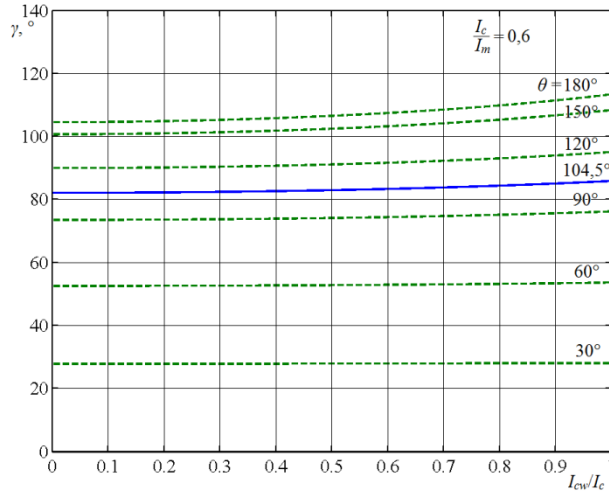


Rys. 6.20. Zmiana kąta γ_0 w funkcji stosunku I_{cw}/I_c dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego



Rys. 6.21. Zmiana kąta γ_0 w funkcji stosunku I_{cw}/I_c dla wybranych wartości stosunku R_s/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego

Na wartość kąta γ_0 wpływa też kąt θ , przy którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego. Kąt γ_0 przyjmuje znaczne wartości dla dużych wartości kąta θ (rys. 6.22). Obserwuje się natomiast nieznaczne zmiany kąta γ_0 w funkcji zmian stosunku I_{cw}/I_c .

Rys. 6.22. Zmiana kąta γ_0 w funkcji stosunku I_{cw}/I_c dla wybranych kątów θ

6.5. Wartość maksymalna prądu jednokierunkowego

Zakładając, że prąd jednokierunkowy osiąga wartość maksymalną dla kąta β_c , jak przedstawiono na rysunku 6.23 [104], na podstawie równania (6.8) można wyliczyć wartość tego kąta. Licząc pochodną po czasie z równania (6.8), przyrównując ją do zera i podstawiając $\omega t = -\beta_c$, uzyskuje się wzór na kąt β_c :

$$\tan \beta_c = I_c \frac{R}{X} \frac{Z^2}{\sqrt{2EX}} C + \frac{R}{X} D \quad (6.24)$$

gdzie parametr C dany jest równaniem:

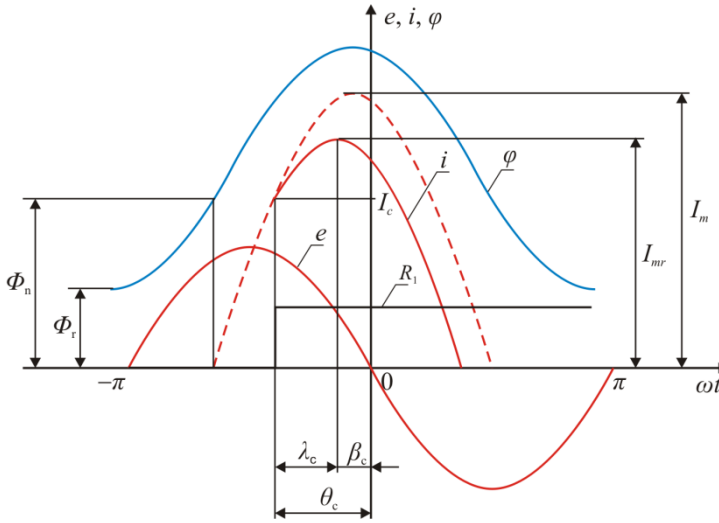
$$C = \frac{1}{\left(e^{\frac{R}{X}\lambda_c} - \frac{R}{X} \sin \lambda_c + \frac{R^2}{X^2} \cos \lambda_c \right) \cos(\theta_c - \lambda_c)} \quad (6.25)$$

zaś parametr D opisuje równanie:

$$D = \frac{e^{\frac{R}{X}\lambda_c} - \frac{R}{X} \sin \lambda_c - \cos \lambda_c}{e^{\frac{R}{X}\lambda_c} - \frac{R}{X} \sin \lambda_c + \frac{R^2}{X^2} \cos \lambda_c} \quad (6.26)$$

w którym kąt λ_c (rys. 6.23) liczony jest od chwili, w której uzwojenie wychodzi ze stanu nadprzewodzenia do chwili, kiedy wartość chwilowa prądu jednokierunkowego osiąga wartość najwyższą:

$$\lambda_c = \theta_c - \beta_c \quad (6.27)$$



Rys. 6.23. Kąt β_c , dla którego impuls prądu osiąga wartość maksymalną

Znając wartość kąta λ_c , policzyć można czas od chwili włączenia transformatora, po jakim impuls prądu jednokierunkowego osiągnie wartość maksymalną:

$$t_m = (\tau + \tau_c + \lambda_c) \frac{\pi}{180\omega} \quad (6.28)$$

gdzie kąt τ dany jest równaniem (5.42), zaś kąt τ_c zależnością (6.6).

Podstawiając do równania (6.8) $\omega t = -\beta_c$, zgodnie z rysunkiem 6.23, otrzymuje się wzór na wartość maksymalną impulsu prądu:

$$I_{mr} = \frac{\sqrt{2}E}{X} P_c \quad (6.29)$$

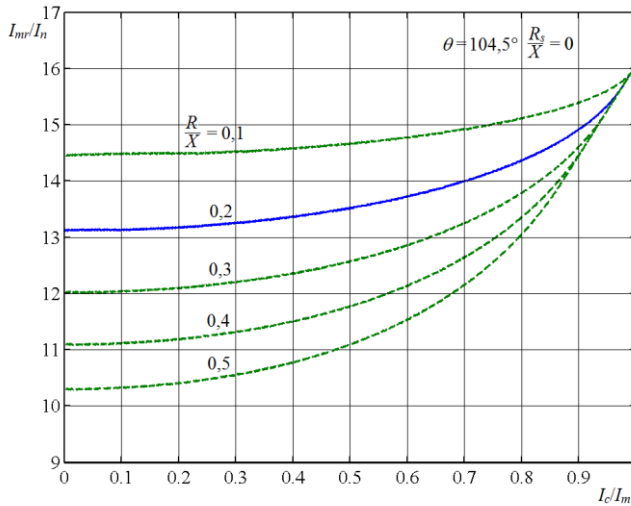
gdzie parametr P_c dany jest zależnością:

$$P_c = \frac{X}{R} \sin \beta_c \quad (6.30)$$

Z zależności (6.29) wynika, że wartość maksymalna impulsu prądu jednokierunkowego zależy od wartości R/X obwodu, gdy uzwojenie pierwotne transfor-

matora HTS jest w stanie rezystywnym oraz od wartości kąta β_c . Z kolei kąt β_c jest determinowany wartością R/X oraz wartością kąta θ_c i prądu krytycznego I_c .

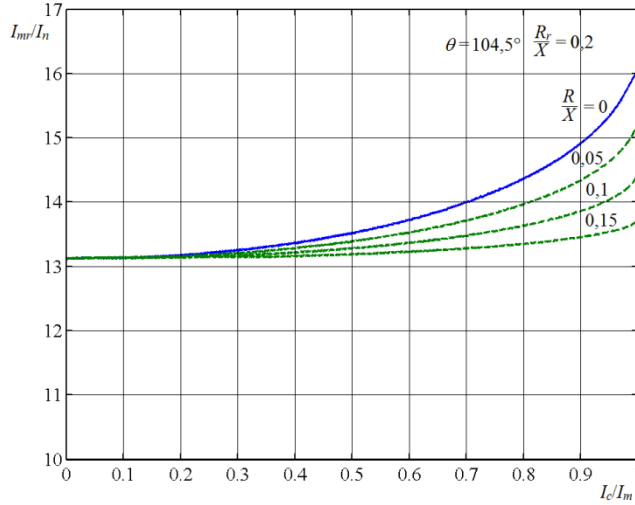
Charakterystyki zmian wartości maksymalnej impulsu prądu jednokierunkowego I_{mr} w funkcji zmian stosunku I_c/I_m przedstawiono na rysunku 6.24. Wartość maksymalna, którą osiąga impuls prądu, wzrasta, gdy stosunek I_c/I_m dąży do jedności.



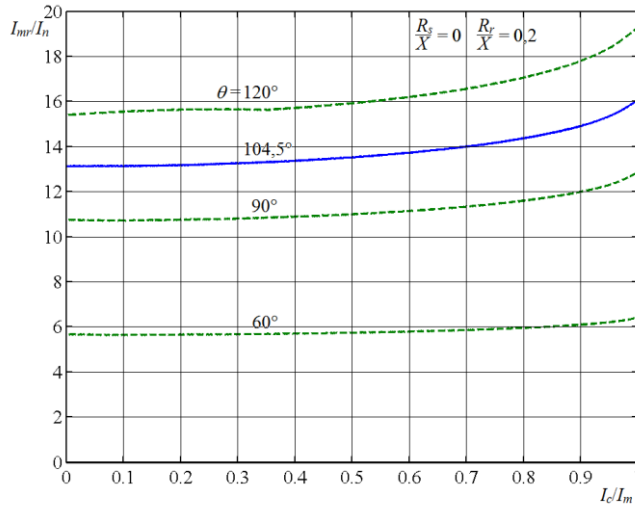
Rys. 6.24. Zmiana wartości maksymalnej impulsu prądu w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego

Charakterystyki z rysunku 6.24 wykreślono dla $R/X=0$ w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego i wybranych wartości R/X w stanie rezystywnym. Prąd I_m jest wartością maksymalną, jaką osiągnąłby prąd jednokierunkowy, gdyby uzwojenie pierwotne transformatora HTS nie wyszło ze stanu nadprzewodzenia. Na rysunku 6.25 wykreślono z kolei charakterystyki dla $R/X=0,2$ w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego i wybranych wartości R/X w stanie nadprzewodzenia.

Istotny wpływ na wartość maksymalną impulsu prądu jednokierunkowego po wyjściu uzwojenia pierwotnego transformator HTS ze stanu nadprzewodzenia, ma niewystępujący w zależności (6.29) kąt θ , przy którym pojawia się impuls prądu. Charakterystyki zmian wartości maksymalnej impulsu I_{mr} w funkcji zmian stosunku I_c/I_m przedstawiono na rysunku 6.26. Charakterystykę wykreślono dla kilku wybranych wartości kąta θ . Największy wpływ na wartość maksymalną obserwuje się dla dużych wartości kąta θ .



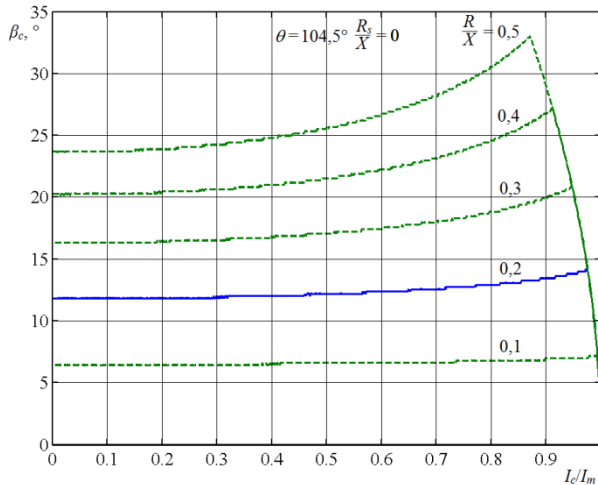
Rys. 6.25. Zmiana wartości maksymalnej impulsu prądu w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia



Rys. 6.26. Zmiana wartości maksymalnej impulsu prądu w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ

Podany równaniem (6.24) kąt kąta β_c , przy którym impuls prądu jednokierunkowego osiąga wartość maksymalną (rys. 6.23), zależy od wartości R/X obwodu, gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie rezystywnym oraz od wartości krytycznej prądu I_c . Charakterystyki zmienności kąta β_c w funkcji zmian stosunku I_c/I_m przedstawiono na rysunku 6.27, dla $R/X=0$

w stanie nadprzewodzenia uzwojenia i wybranych wartości stosunku w stanie rezystywnym.

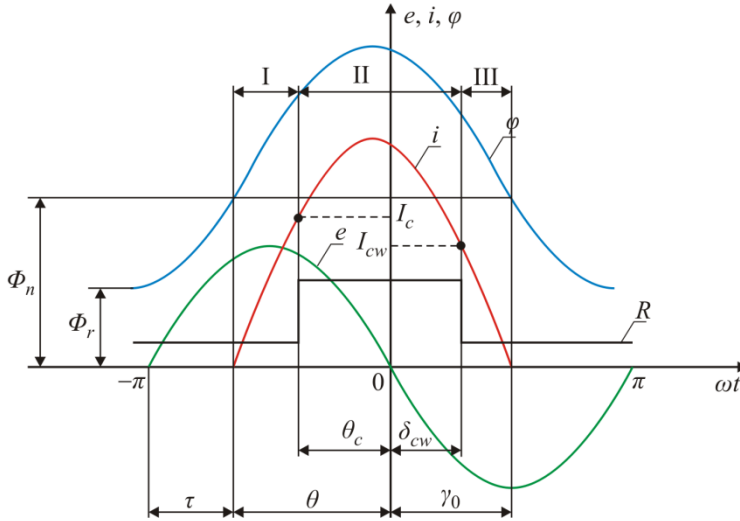


Rys. 6.27. Zmiana wartości kąta β_c w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego

6.6. Wartość średnia i skuteczna impulsu prądu jednokierunkowego

Dokonując obliczeń wartości średniej i skutecznej impulsu prądu jednokierunkowego przewodzonego przez uzwojenie transformatora HTS, należy rozpatrzyć trzy przedziały (rys. 6.28). Przedział I zawiera się w granicach kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$, co odpowiada narastającemu zboczowi impulsu prądu, gdy jego wartość chwilowa i jest mniejsza od wartości prądu krytycznego I_c uzwojenia pierwotnego. Impuls prądu opisany jest wówczas równaniem (5.43). Przedział II zawarty jest między kątami $-\theta_c$ i δ_{cw} , kiedy to impuls prądu i przekracza wartość prądu krytycznego I_c . W przedziale tym prąd chwilowy jest opisany równaniem (6.8). Przedział III dotyczy opadającego zbocza impulsu prądu i mieści się w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 , kiedy to wartość chwilowa prądu i jest niższa od wartości krytycznej prądu I_c . Prąd jednokierunkowy wyrażony jest wówczas zależnością (6.15).

W sytuacji, gdy impuls prądu jednokierunkowego i nie przekracza wartości krytycznej prądu I_c uzwojenia pierwotnego transformatora HTS, wartości średnie i skuteczne prądu jednokierunkowego oblicza się z zależności (5.67) i (5.69), jak dla transformatora konwencjonalnego.



Rys. 6.28. Przedziały wyznaczania wartości średniej i skutecznej prądu

Wartość średnią i skuteczną narastającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego w przedziale I od $-\theta$ do $-\theta_c$, gdy uzwojenie pierwotne jest w stanie nadprzewodzenia (rys. 6.28), wyznacza się na podstawie definicji z równania (5.43).

Wzór na wartość średnią narastającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ ma postać:

$$I_{sr1} = \frac{\omega}{2\pi} \int_{-\theta/\omega}^{-\theta_c/\omega} i dt = \frac{\sqrt{2}E}{2\pi X} (D + H) \quad (6.31)$$

gdzie D jest parametrem danym zależnością:

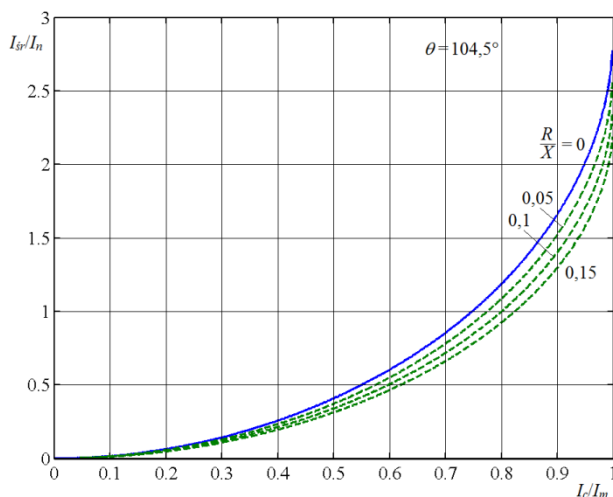
$$D = -\frac{X}{R} \cos \theta \quad (6.32)$$

zaś parametr H jest dany równaniem:

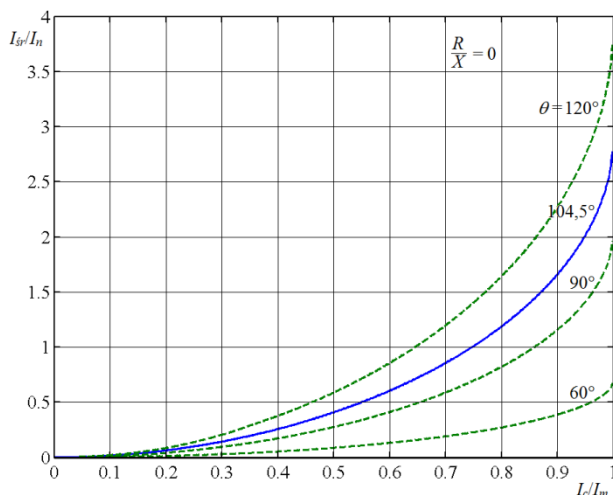
$$H = -\frac{X^2}{Z^2} \left(\sin \theta_c - \frac{R}{X} \cos \theta_c - \left(\sin \theta + \frac{X}{R} \cos \theta \right) e^{-\frac{R}{X}(\theta - \theta_c)} \right) \quad (6.33)$$

Z zależności (6.31) wynika, że wartość średnia impulsu prądu w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ zależy od wartości stosunku R/X obwodu, gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie nadprzewodzenia oraz wartości kąta θ_c skorelowanego z wartością prądu krytycznego I_c . Na rysunku 6.29 przedstawiono charakterystyki zależności wartości średniej prądu od wartości prądu

krytycznego I_c dla wybranych wartości stosunku R/X . Analogiczne charakterystyki z tym, że dla stosunku R/X równego zero i kilku wybranych wartości kąta θ , przy którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego, przedstawiono na rysunku 6.37



Rys. 6.29. Zmiana wartości średniej prądu w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ w funkcji stosunku I_c/I_m , dla wybranych wartości stosunku R/X



Rys. 6.30. Zmiana wartości średniej prądu w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ w funkcji stosunku I_c/I_m , dla wybranych wartości kąta θ

Wzór na wartość skuteczną impulsu prądu jednokierunkowego w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ dany jest równaniem:

$$I_{sk1} = \left(\frac{\omega}{2\pi} \int_{-\theta/\omega}^{-\theta_c/\omega} i^2 dt \right)^{\frac{1}{2}} = \frac{\sqrt{2EX}}{Z^2} \sqrt{\frac{K + M + N}{2\pi}} \quad (6.34)$$

gdzie parametr K opisany jest zależnością:

$$K = \frac{Z^2(\theta - \theta_c)}{2X^2} + \frac{X^2 - R^2}{4X^2} (\sin(2\theta) - \sin(2\theta_c)) + \frac{R}{2X} (\cos(2\theta_c) - \cos(2\theta)) \quad (6.35)$$

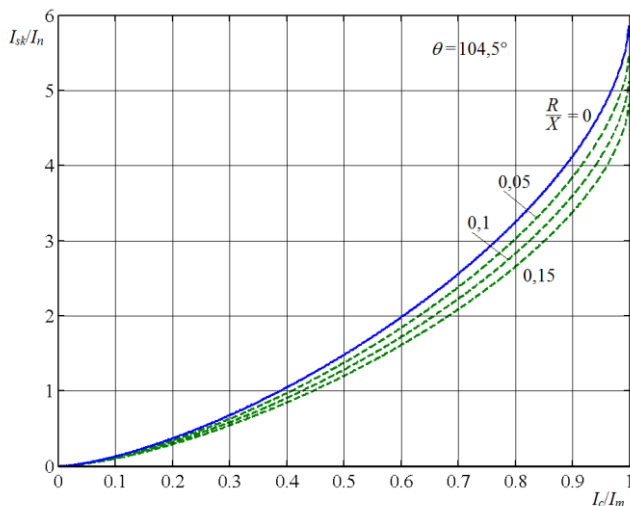
parametr M dany jest równaniem:

$$M = \frac{X}{2R} \left(1 - e^{-2\frac{R}{X}(\theta - \theta_c)} \right) \left(\frac{R}{X} \sin \theta + \cos \theta \right)^2 \quad (6.36)$$

zaś parametr N wynosi:

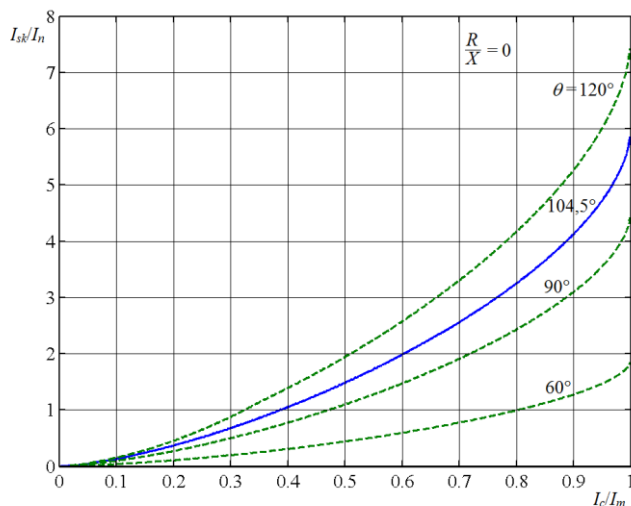
$$N = 2 \left(\frac{R}{X} \sin \theta + \cos \theta \right) \left(e^{-\frac{R}{X}(\theta - \theta_c)} \sin \theta_c - \sin \theta \right) \quad (6.37)$$

Charakterystyki zmienności wartości skutecznej prądu przedstawiono na rysunkach 6.31 i 6.32.



Rys. 6.31. Zmiana wartości skutecznej prądu w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ w funkcji stosunku I_c/I_m , dla wybranych wartości stosunku R/X

Na rysunku 6.31 wykreślono charakterystyki dla wybranych wartości stosunku R/X obwodu w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS. Na rysunku 6.32 przedstawiono charakterystyki dla wybranych kątów θ , przy których pojawia się impuls prądu jednokierunkowego.



Rys. 6.32. Zmiana wartości skutecznej prądu w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ

W przedziale II (rys. 6.28) między kątami $-\theta_c$ i δ_{cw} , uzwojenie pierwotne transformatora HTS znajduje się w stanie rezystywnym. Wzór na wartość średnią impulsu prądu jednokierunkowego w tym przedziale kątów, wyprowadzony z równania (6.8) opisującego przebieg prądu jednokierunkowego w stanie rezystywnym uzwojenia transformatora HTS, ma postać:

$$I_{sr2} = \frac{\omega}{2\pi} \int_{-\theta_c/\omega}^{\delta_{cw}/\omega} i_c dt = \frac{\sqrt{2}E}{2\pi X} (D_c + H_c) - I_c F_c \quad (6.38)$$

gdzie D_c jest parametrem danym równaniem:

$$D_c = -\frac{X}{R} \cos \theta_c \quad (6.39)$$

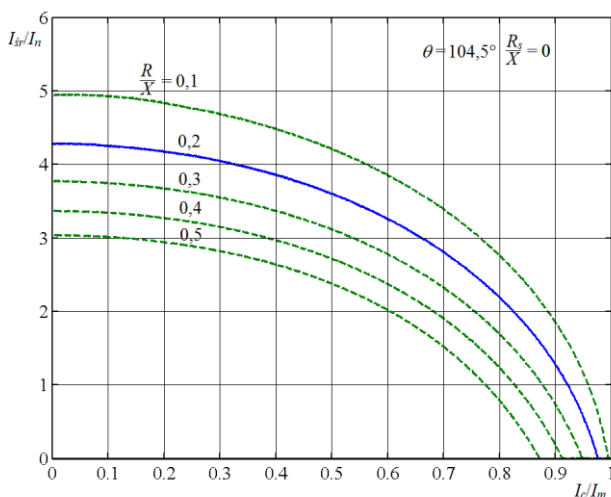
parametr H_c wynosi:

$$H_c = \frac{X^2}{Z^2} \left(\sin \delta_{cw} + \frac{R}{X} \cos \delta_{cw} + \left(\sin \theta_c + \frac{X}{R} \cos \theta_c \right) e^{\frac{R}{X}(\delta_{cw} + \theta_c)} \right) \quad (6.40)$$

zaś parametr F_c dany jest równaniem:

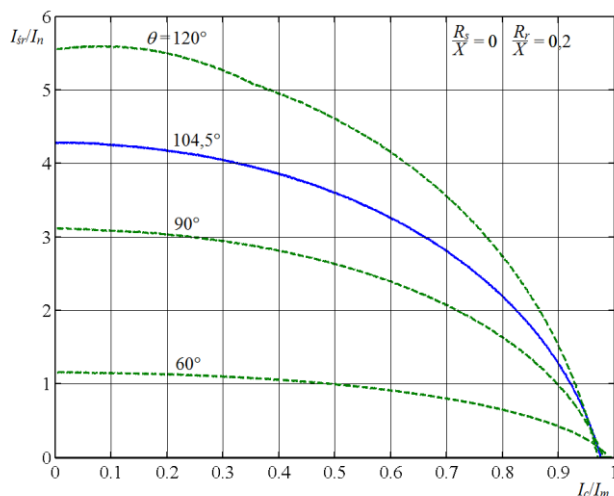
$$F_c = \frac{X}{2\pi R} \left(e^{-\frac{R}{X}(\delta_{cw} + \theta_c)} - 1 \right) \quad (6.41)$$

Ze wzoru (6.38) wynika, że wartość średnia impulsu prądu jednokierunkowego w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} zależy od wartości stosunku R/X obwodu, gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie rezystywnym oraz wartości kątów θ_c i δ_{cw} . Na rysunku 6.33 przedstawiono charakterystyki zmienności wartości średniej prądu, w podanym przedziale kątów, w funkcji zmian wartości prądu krytycznego I_c . Charakterystyki wykreślono dla kilku wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego transformatora przy założeniu, że w stanie nadprzewodzenia uzwojenia stosunek ten wynosi zero. Pominięto przy tym wpływ temperatury nadprzewodnika i wydajności chłodzenia uzwojeń na wartość prądu I_{cw} , przy którym uzwojenie powraca do stanu nadprzewodzenia. Przy takim uproszczeniu wartość prądu I_{cw} równa jest wartości prądu I_c . Analogiczną charakterystykę z tym, że dla różnych wartości kąta θ , przy którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego, przedstawiono na rysunku 6.34.

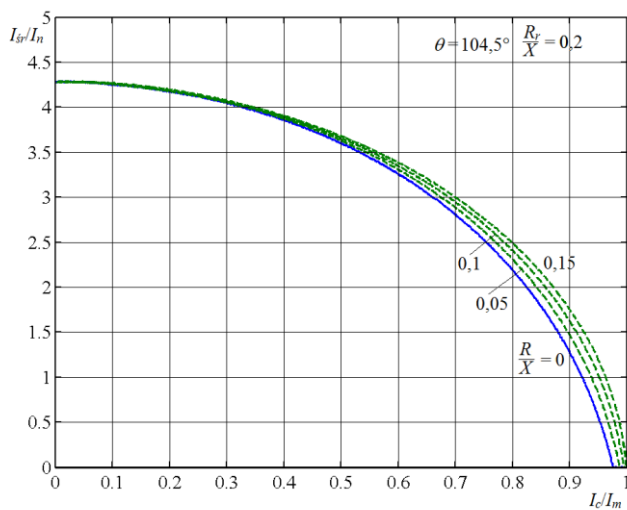


Rys. 6.33. Zmiana wartości średniej prądu w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m , dla wybranych wartości stosunku R/X

Tylko nieznaczny wpływ na wartość średnią prądu w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} ma wartość stosunku R/X , gdy uzwojenie pierwotne transformatora jest w stanie nadprzewodzenia, tj. w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$. Wpływ ten przedstawiono na rysunku 6.35, dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego i przy założeniu, że w stanie rezystywnym $R/X=0,2$.



Rys. 6.34. Zmiana wartości średniej prądu w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ



Rys. 6.35. Zmiana wartości średniej prądu w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia

Wzór na wartość skuteczną impulsu prądu jednokierunkowego w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} dany jest równaniem:

$$I_{sk2} = \left(\frac{\omega}{2\pi} \int_{-\theta_c/\omega}^{\delta_{cw}/\omega} i_c^2 dt \right)^{\frac{1}{2}} = \frac{\sqrt{2}EX}{Z^2} \sqrt{\frac{K_c + M_c + N_c}{2\pi} + \frac{Z^2}{\sqrt{2}EX} I_c \frac{O_c + P_c}{2\pi} + \frac{Z^4}{4E^2XR} I_c^2 \frac{S_c}{2\pi}} \quad (6.42)$$

gdzie parametry K_c , M_c , N_c , O_c , P_c i S_c dane są wzorami:

$$K_c = \frac{Z^2}{X^2} \frac{\delta_{cw} + \theta_c}{2} + \frac{X^2 - R^2}{4X^2} (\sin(2\delta_{cw}) + \sin(2\theta_c)) + \frac{R}{2X} (\cos(2\delta_{cw}) - \cos(2\theta_c)) \quad (6.43)$$

$$M_c = \frac{X}{2R} \left(\frac{R}{X} \sin \theta_c + \cos \theta_c \right)^2 \left(1 - e^{-\frac{2R}{X}(\delta_{cw} + \theta_c)} \right) \quad (6.44)$$

$$N_c = -2 \left(\frac{R}{X} \sin \theta_c + \cos \theta_c \right) \left(\sin \theta_c + e^{\frac{R}{X}(\delta_{cw} + \theta_c)} \sin \delta_{cw} \right) \quad (6.45)$$

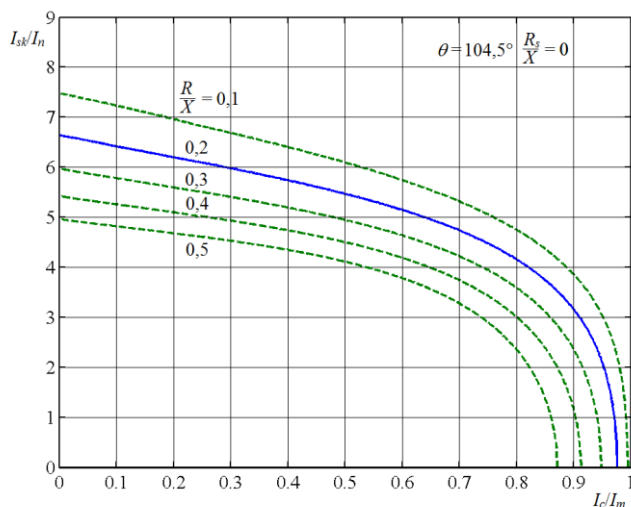
$$O_c = 2e^{\frac{R}{X}(\delta_{cw} + \theta_c)} \sin \delta_{cw} + 2 \sin \theta_c \quad (6.46)$$

$$P_c = - \left(\sin \theta_c + \frac{X}{R} \cos \theta_c \right) \left(1 - e^{-\frac{2R}{X}(\delta_{cw} + \theta_c)} \right) \quad (6.47)$$

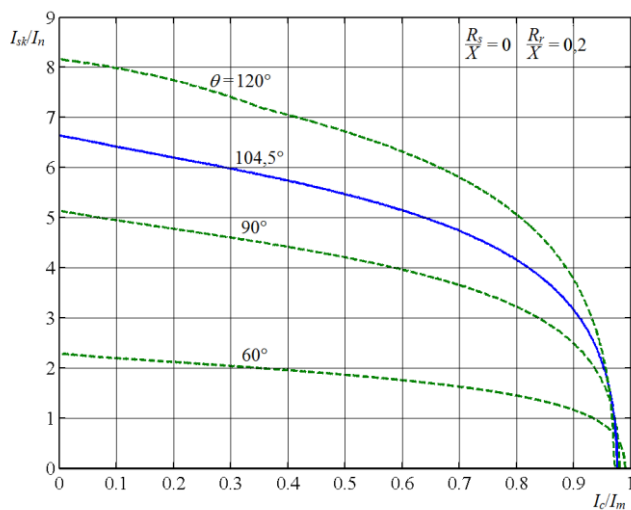
$$S_c = 1 - e^{-\frac{2R}{X}(\delta_{cw} + \theta_c)} \quad (6.48)$$

Charakterystyki zmian wartości skutecznej impulsu prądu jednokierunkowego w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} dla wybranych wartości stosunku R/X obwodu, gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie rezystywnym, przedstawiono na rysunku 6.36. Charakterystyki wykreślono przy założeniu, że w stanie nadprzewodzenia uzwojenia $R/X=0$.

Na rysunku 6.37 wykreślono analogiczne charakterystyki dla wybranych wartości kąta θ . Przyjęto, że w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego stosunek R/X wynosi 0,2.

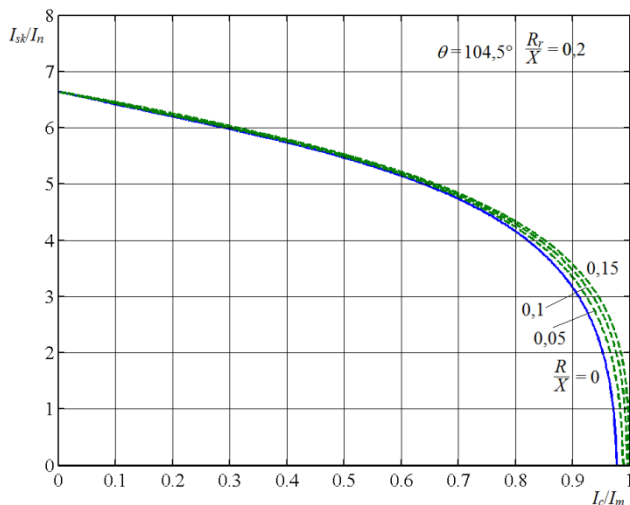


Rys. 6.36. Zmiana wartości skutecznej prądu w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X



Rys. 6.37. Zmiana wartości skutecznej prądu w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ

Tak jak w przypadku wartości średniej prądu i na wartość skuteczną nieznaczny tylko wpływ ma wartość stosunku R/X obwodu w przedziale kątów $-\theta$ do $-\theta_c$, gdy uzwojenie pierwotne jest w stanie nadprzewodzenia. Wpływ ten przedstawiono na rysunku 6.38.



Rys. 6.38. Zmiana wartości skutecznej prądu w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia

Wartość średnią i skuteczną opadającego zbocza impulsu prądu jednokierunkowego i , po powrocie uzwojenia pierwotnego transformatora HTS do stanu nadprzewodzenia w przedziale III (rys. 6.28) między kątami δ_{cw} i γ_0 , wyznacza się z równania (6.15).

Wzór na wartość średnią impulsu prądu i w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 dany jest zależnością:

$$I_{sr3} = \frac{\omega}{2\pi} \int_{\delta_{cw}/\omega}^{\gamma_0/\omega} i_{cw} dt = \frac{\sqrt{2}E}{2\pi X} (D_{cw} + H_{cw}) - I_{cw} F_{cw} \quad (6.49)$$

gdzie D_{cw} jest parametrem danym zależnością:

$$D_{cw} = -\frac{X}{R} \cos \delta_{cw} \quad (6.50)$$

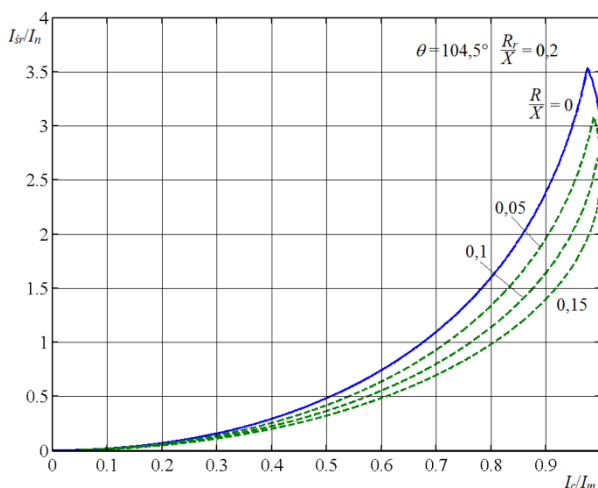
parametr H_{cw} wynosi:

$$H_{cw} = \frac{X^2}{Z^2} \left(\sin \gamma_0 + \frac{R}{X} \cos \gamma_0 - \left(\sin \delta_{cw} - \frac{X}{R} \cos \delta_{cw} \right) e^{-\frac{R}{X}(\gamma_0 - \delta_{cw})} \right) \quad (6.51)$$

zaś F_{cw} dane jest równaniem:

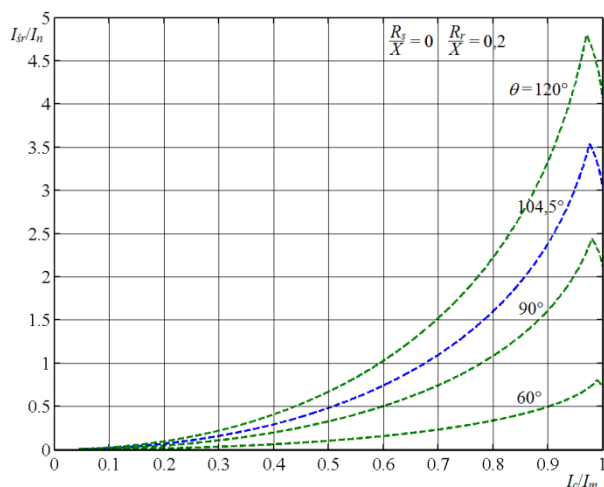
$$F_{cw} = \frac{X}{2\pi R} \left(e^{-\frac{R}{X}(\gamma_0 - \delta_{cw})} - 1 \right) \quad (6.52)$$

Z zależności (6.49) wynika, że wartość średnia opadającego impulsu prądu po odzyskaniu przez uzwojenie pierwotne stanu nadprzewodzenia w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 zależy od wartości tych kątów oraz stosunku R/X obwodu. Charakterystyki zmienności wartości średniej impulsu prądu w funkcji prądu I_c w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 dla kilku wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego przedstawiono na rysunku 6.39. Pominęto wpływ temperatury nadprzewodnika i wydajności chłodzenia uzwojeń na wartość prądu I_{cw} . Przy takim uproszczeniu wartość prądu I_{cw} równa jest wartości prądu I_c .

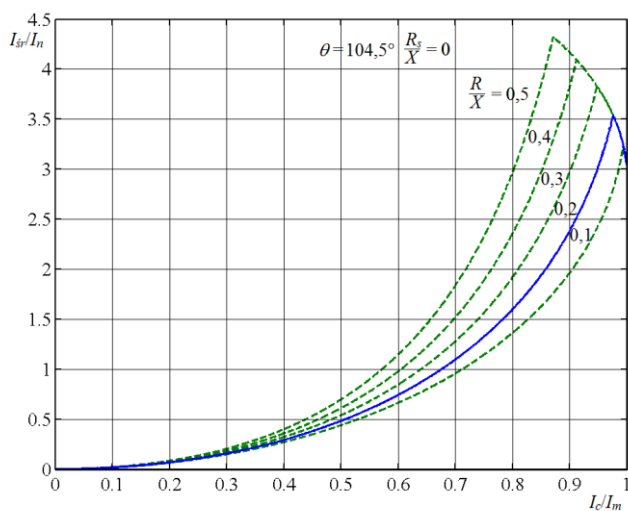


Rys. 6.39. Zmiana wartości średniej prądu w przedziale kątów δ_{cw} i γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X

Znaczny wpływ na wartość średnią prądu w omawianym przedziale ma kąt θ , przy którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego oraz wartość stosunku R/X obwodu w przedziale kątów, kiedy uzwojenie pierwotne transformatora jest w stanie rezystywnym. Charakterystyki zmienności wartości średniej dla wybranych wartości kąta θ przedstawiono na rysunku 6.40. Na rysunku 6.41 wykreślono charakterystyki dla wybranych wartości stosunku R/X obwodu, w przedziale kątów w jakim uzwojenie pierwotne jest w stanie rezystywnym.



Rys. 6.40. Zmiana wartości średniej prądu w przedziale kątów δ_{cw} i γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ



Rys. 6.41. Zmiana wartości średniej prądu w przedziale kątów δ_{cw} i γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia

Wzór na wartość skuteczną impulsu prądu jednokierunkowego i w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 ma postać:

$$I_{sk3} = \left(\frac{\omega}{2\pi} \int_{\delta_{cw}/\omega}^{\gamma_0/\omega} i_{cw}^2 dt \right)^{\frac{1}{2}} = \frac{\sqrt{2}EX}{Z^2} \sqrt{\frac{K_{cw} + M_{cw} + N_{cw}}{2\pi} - \frac{Z^2}{\sqrt{2}EX} I_{cw} \frac{O_{cw} + P_{cw}}{2\pi} + \frac{Z^4}{4E^2 XR} I_{cw}^2 \frac{S_{cw}}{2\pi}} \quad (6.53)$$

gdzie parametry K_{cw} , M_{cw} , N_{cw} , O_{cw} , P_{cw} i S_{cw} dane są zależnościami:

$$K_{cw} = \frac{Z^2}{X^2} \frac{\gamma_0 - \delta_{cw}}{2} + \frac{X^2 - R^2}{4X^2} (\sin(2\gamma_0) - \sin(2\delta_{cw})) + \frac{R}{2X} (\cos(2\gamma_0) - \cos(2\delta_{cw})) \quad (6.54)$$

$$M_{cw} = \frac{X}{2R} \left(\frac{R}{X} \sin \delta_{cw} - \cos \delta_{cw} \right)^2 \left(1 - e^{-2\frac{R}{X}(\gamma_0 - \delta_{cw})} \right) \quad (6.55)$$

$$N_{cw} = 2 \left(\frac{R}{X} \sin \delta_{cw} - \cos \delta_{cw} \right) \left(e^{\frac{R}{X}(\gamma_0 - \delta_{cw})} \sin \gamma_0 - \sin \delta_{cw} \right) \quad (6.56)$$

$$O_{cw} = 2 \sin \delta_{cw} - 2e^{\frac{R}{X}(\gamma_0 - \delta_{cw})} \sin \gamma_0 \quad (6.57)$$

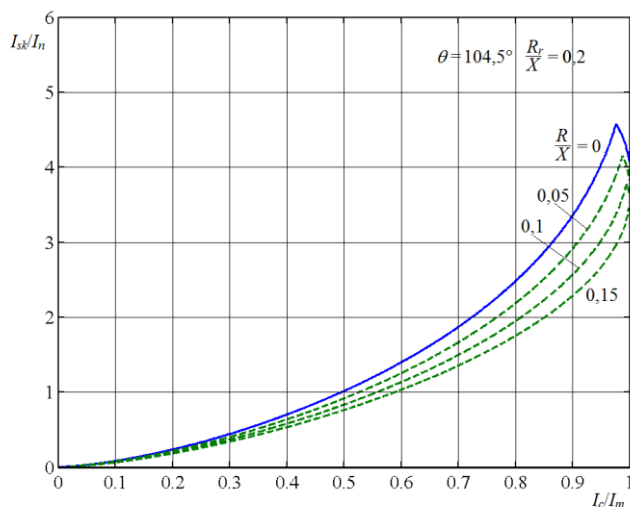
$$P_{cw} = - \left(\sin \delta_{cw} - \frac{X}{R} \cos \delta_{cw} \right) \left(1 - e^{-2\frac{R}{X}(\gamma_0 - \delta_{cw})} \right) \quad (6.58)$$

$$S_{cw} = 1 - e^{-2\frac{R}{X}(\gamma_0 - \delta_{cw})} \quad (6.59)$$

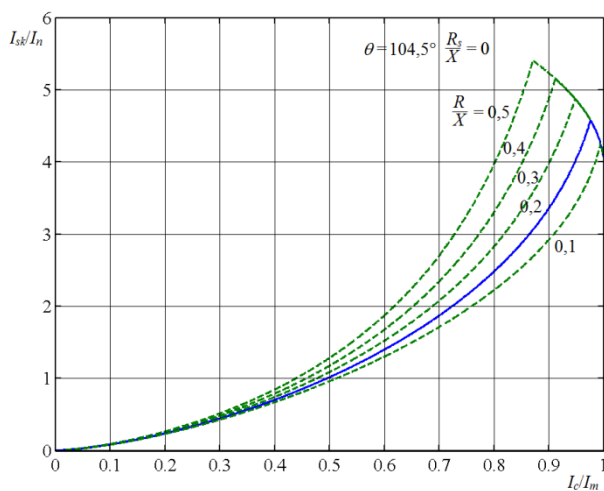
Jak wynika z zależności (6.53), wartość skuteczna impulsu prądu w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 zależy od wartości stosunku R/X obwodu w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS, wartości kątów δ_{cw} i γ_0 oraz wartości prądu I_{cw} .

Charakterystyki zmienności wartości skutecznej prądu w funkcji zmian prądu krytycznego I_c , dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 , przedstawiono na rysunku 6.42. Pominięto wpływ temperatury nadprzewodnika i wydajności chłodzenia uzwojeń na wartość prądu I_{cw} i przyjęto ją równą prądowi I_c .

Na wartość skuteczną prądu, w omawianym przedziale kątów, istotny wpływ ma wartość stosunku R/X obwodu w stanie rezystywnym uzwojenia pierwotnego w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} . Charakterystyki wartości skutecznej prądu w funkcji zmian prądu krytycznego I_c dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia przedstawiono na rysunku 6.43.

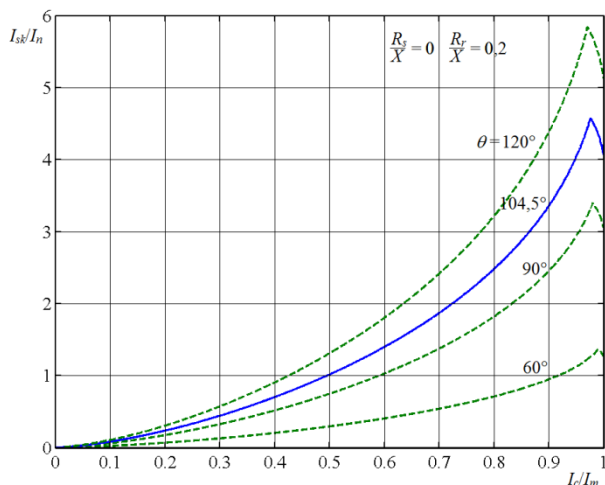


Rys. 6.42. Zmiana wartości skutecznej prądu w przedziale kątów δ_{cw} i γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia



Rys. 6.43. Zmiana wartości skutecznej prądu w przedziale kątów δ_{cw} i γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia

Znaczny wpływ na wartość skuteczną prądu w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 ma kąt θ . Charakterystyki zmienności wartości skutecznej w funkcji zmian prądu I_c dla wybranych wartości kąta θ przedstawiono na rysunku 6.44.



Rys. 6.44. Zmiana wartości skutecznej prądu w przedziale kątów δ_{cw} i γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ

6.7. Ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS

Wyliczając ilość ciepła, jaka wydzielą się na rezystancji uzwojenia pierwotnego transformatora HTS w czasie trwania impulsu prądu jednokierunkowego, należy uwzględnić zmiany rezystancji nadprzewodnika wynikające z utraty stanu nadprzewodzenia [105][106]. W trakcie trwania impulsu prądu jednokierunkowego należy rozpatrzyć trzy przedziały przedstawione na rysunku 6.28.

W przedziale I, między kątami $-\theta$ i $-\theta_c$, rezystancja uzwojenia pierwotnego transformatora R_1 jest równa zero, gdyż uzwojenie jest w stanie nadprzewodzenia. W przedziale II, dla kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} , uzwojenie pierwotne transformatora znajduje się w stanie rezystywnym ($R_1 > 0$). W przedziale III, między kątami δ_{cw} i γ_0 , uzwojenie transformatora znajduje się w stanie nadprzewodzenia i $R_1 = 0$. Poza wymienionymi przedziałami prąd jednokierunkowy w obwodzie nie płynie i nie wydzielą się ciepło.

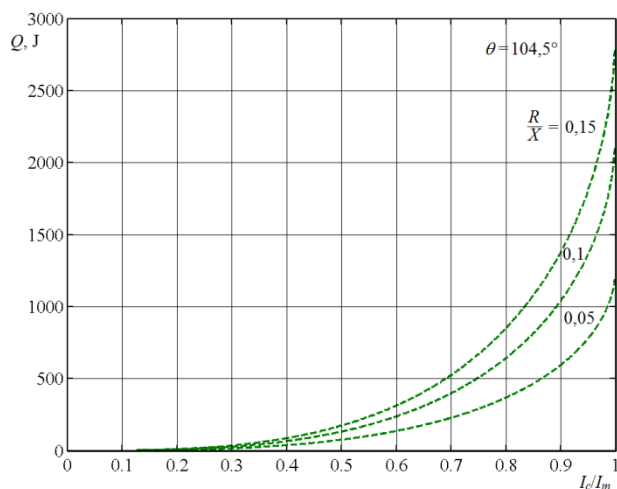
W sytuacji, gdy impuls prądu jednokierunkowego i nie przekracza wartości krytycznej I_c prądu uzwojenia pierwotnego transformatora HTS, ilość ciepła oblicza się z zależności (5.77), jak dla transformatora konwencjonalnego.

Wzór na ilość ciepła wydzielanego w przedziale I, między kątami $-\theta$ i $-\theta_c$, wyprowadza się, podstawiając do zależności (5.76) wzór (6.34). Otrzymana zależność ma postać:

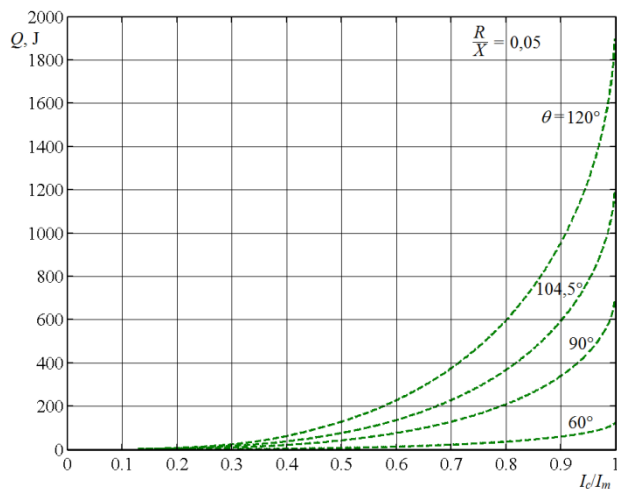
$$Q_1 = 2R \frac{E^2 X^2}{\omega Z^4} (K + M + N) \quad (6.60)$$

gdzie parametry K , M i N dane są wzorami (6.35), (6.36) i (6.37).

Gdy uzwojenie pierwotne transformatora jest w stanie nadprzewodzenia ($R_1=0$), to całe ciepło w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ wydzielane jest na rezystancji R_s sieci zasilającej.



Rys. 6.45. Zmiana ilości ciepła w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X



Rys. 6.46. Zmiana ilości ciepła w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ

Charakterystyki zmienności ilości ciepła wydzielanego w obwodzie przedstawiono na rysunkach 6.45 i 6.46. Wykreślono je w funkcji zmian wartości krytycznej prądu I_c , dla wybranych wartości stosunku R/X (rys. 6.45) i wybranych wartości kąta θ (rys. 6.46).

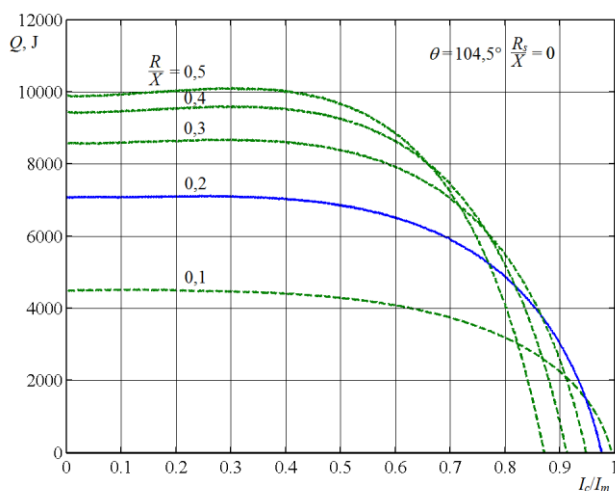
Po przejściu uzwojenia pierwotnego transformatora HTS do stanu rezystywnego, w przedziale II dla kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} , ilość ciepła wydzielanego na rezystancji obwodu przez impuls prądu jednokierunkowego dana jest wzorem:

$$Q_2 = 2R \frac{E^2 X^2}{\omega Z^4} \left(K_c + M_c + N_c + \frac{Z^2}{\sqrt{2EX}} I_c (O_c + P_c) + \frac{Z^4}{4E^2 XR} I_c^2 S_c \right) \quad (6.61)$$

Gdzie parametry K_c , M_c , N_c , O_c , P_c i S_c dane są zależnościami od (6.43) do (6.48). Wzór (6.61) został wyprowadzony przez podstawienie zależności (6.42) do zależności (5.76).

By wyznaczyć ilość ciepła wydzielaną w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} wyłącznie na rezystancji uzwojenia pierwotnego transformatora HTS, należy w zależności (6.61) pominąć rezystancję sieci zasilającej R_s .

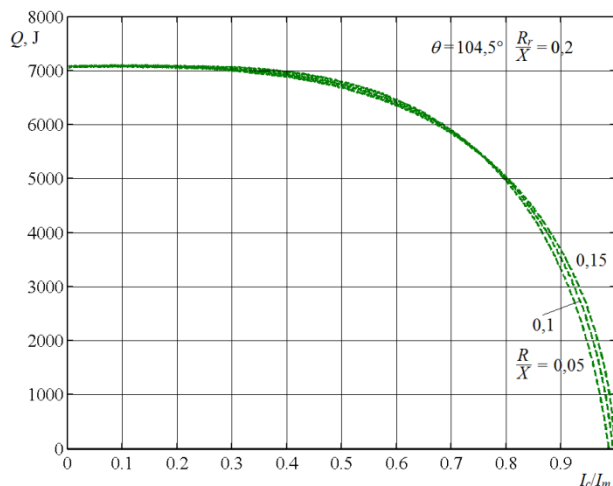
Charakterystyki zmienności ilości ciepła w funkcji zmian wartości prądu krytycznego I_c dla wybranych wartości stosunku R/X obwodu, gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS jest w stanie rezystywnym, przedstawiono na rysunku 6.47.



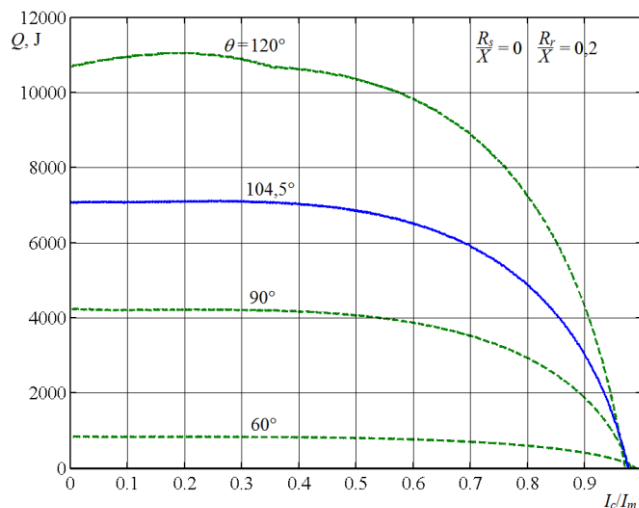
Rys. 6.47. Zmiana ilości ciepła w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia

Charakterystyki z rysunku 6.47 wykreślono przy pominięciu rezystancji sieci zasilającej i założeniu, że w stanie nadprzewodzenia uzwojenia pierwotnego transformatora HTS w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ jego rezystancja jest rów-

na zero ($R/X=0$). Jeśli uwzględnić rezystancję sieci, to zmiana wartości stosunku R/X obwodu w przedziale kątów od $-\theta$ do $-\theta_c$ nieznacznie wpływa na ilość ciepła, jaka jest wydzielana na uzwojeniu pierwotnym, gdy jest ono w stanie rezystywnym (rys. 6.48).



Rys. 6.48. Zmiana ilości ciepła w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia



Rys. 6.49. Zmiana ilości ciepła w przedziale kątów od $-\theta_c$ do δ_{cw} w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ

Znaczny wpływ na ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS, gdy jest ono w stanie rezystywnym, wywiera kąt θ , przy

którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego. Charakterystyki zmian ilości ciepła w funkcji zmian wartości krytycznej prądu I_c , dla wybranych kątów θ , przedstawiono na rysunku 6.49.

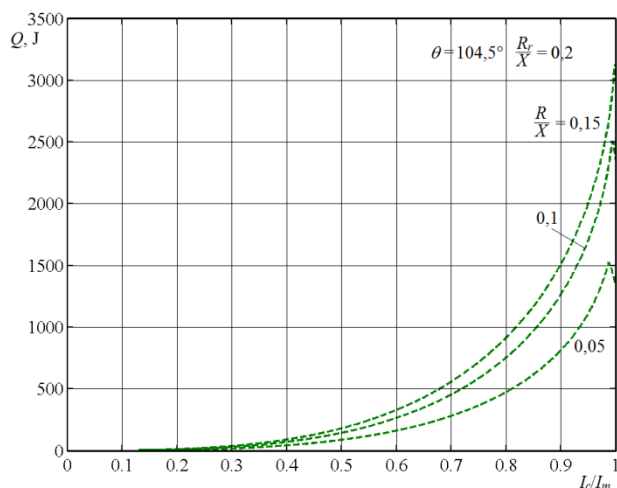
Ilość ciepła, jaka jest wydzielana na rezystancji obwodu w przedziale III między kątami δ_{cw} i γ_0 (rys. 6.28), gdy uzwojenie pierwotne transformatora HTS powróciło do stanu nadprzewodzenia, może być wyliczona ze wzoru:

$$Q_3 = 2R \frac{E^2 X^2}{\omega Z^4} \left(K_{cw} + M_{cw} + N_{cw} - \frac{Z^2}{\sqrt{2EX}} I_{cw} (Q_{cw} + P_{cw}) + \frac{Z^4}{4E^2 X R} I_{cw}^2 S_{cw} \right) \quad (6.62)$$

gdzie parametry K_{cw} , M_{cw} , N_{cw} , Q_{cw} , P_{cw} i S_{cw} opisane są zależnościami od (6.54) do (6.59). Wzór (6.62) wyprowadzono przez podstawienie zależności (6.53) do zależności (5.76).

Zakładając, że gdy uzwojenie pierwotne jest w stanie nadprzewodzenia, jego rezystancja $R_1=0$, to całe ciepło w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 wydzielane jest na rezystancji R_s sieci zasilającej.

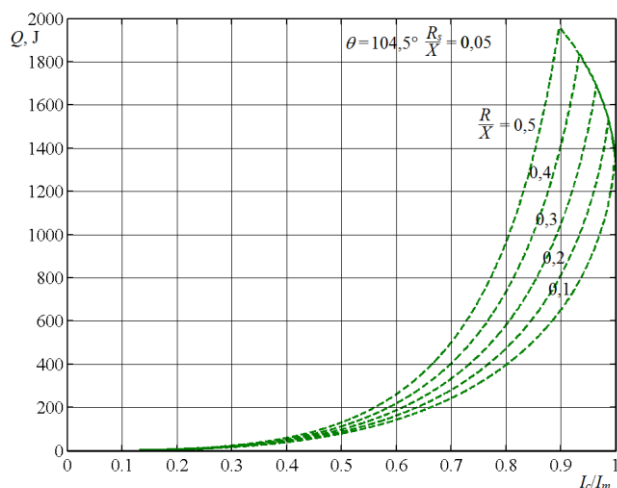
Charakterystyki zmienności ilości ciepła wydzielanego w obwodzie w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 w funkcji zmian wartości krytycznej prądu I_c przedstawiono na rysunku 6.50. Charakterystyki wykreślono dla kilku wybranych wartości stosunku R/X obwodu.



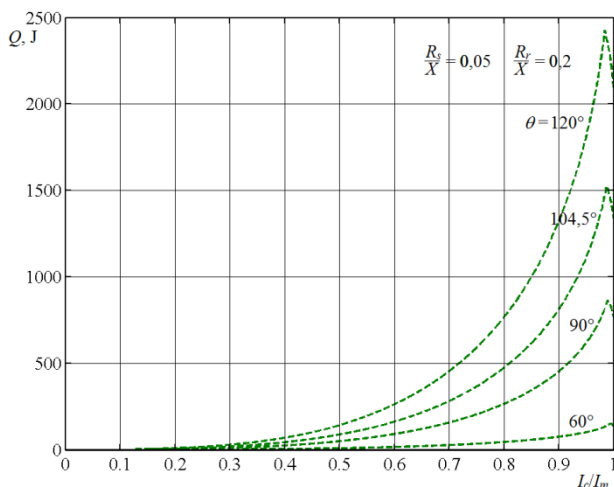
Rys. 6.50. Zmiana ilości ciepła w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie nadprzewodzenia uzwojenia

Istotny wpływ na ilość ciepła wydzielanego w obwodzie w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 wywiera wartość stosunku R/X obwodu w przedziale kątów od θ_c do

δ_{cw} , gdy uzwojenie jest w stanie rezystywnym oraz wartość kąta θ , przy którym pojawia się impuls prądu jednokierunkowego. Charakterystyki zmienności ilości ciepła dla wybranych wartości stosunku R/X w przedziale kątów od θ_c do δ_{cw} przedstawiono na rysunku 6.51, zaś na rysunku 6.52 charakterystyki dla wybranych wartości kąta θ .



Rys. 6.51. Zmiana ilości ciepła w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości stosunku R/X w stanie rezystywnym uzwojenia



Rys. 6.52. Zmiana ilości ciepła w przedziale kątów od δ_{cw} do γ_0 w funkcji stosunku I_c/I_m dla wybranych wartości kąta θ

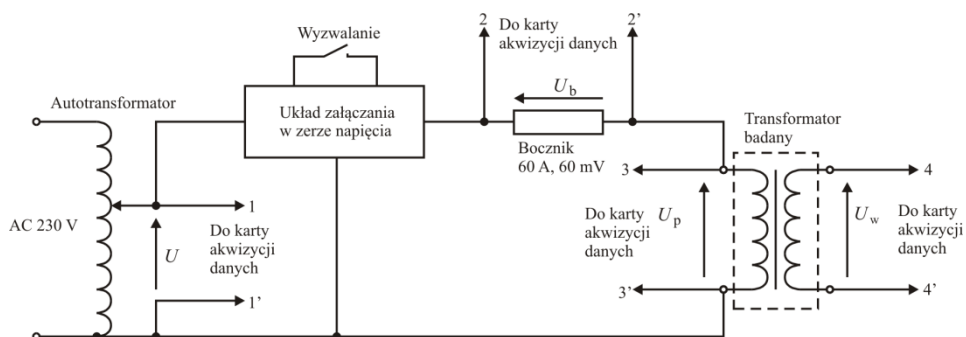
Znając ilość ciepła wydzielanego na uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS, można obliczyć przyrost temperatury tego uzwojenia w trakcie trwania impulsu prądu włączania z zależności:

$$\Delta T = \frac{Q}{mC} \quad (6.63)$$

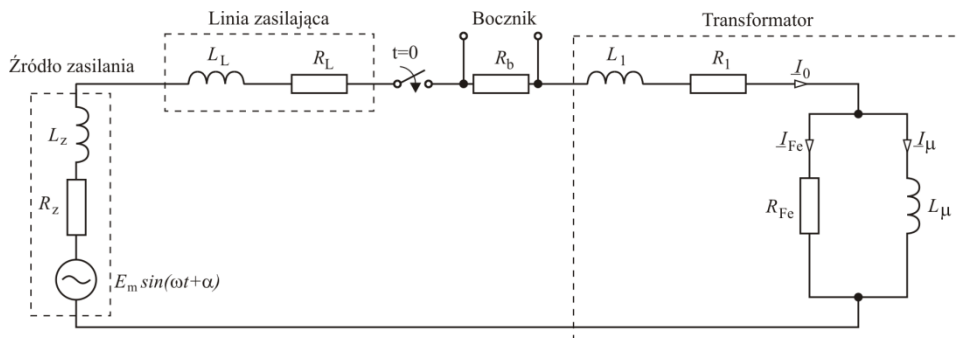
gdzie: Q – ilość ciepła wydzielonego w taśmie nadprzewodnikowej w czasie trwania impulsu prądu włączania, m – masa taśmy nadprzewodnikowej, C – średnia wartość objętościowa ciepła właściwego taśmy.

7. Pomiary prądu włączania transformatora nadprzewodnikowego

Pomiary prądu włączania przeprowadzono w układzie jak na rysunku 7.1. Badane transformatory zasilono z autotransformatora 230/0÷230 V. Połączenia elektryczne wykonano miedzianymi przewodami o średnicy żyły 6 mm i łącznej długości 3 m. Przebieg prądu rejestrowano pośrednio, przez pomiar spadku napięcia na boczniku. Dla transformatora o mocy 8,5 kVA wykorzystano bocznik 60 A, 60 mV i klasie dokładności 0,5. W przypadku badania transformatora o mocy 13,8 kVA zastosowano bocznik 25 A, 100 mV i klasie dokładności 0,5. Akwizycję danych pomiarowych realizowano kartą DAQ firmy National Instruments, z wykorzystaniem aplikacji napisanej w środowisku LabVIEW. Włączania transformatorów dokonywano za pomocą układu tyrystorowego. Układ ten śledził przebieg napięcia sieci zasilającej i realizował włączenie transformatora w chwili przejścia napięcia przez zero.



Rys. 7.1. Układ pomiarowy



Rys. 7.2. Schemat obwodu elektrycznego

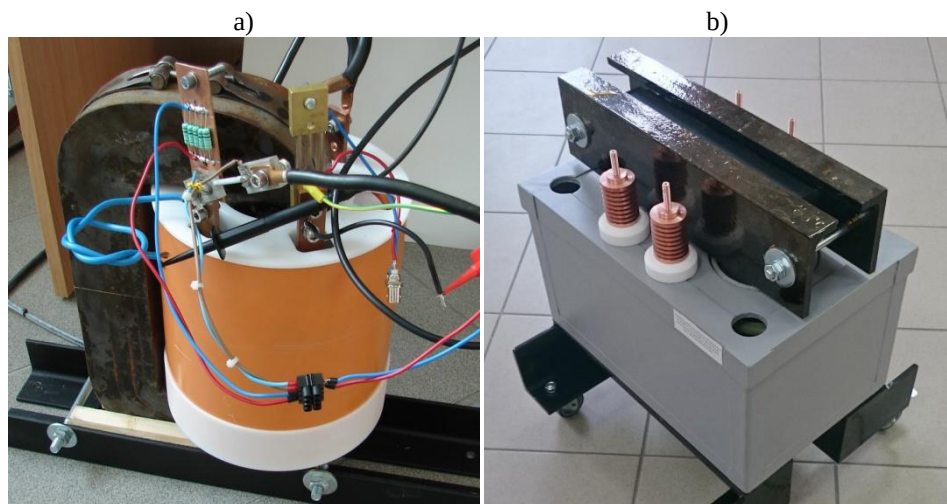
Schemat elektryczny obwodu, w którym rejestrowano prąd włączania, przedstawiono na rysunku 7.2. Parametry obwodu zebrano w tabeli 7.1 [107]. Jako parametry źródła zasilania podano parametry strony wtórnej autotransformatora.

Tabela 7.1. Parametry obwodu zasilającego

Źródło zasilania				Linia zasilająca		Bocznik
L_z	R_z	E	ω	L_L	R_L	R_b
128 mH	1,5 Ω	230 V	314 rad/s	0	11 m Ω	1 m Ω

By wyeliminować wpływ strumienia magnetyzmu szczątkowego na wyniki pomiarów, badane transformatory wyłączano przez obniżanie napięcia zasilającego do zera za pomocą autotransformatora, a następnie otwarcie wyłącznika. Tym sposobem wyłączenie transformatorów odbywało się przy zerowym poziomie indukcji magnetyzmu szczątkowego.

Zdjęcia transformatorów, które poddano badaniom, przedstawiono na rysunku 7.3.

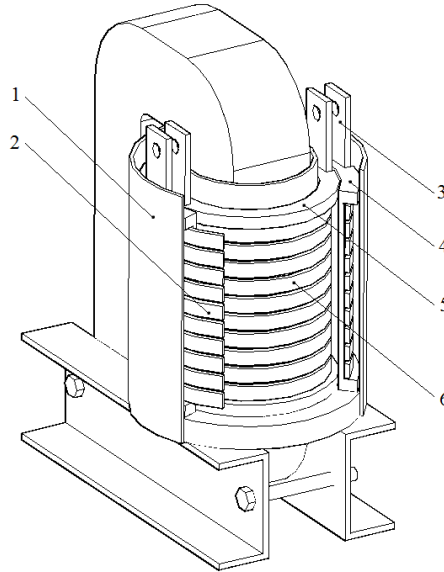


Rys. 7.3. Transformatory nadprzewodnikowe: a) o mocy 8,5 kVA, b) o mocy 13,8 kVA

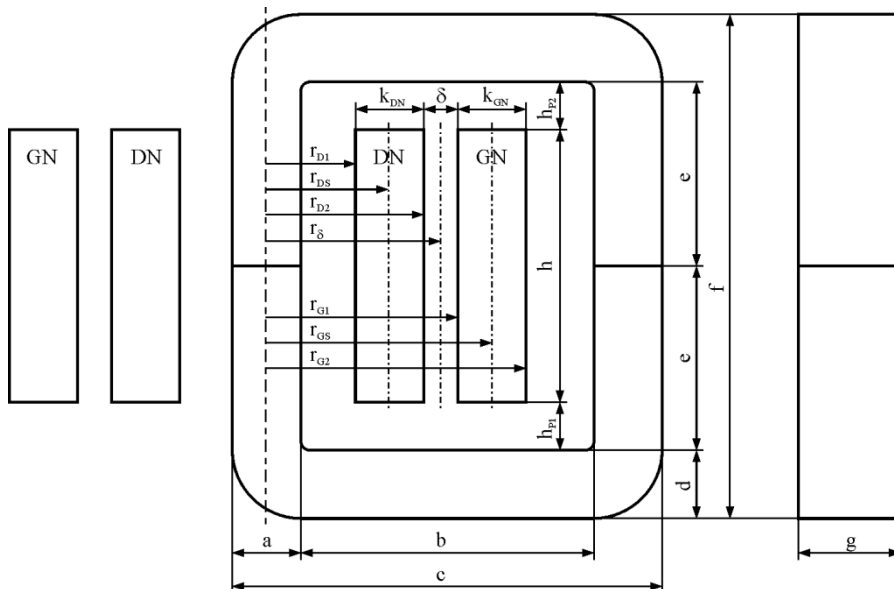
7.1. Transformator HTS o mocy 8,5 kVA

Badaniom poddano trzy transformatory jednofazowe o mocy 8,5 kVA [108][109]. W celu identyfikacji transformatorom nadano oznaczenia: TrHTS1 – transformator nadprzewodnikowy, TrHTS2 – transformator nadprzewodnikowy o powiększonej średnicy cewki uzwojenia górnego napięcia, TrCu – transforma-

tor konwencjonalny z uzwojeniami miedzianymi. Konstrukcję transformatorów przedstawiono na rysunku 7.4.



Rys. 7.4. Konstrukcja transformatora nadprzewodnikowego o mocy 8,5 kVA, 1 – kriostat, 2 – uzwojenie górnego napięcia GN, 3 – zaciski łączeniowe, 4 – karkas uzwojenia górnego napięcia, 5 – karkas uzwojenia dolnego napięcia, 6 – uzwojenie dolnego napięcia DN



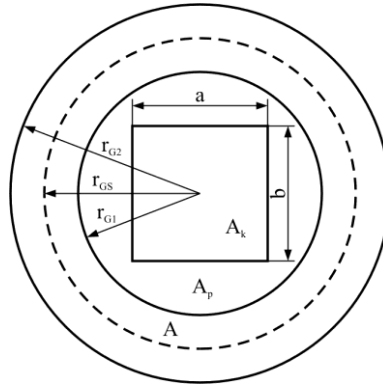
Rys. 7.5. Wymiary transformatora jednofazowego o mocy 8,5 kVA

Na rdzenie transformatorów wykorzystano rdzenie zwijane i przecinane, o symbolu handlowym RZC-70/230/70, wykonane z blachy PN ET52-27 o grubości 0,27 mm i zawartości krzemu 3%, minimalnej indukcji magnetycznej $B_m=1,7$ T odpowiadającej polu $H_m=1000$ A/m i stratności $p=0,8$ W/kg przy $B=1$ T i $f=50$ Hz. Masa rdzenia to 29,6 kg. Geometrię badanych transformatorów pokazano na rysunku 7.5, a w tabeli 7.2 podano podstawowe wymiary.

Tabela 7.2. Wymiary transformatorów o mocy 8,5 kVA

Parametr		TrHTS1	TrHTS2	TrCu
Promień wewnętrzny uzwojenia DN	r_{D1}	65,6	65,6	65,6
Promień zewnętrzny uzwojenia DN	r_{D2}	65,9	65,9	69,6
Średni promień uzwojenia DN	r_{DS}	65,75	65,75	67,5
Promień wewnętrzny uzwojenia GN	r_{G1}	67,9	77,9	77,9
Promień zewnętrzny uzwojenia GN	r_{G2}	68,6	78,6	85,9
Średni promień uzwojenia GN	r_{GS}	68,25	78,25	81,9
Grubość uzwojenia DN	k_{DN}	0,3	0,3	4
Grubość uzwojenia GN	k_{GN}	0,7	0,7	8
Wysokość uzwojenia	h	140	140	140
Dolna odległość uzwojenia od rdzenia	h_{p1}	45	45	45
Górna odległość uzwojenia od rdzenia	h_{p2}	45	45	45
Szerokość szczeliny powietrznej	δ	2	12	8,3
Średni promień szczeliny powietrznej	r_{δ}	66,9	71,9	73,75
Szerokość kolumny	a	70	70	70
Szerokość okna	b	70	70	70
Szerokość rdzenia	c	210	210	210
Szerokość jarzma	d	70	70	70
Połowa wysokości okna	e	115	115	115
Wysokość rdzenia	f	370	370	370
Szerokość rdzenia	g	70	70	70

Z równania (5.28) podanego w rozdziale 5.3 wynika, że po włączeniu transformatora na wartość natężenia pola magnetycznego, a tym samym i prądu włączania, ma wpływ wartość stosunku powierzchni przekroju kolumny do powierzchni przekroju uzwojenia pierwotnego. Przekroje przez kolumnę i uzwojenia przedstawiono na rysunku 7.6, a w tabeli 7.3 podano ich wartości.

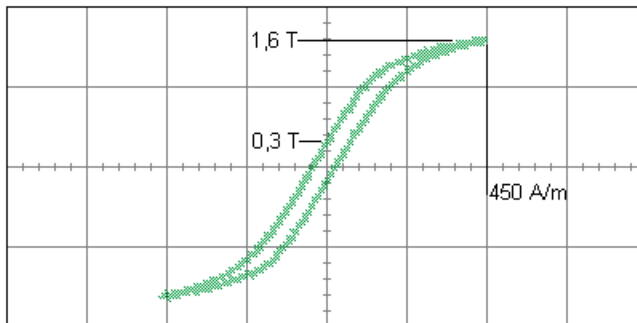


Rys. 7.6. Przekrój kolumny i uzwojenia górnego napięcia

Tabela 7.3. Parametry przekrojów w kolumnie

Parametr	TrHTS1	TrHTS2	TrCu
Powierzchnia przekroju żelaza kolumny, A_k	0,0049 m ²	0,0049 m ²	0,0049 m ²
Powierzchnia przekroju uzwojenia, A (po r_{GS})	0,0138 m ²	0,0192 m ²	0,0211 m ²
Powierzchnia wolnej przestrzeni, $A_p = A - A_k$	0,0089 m ²	0,0143 m ²	0,0162 m ²

Znaczący wpływ na wartość prądu włączania ma kształt histerezy magnetycznej rdzenia w obszarze jego nasycenia oraz wartość indukcji magnetyzmu szczątkowego. Wykreślona na podstawie pomiarów pętłę histerezy rdzenia RZC-70/230/70 przedstawiono na rysunku 7.7. Indukcja magnetyzmu szczątkowego wynosi 0,3 T i stanowi 19% indukcji znamionowej.



Rys. 7.7. Histereza magnetyczna rdzenia RZC-70/230/70

Uzwojenia transformatorów wykonano jako współśrodkowe. W transformatorze TrCu uzwojenia górnego GN i dolnego DN napięcia nawinięto profilem miedzianym emaliowanym $2,0 \times 4,0$ mm. Uzwojenia górnego i dolnego napięcia transformatorów TrHTS1 i TrHTS2 nawinięto taśmą nadprzewodnikową firmy SuperPower Inc. o symbolu SCS4050 i prądzie krytycznym 115 A. Materiałem nadprzewodnikowym w taśmie jest (Re)BCO. Grubość warstwy nadprzewodnika w taśmie wynosi 1 μm , przy grubości taśm 0,1 mm i szerokości 4 mm.

Parametry uzwojeń podano w tabeli 7.4. Transformatory TrHTS1 i TrHTS2 mają jednakowo wykonane uzwojenie dolnego napięcia. Różnica między nimi sprowadza się do szerokości szczeliny powietrznej między uzwojeniem dolnego i górnego napięcia. W przypadku TrHTS1 szczelina wynosi $\delta=2$ mm, zaś dla TrHTS2 $\delta=12$ mm. Tym samym transformator TrHTS2 ma większe wymiary promieniowe uzwojenia górnego napięcia.

Tabela 7.4. Parametry uzwojeń

Parametr	TrHTS1	TrHTS2	TrCu
Liczba zwojów GN/DN	132/66	132/66	132/66
Materiał uzwojeń GN i DN	SuperPower SCS4050 (Re)BCO	SuperPower SCS4050 (Re)BCO	Cu
Wymiary przewodów nawojowych GN i DN	$0,1 \times 4,0$ mm	$0,1 \times 4,0$ mm	$2,0 \times 4,0$ mm
Długość przewodów nawojowych GN/DN	55 m/27 m	65 m/27 m	68 m/28 m
Rezystancja uzwojeń GN/DN (294 K)	$6,36 \Omega/3,1 \Omega$	$7,24 \Omega/3,1 \Omega$	$152 \text{ m}\Omega/63 \text{ m}\Omega$
Rezystancja uzwojenia GN/DN (77 K)	$0,055 \cdot 10^{-18} \Omega$ $/0,027 \cdot 10^{-18} \Omega$	$0,065 \cdot 10^{-18} \Omega$ $/0,027 \cdot 10^{-18} \Omega$	-
Rezystancja uzwojenia GN/DN po przejściu do stanu rezystywnego (77 K)	$27 \mu\Omega/13 \mu\Omega$	$32 \mu\Omega/13 \mu\Omega$	-
Indukcyjność uzwojenia GN/DN	1,7 mH/0,4 mH	2,0 mH/0,4 mH	2,0 mH/0,4 mH
Powierzchnia przekroju uzwojenia GN	$0,0138 \text{ m}^2$	$0,0192 \text{ m}^2$	$0,0211 \text{ m}^2$

Dane znamionowe transformatorów podano w tabeli 7.5. Transformatory mają jednakowe wartości znamionowe prądów i napięć oraz taką samą indukcję magnetyczną w rdzeniu. Różnią się procentowym napięciem zwarcia, które wynosi: 0,9% dla TrHTS1, 4,8% dla TrHTS2 i 8,5% dla TrCu. Impedancję zwarcia

i jej składowe podano w tabeli 7.6. Dla TrHTS1 i TrHTS2 zamieszczono parametry dla uzwojeń nadprzewodnikowych będących w stanie nadprzewodzenia, w temperaturze 77K.

Tabela 7.5. Dane znamionowe transformatorów 8,5 kVA

Parametr	TrHTS1	TrHTS2	TrCu
Moc	8,5 kVA	8,5 kVA	8,5 kVA
Częstotliwość	50 Hz	50 Hz	50 Hz
Napięcie GN/DN	220 V/110 V	220 V/110 V	220 V/110 V
Prąd GN/DN	40 A/80 A	40 A/80 A	40 A/80 A
Stosunek I_c/I_n GN/DN	2,18/1,1	2,18/1,1	–
Indukcja magnetyczna	1,6 T	1,6 T	1,6 T
Prąd jałowy	3,1 A	3,3 A	1,0 A
Napięcie zwarcia	0,9%	4,8%	8,5%

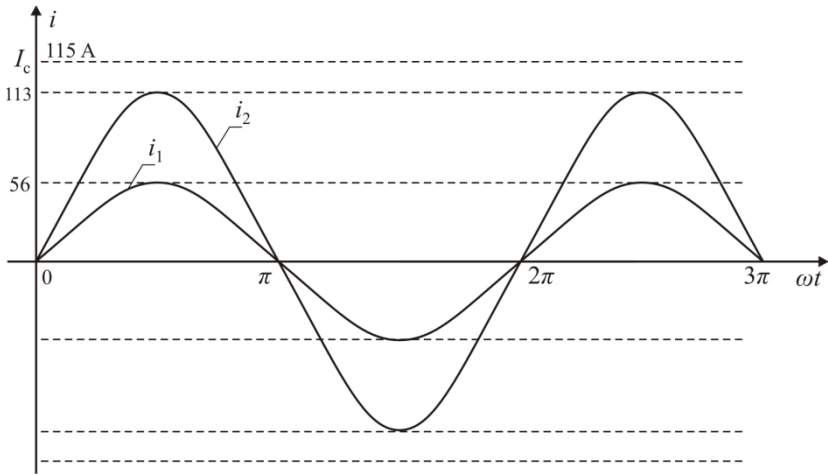
Tabela 7.6. Impedancja zwarcia i jej składowe

Parametr	TrHTS1 (77 K)	TrHTS2 (77 K)	TrCu (293K)
Impedancja zwarcia, Z_z	48,7 mΩ	262,5 mΩ	467,5 mΩ
Rezystancja zwarcia, R_z	13,4 mΩ	16,5 mΩ	400,0 mΩ
Reaktancja zwarcia, X_z	46,8 mΩ	261,9 mΩ	241,9 mΩ

Stosunek wartości znamionowej I_n prądu do wartości krytycznej prądu nadprzewodnika I_c dla obu transformatorów HTS jest taki sam i wynosi 2,18 dla strony górnego napięcia i 1,1 dla strony dolnego napięcia. Przebieg chwilowych wartości prądu po stronie górnego i dolnego napięcia w stanie obciążenia znamionowego w odniesieniu do wartości prądu krytycznego przedstawiono na rysunku 7.8.

Straty całkowite mocy transformatorów TrHTS1 i TrHTS2 wynoszą odpowiednio 77 W i 81,2 W w stanie nadprzewodzenia uzwojeń w temperaturze 77 K. W przypadku transformatora TrCu straty te wynoszą 723,8 W w temperaturze 293 K.

Dla transformatorów nadprzewodnikowych 35% strat całkowitych przypada na straty obciążeniowe i 65% na straty w żelazie. W przypadku TrCu większość strat przypada na straty obciążeniowe, tj. ok. 94% strat całkowitych. Straty w badanych transformatorach podano w tabeli 7.7.



Rys. 7.8. Przebiegi prądu transformatora w warunkach obciążenia znamionowego po stronie górnego i dolnego napięcia

Tabela 7.7. Straty mocy

Parametr	TrHTS1 (77 K)	TrHTS2 (77 K)	TrCu (293 K)
Straty obciążeniowe, ΔP_{obc}	26,6 W	28,8 W	680 W
Straty w żelazie, ΔP_{Fe}	50,4 W	52,4 W	43,8 W
Straty całkowite, P	77,0 W	81,2 W	723,8 W

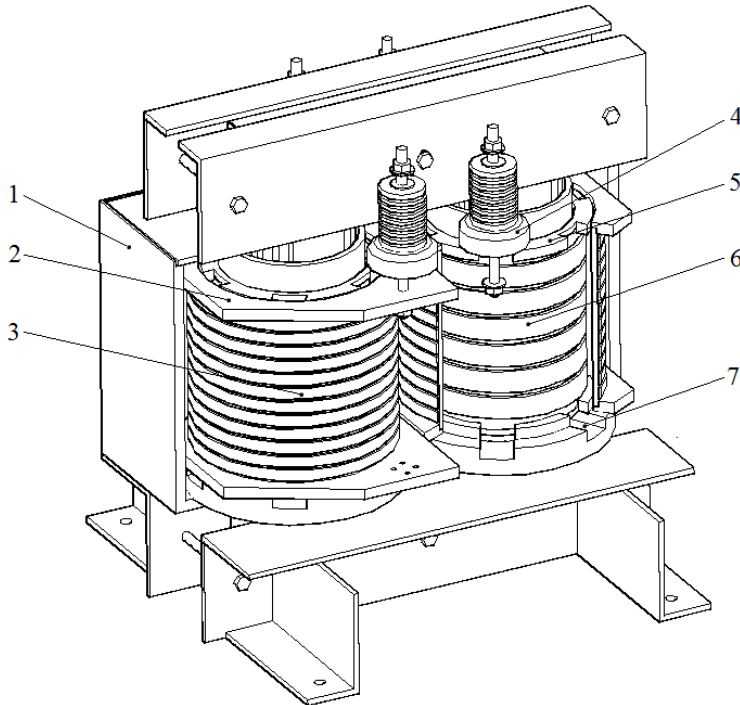
Parametry schematu zastępczego badanych transformatorów w stanie jałowym pracy podano w tabeli 7.8 [110][107]. Dla TrHTS1 i TrHTS2 wyliczono je dla uzwojeń nadprzewodnikowych znajdujących się w stanie nadprzewodzenia.

Tabela 7.8. Parametry schematu zastępczego transformatora

Parametr	TrHTS1 (77 K)	TrHTS2 (77 K)	TrCu (293 K)
R_1	6,7 mΩ	8,2 mΩ	200 mΩ
R_{Fe}	960,3 Ω	923,6 Ω	1103,8 Ω
X_1	23,4 mΩ	130,9 mΩ	120,9 mΩ
X_{μ}	71,2 Ω	66,8 Ω	224,5 Ω

7.2. Transformator HTS o mocy 13,8 kVA

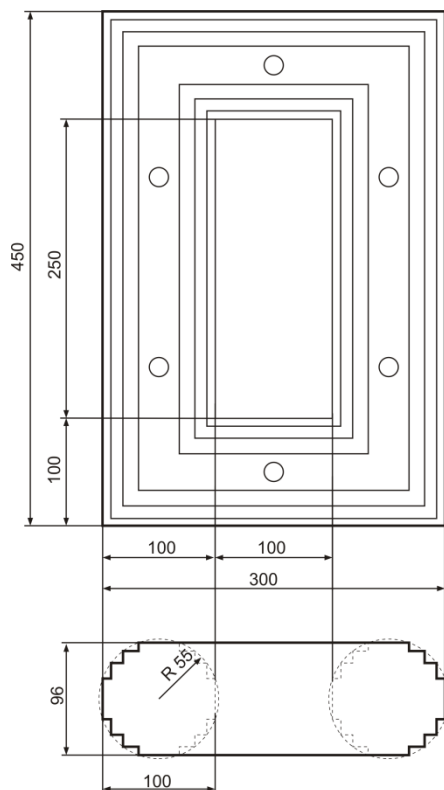
Poglądowy przekrój konstrukcji transformatora nadprzewodnikowego o mocy 13,8 kVA przedstawiono na rysunku 7.9 [111].



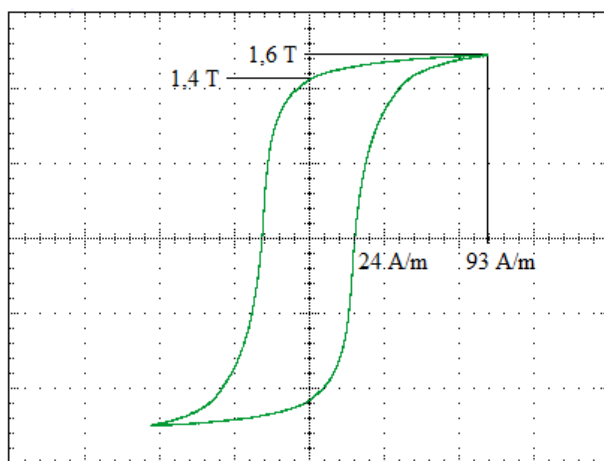
Rys. 7.9. Konstrukcja transformatora nadprzewodnikowego o mocy 13,8 kVA, 1 – kriostat, 2 – karkas uzwojenia górnego napięcia, 3 – uzwojenie górnego napięcia GN, 4 – przepusty prądowe, 5 – karkas uzwojenia dolnego napięcia, 6 – uzwojenie dolnego napięcia DN, 7 – kanały chłodzące

Karkasy uzwojeń wykonano z kompozytu epoksydowo-szklanego, zaś kriostat z kompozytu epoksydowo-szklanego wzmocnionego aramidowym materiałem przekładkowym Honeycomb.

Rdzeń transformatora wykonano jako ukosowany i schodkowany, w układzie cięcia blach 4, 3, 1 (rys. 7.10). Materiał rdzenia to elektrotechniczna blacha transformatorowa o ziarnie zorientowanym, spełniająca wymagania normy EN 10107:2005. Oznaczenie materiału M150-30S. Grubość blachy 0,3 mm, zawartość krzemu w stali 3%, maksymalna stratność całkowita blachy przy 50 Hz i indukcji 1,5 T wynosi 0,97 W/kg i 1,5 W/kg przy 1,7 T, minimalna indukcja magnetyczna 1,75 T przy $H=800$ A/m.

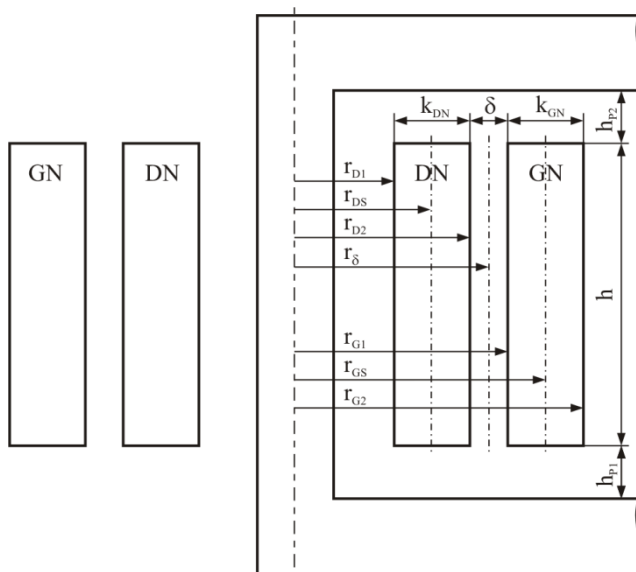


Rys. 7.10. Rdzeń magnetyczny transformatora



Rys. 7.11. Histereza magnetyczna rdzenia transformatora w warunkach pracy znamionowej

Wykreślona na podstawie pomiarów pętla histerezy rdzenia przedstawiono na rysunku 7.11. Indukcja magnetyzmu szczątkowego dla rdzenia wynosi 1,4 T, co stanowi 87% indukcji znamionowej.



Rys. 7.12. Podstawowe wymiary geometryczne uzwojeń

Tabela 7.9. Wymiary geometryczne uzwojeń

Promień wewnętrzny uzwojenia DN	r_{D1}	70
Promień zewnętrzny uzwojenia DN	r_{D2}	70,3
Średni promień uzwojenia DN	r_{DS}	70,15
Promień wewnętrzny uzwojenia GN	r_{G1}	88
Promień zewnętrzny uzwojenia GN	r_{G2}	88,4
Średni promień uzwojenia GN	r_{GS}	88,2
Grubość uzwojenia DN	k_{DN}	0,3
Grubość uzwojenia GN	k_{GN}	0,4
Wysokość uzwojenia	h	130
Dolna odległość uzwojenia od rdzenia	h_{p1}	60
Górna odległość uzwojenia od rdzenia	h_{p2}	60
Szerokość szczeliny powietrznej	δ	17,7
Średni promień szczeliny powietrznej	r_{δ}	79,15

Uzwojenia transformatora wykonano w układzie współśrodkowym. Zwoje uzwojenia górnego napięcia GN i uzwojenia dolnego napięcia DN podzielono po połowie i rozłożono tak, by obejmowały obie kolumny rdzenia (rys. 7.9). Geometrię uzwojeń jednej kolumny przedstawiono na rysunku 7.12. Wymiary uzwojeń podano w tabeli 7.9.

Przekroje kolumny transformatora i uzwojenia górnego napięcia, przedstawione na rysunku 7.6, podano w tabeli 7.10.

Tabela 7.10. Parametry przekrojów w kolumnie

Powierzchnia przekroju żelaza kolumny, A_k	0,008 m ²
Powierzchnia przekroju uzwojenia, A (po r_{GS})	0,0244 m ²
Powierzchnia wolnej przestrzeni, $A_p=A-A_k$	0,0164 m ²

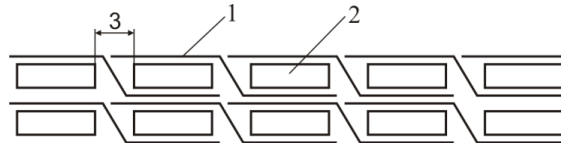
Uzwojenia transformatora wykonano z taśmy nadprzewodnikowej amerykańskiej firmy SuperPower Inc. Na uzwojenie górnego napięcia wykorzystano taśmę typu SCS4050-AP o minimalnym prądzie krytycznym 87 A w temperaturze 77 K i w polu własnym. Uzwojenia dolnego napięcia wykonano taśmą typu SCS12050-AP o minimalnym prądzie krytycznym 333 A.

Parametry taśm i uzwojeń przedstawiono w tabeli 7.11. W obu taśmach materiałem nadprzewodnikowym jest (Re)BCO. Grubość nadprzewodnika wynosi 1 μm , przy całkowitej grubości taśm 0,1 mm. Szerokość nadprzewodnika dla taśmy SCS4050-AP wynosi 4 mm, zaś dla SCS12050-AP jest to 12 mm.

Tabela 7.11. Parametry uzwojeń

Liczba zwojów GN/DN	84/22
Materiał uzwojeń GN/DN	SuperPower (Re)BCO SCS4050-AP /SCS12050-AP
Wymiary przewodów nawojowych GN/DN	0,1 $\times$ 4,0 mm /0,1 $\times$ 12,0 mm
Długość przewodów nawojowych GN/DN	46,6 m/9,7 m
Rezystancja uzwojeń GN/DN (293 K)	2,9 Ω /0,57 Ω
Rezystancja uzwojenia GN/DN (77 K)	0,0466 $\cdot 10^{-18}$ Ω /0,0097 $\cdot 10^{-18}$ Ω
Rezystancja uzwojenia GN/DN po przejściu do stanu rezystywnego (77 K)	23 $\mu\Omega$ /5 $\mu\Omega$
Indukcyjność uzwojenia GN/DN	290 μH /18 μH

Uzwojenie górnego napięcia składa się z 84 zwojów o łącznej długości 46,6 m, zaś uzwojenie dolnego napięcia z 22 zwojów o łącznej długości 9,7 m. Na uzwojenie górnego napięcia składają się trzy warstwy o liczbie zwojów 15, 13, 14. Uzwojenie dolnego napięcia to dwie warstwy o liczbie zwojów 6 i 5. Izolację zwojów stanowi kapton. Sposób wykonania izolacji przedstawiono na rysunku 7.13.



Rys. 7.13. Izolacja uzwojeń, 1 – kapton, 2 – taśma nadprzewodnikowa

Rezystancja uzwojenia górnego napięcia w stanie nadprzewodzenia wynosi $0,0466 \cdot 10^{-18} \Omega$. Po przejściu do stanu rezystywnego rezystancja uzwojenia wynosi $23 \cdot 10^{-6} \Omega$ w temperaturze 77 K i $2,9 \Omega$ w 293 K. Rezystancja uzwojenia dolnego napięcia w stanie nadprzewodzenia wynosi $0,0097 \cdot 10^{-18} \Omega$. Po przejściu do stanu rezystywnego $5 \cdot 10^{-6} \Omega$ w temperaturze 77 K i $0,57 \Omega$ w 293 K.

Dane znamionowe transformatora podano w tabeli 7.12. Napięcie znamionowe strony górnego i dolnego napięcia wynosi odpowiednio 230 V i 60 V. Prąd znamionowy strony górnego napięcia wynosi 60 A, zaś strony dolnego napięcia 230 A. Impedancję zwarcia transformatora i jej składowe podano w tabeli 7.13.

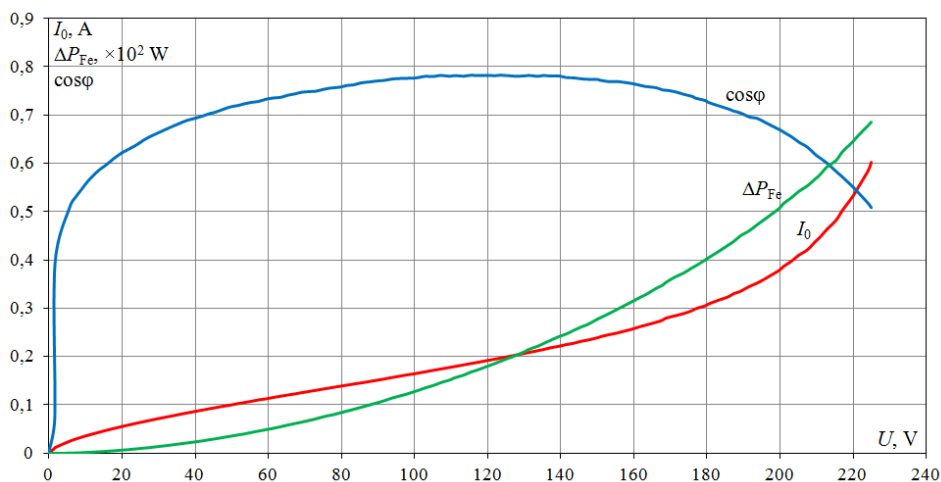
Tabela 7.12. Dane znamionowe transformatora

Moc	13,8 kVA
Częstotliwość	50 Hz
Napięcie GN/DN	230 V/60 V
Prąd GN/DN	60 A/230 A
Stosunek I_c/I_n GN/DN	1,44/1,44
Indukcja magnetyczna	1,6 T
Prąd jałowy	0,7 A
Napięcie zwarcia	3,2%

Tabela 7.13. Impedancja zwarcia i jej składowe

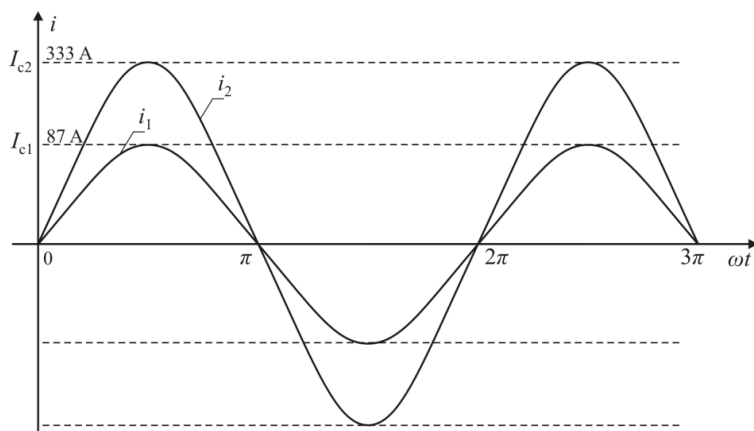
Impedancja zwarcia, Z_z	120,6 m Ω (77 K)
Rezystancja zwarcia, R_z	53,5 m Ω (77 K)
Reaktancja zwarcia, X_z	108,1 m Ω (77 K)

Charakterystyki stanu jałowego pracy transformatora przedstawiono na rysunku 7.14. Przy zasilaniu napięciem znamionowym prąd pobierany z sieci I_0 równy jest 0,7 A, moc czynna P_0 wynosi 71 W, a współczynnik mocy $\cos\varphi=0,48$.



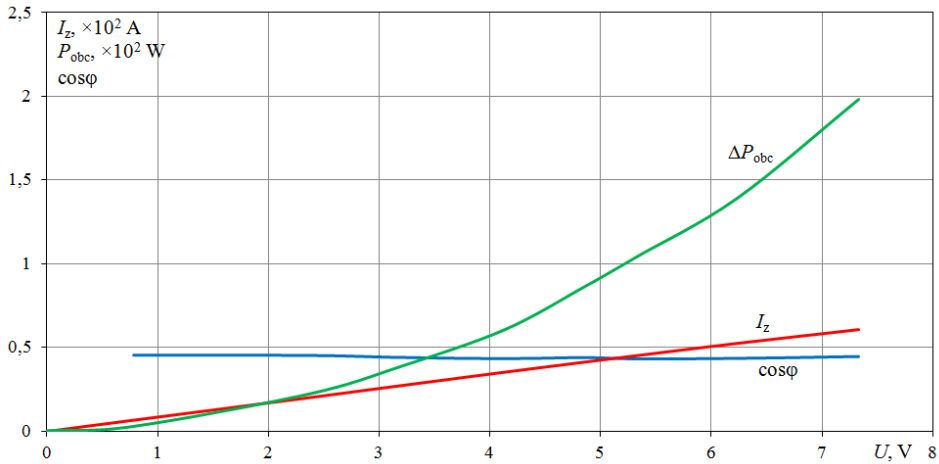
Rys. 7.14. Charakterystyki stanu jałowego transformatora 13,8 kVA

Stosunek wartości znamionowej I_n prądu do wartości krytycznej prądu nadprzewodnika I_c dla strony górnego i dolnego napięcia jest taki sam i wynosi 1,44. W stanie znamionowego obciążenia transformatora wartości maksymalne prądu I_m po stronie górnego i dolnego napięcia są bliskie wartościom krytycznym prądów uzwojeń I_c (rys. 7.15).

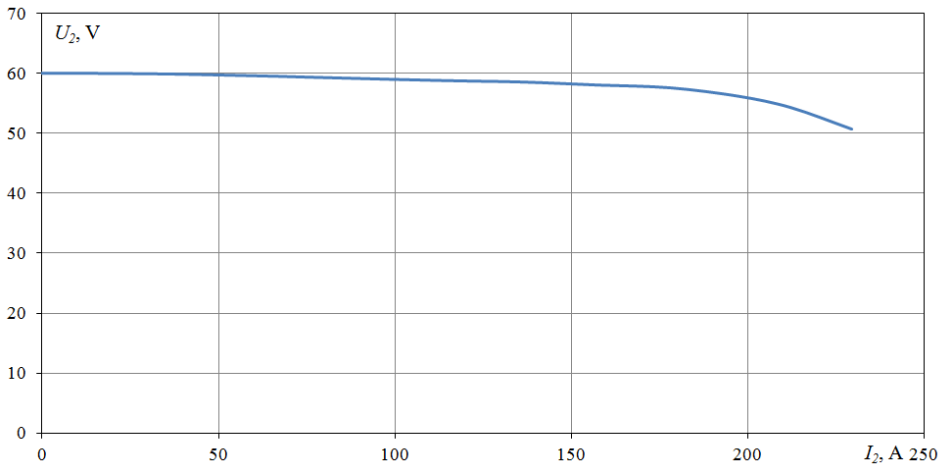


Rys. 7.15. Przebiegi prądów transformatora w warunkach obciążenia znamionowego po stronie górnego i dolnego napięcia

Charakterystyki zwarcia pomiarowego przedstawiono na rysunku 7.16. Napięcie zwarcia transformatora wynosi 7,3 V co stanowi 3,2% napięcia znamionowego. Moc czynna zmierzona przy zwarcu pomiarowym wynosi $P_z=197,9$ W. Na rysunku 7.17 przedstawiono charakterystykę zewnętrzną transformatora. Przy obciążeniu transformatora prądem znamionowym, napięcie strony wtórnej obniżone jest o 9 V względem wartości znamionowej.



Rys. 7.16. Charakterystyki zwarcia pomiarowego transformatora 13,8 kVA



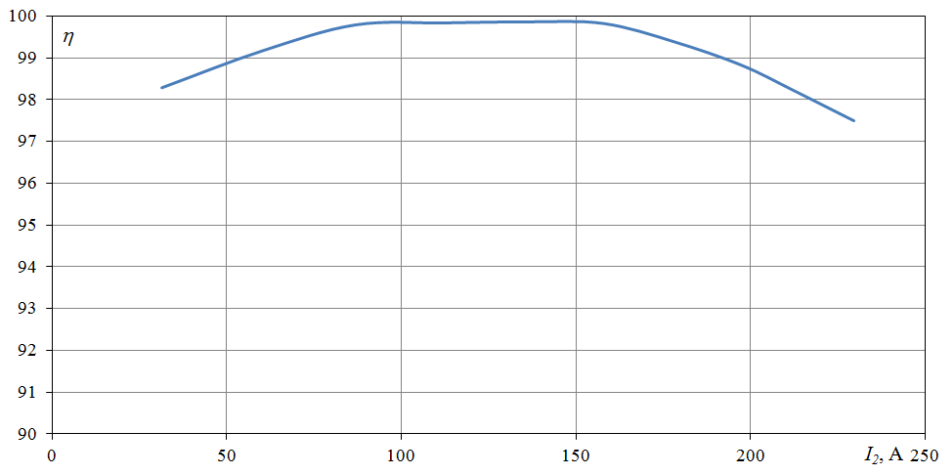
Rys. 7.17. Charakterystyka zewnętrzna transformatora 13,8 kVA

Straty całkowite mocy w transformatorze wynoszą 265,8 W (tabela 7.14), przy czym na straty obciążeniowe przypada 197,9 W, co stanowi 75% strat cał-

kowitych. Straty w żelazie wynoszą 67,9 W. Charakterystykę sprawności transformatora przedstawiono na rysunku 7.18.

Tabela 7.14. Straty mocy

Straty obciążeniowe, ΔP_{obc}	197,9 W
Straty w żelazie, ΔP_{Fe}	67,9 W
Straty całkowite, P	265,8 W



Rys. 7.18. Charakterystyka sprawności transformatora 13,8 kVA

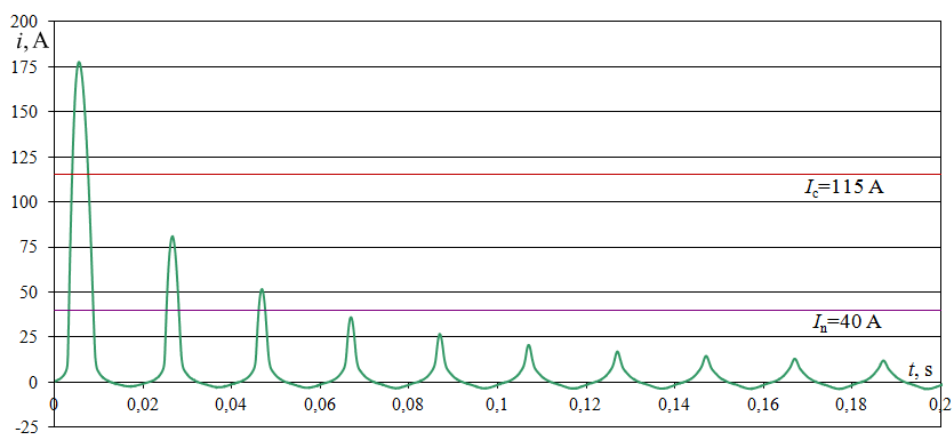
Parametry schematu zastępczego transformatora w stanie jałowym pracy podano w tabeli 7.15. Wyznaczono je na podstawie pomiarów dla uzwojeń transformatora znajdujących się w stanie nadprzewodzenia.

Tabela 7.15. Parametry schematu zastępczego transformatora

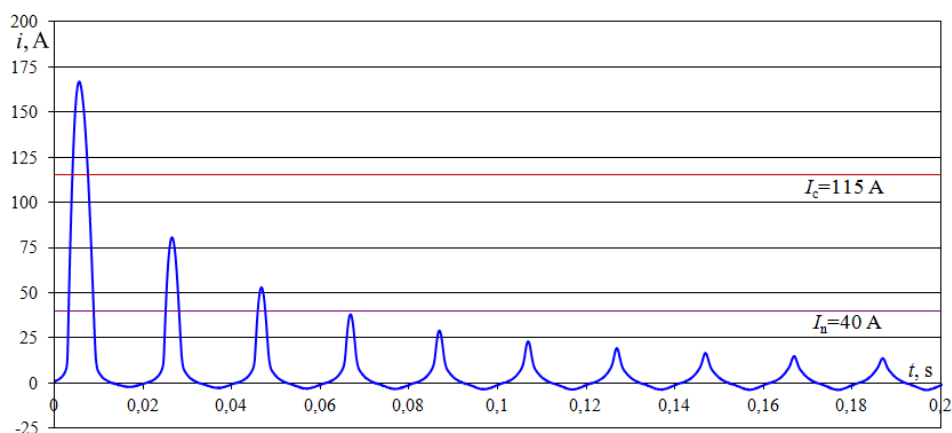
Rezystancja uzwojenia pierwotnego, R_1	26,75 m Ω
Rezystancja gałęzi magnesowania, R_{Fe}	737,8 Ω
Reaktancja rozproszenia uzwojenia pierwotnego, X_1	54,05 m Ω
Reaktancja gałęzi magnesowania, X_{μ}	431,9 Ω

7.3. Pomiary prądu włączania transformatora 8,5 kVA

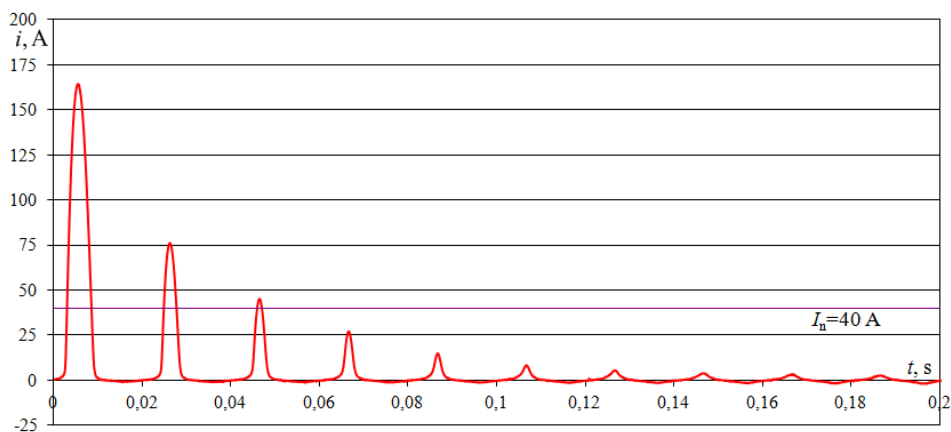
Przebiegi prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych TrHTS1 i TrHTS2, uzyskane z pomiarów, przedstawiono na rysunkach 7.19 i 7.20. Liniami poziomymi zaznaczono wartość znamionową prądu $I_n=40$ A transformatorów oraz wartość krytyczną prądu $I_c=115$ A przewodu nadprzewodnikowego, z którego wykonano uzwojenia pierwotne. Na rysunku 7.21 pokazano przebieg prądu włączania transformatora konwencjonalnego TrCu z uzwojeniami miedzianymi [109][112].



Rys. 7.19. Przebieg prądu włączania transformatora TrHTS1

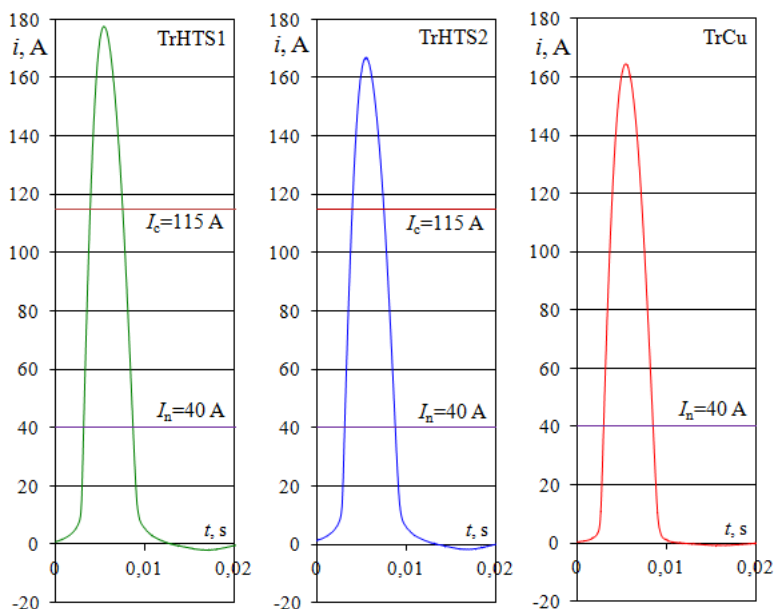


Rys. 7.20. Przebieg prądu włączania transformatora TrHTS2



Rys. 7.21. Przebieg prądu włączania transformatora TrCu

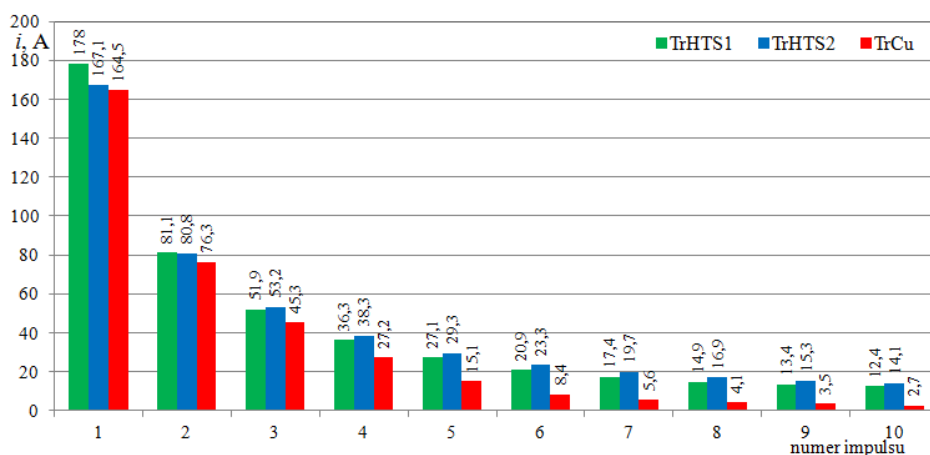
Największa zmierzona wartość pierwszego impulsu prądu włączania transformatora TrCu wynosi 164 A (rys. 7.21, tabela 7.16) i jest 4,1 razy większa od prądu znamionowego. Dla transformatorów TrHTS1 i TrHTS2 odnotowano odpowiednio 178 A i 167 A (rys. 7.19 i 7.20), są to wielkości 4,45 i 4,2 razy większe od prądu znamionowego. W odniesieniu do transformatora konwencjonalnego, pierwszy impuls prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych jest odpowiednio większy o 14 A i 3 A.



Rys. 7.22. Pierwsze impulsy prądu włączania TrHTS1, TrHTS2 i TrCu

Amplitudy pierwszych impulsów prądu włączania badanych transformatorów porównano na rysunku 7.22. Zarówno w przypadku transformatora TrHTS1, jak i TrHTS2 tylko pierwszy impuls prądu włączania przekracza prąd krytyczny uzwojenia pierwotnego. Dla transformatora TrHTS1 prąd krytyczny przekroczony jest o 63 A, zaś dla TrHTS2 o 52,1 A.

Amplitudy kolejnych impulsów prądu włączania badanych transformatorów porównano na rysunku 7.23.



Rys. 7.23. Porównanie amplitud 10 pierwszych impulsów prądu włączania TrHTS1, TrHTS2 i TrCu

Tabela 7.16. Wyniki pomiarów prądu włączania

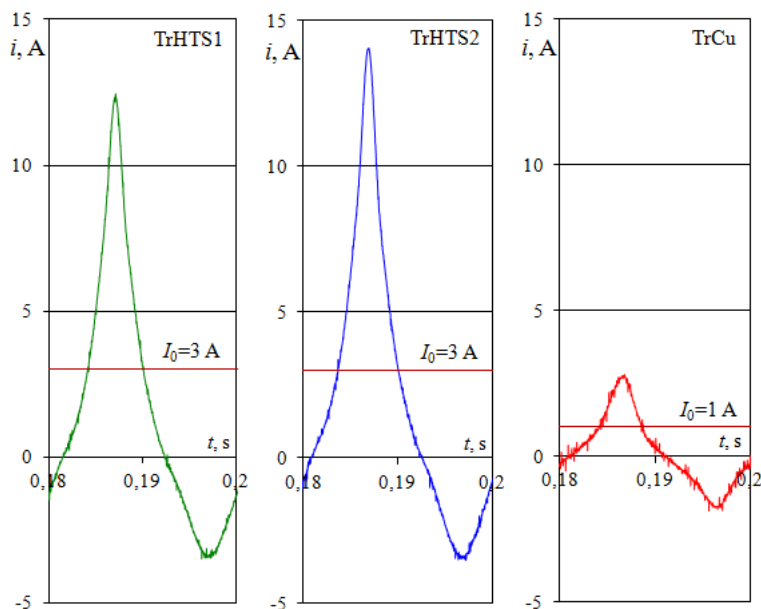
	TrHTS1	TrHTS2	TrCu
Wartość szczytowa prądu włączania	178 A	167 A	164 A
Czas zaniku składowej jednokierunkowej	350 ms	400 ms	200 ms

Na rysunku 7.24 porównano impulsy prądu występujące w przedziale czasu pomiędzy 0,18 ms a 0,2 ms. Poziomymi liniami ciągłymi zaznaczono wartości prądu jałowego I_0 badanych transformatorów.

W przypadku transformatora TrCu po czasie 0,2 s, od chwili włączenia transformatora, prąd jednokierunkowy zanika i w obwodzie zasilania przewodzony jest wyłącznie prąd stanu jałowego. W obwodzie z transformatorami TrHTS1 i TrHTS2 po czasie 0,2 s przewodzony jest prąd jednokierunkowy o wartości szczytowej przekraczającej odpowiednio 2,8 i 3,0 razy wartość maksymalną prądu jałowego tych transformatorów.

Dla transformatora TrCu odnotowano czas zaniku prądu jednokierunkowego wynoszący 0,2 s, czyli odpowiadający 10 okresom napięcia zasilającego (tabela 7.16). Czasy zaniku prądu jednokierunkowego dla transformatora

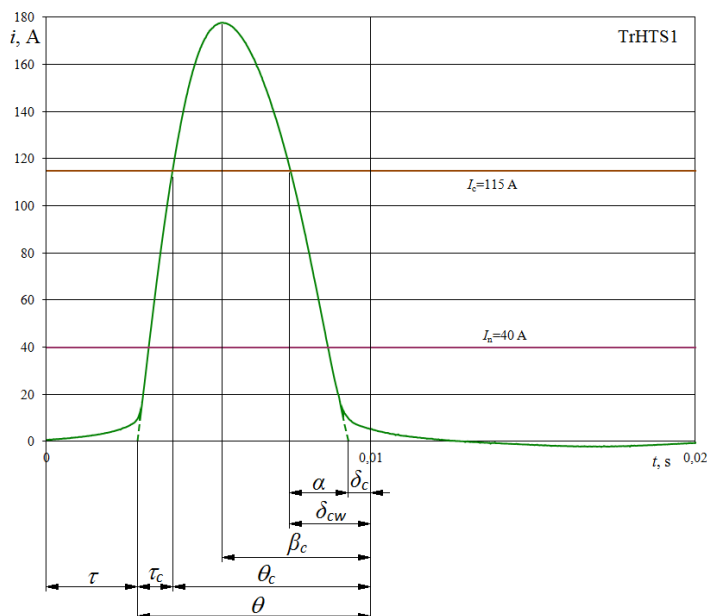
TrHTS1 wynosi 0,35 s, co odpowiada 18 okresom napięcia zasilającego, zaś dla TrHTS2 wynosi 0,4 s, tj. 20 okresów napięcia zasilającego. Są to wielkości odpowiednio o 150 ms i 200 ms dłuższe niż dla transformatora konwencjonalnego TrCu.



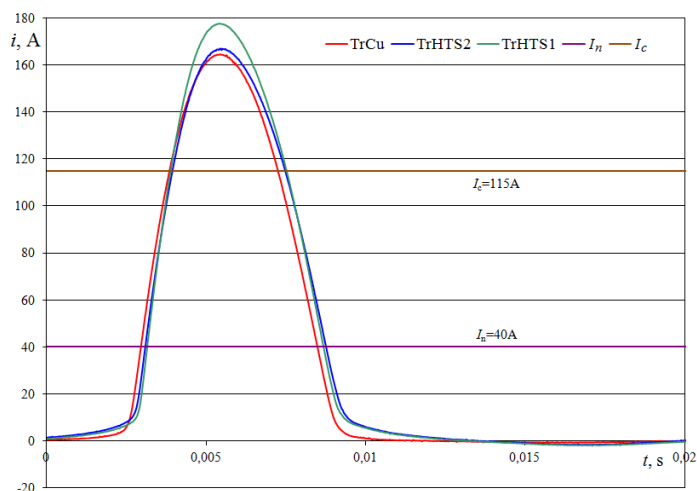
Rys. 7.24. Impulsy prądu włączania po 0,18 s od włączenia TrHTS1, TrHTS2 i TrCu

Dokonując analizy czasowej impulsu prądu jednokierunkowego transformatora nadprzewodnikowego TrHTS1, jego przebieg można opisać kątami podanymi w rozdziałach 5 i 6, jak przedstawiono na rysunku 7.25 [113][114][115]. Przyjęto, że punkty, w których pojawia się i zanika impuls prądu jednokierunkowego, wyznaczają punkty przecięcia stycznych do impulsu z osią odciętych.

Impuls prądu jednokierunkowego pojawia się po czasie $t_{r1}=2,74$ ms od chwili włączenia transformatora, czemu odpowiada kąt $\tau=49,3^\circ$. Wynika stąd, że kąt θ równy jest $130,6^\circ$. Chwilowa wartość narastającego zbocza impulsu prądu przekracza wartość krytyczną prądu I_c przewodu, z którego wykonano uzwojenie pierwotne transformatora po czasie $t_{\theta c}=3,81$ ms, a więc kąt $\theta_c=111,5^\circ$. Impuls prądu osiąga wartość maksymalną po czasie $t_m=5,36$ ms, czemu odpowiada kąt $\beta_c=83,6^\circ$. Opadające zbocze impulsu prądu jednokierunkowego przyjmuje wartości chwilowe mniejsze od wartości krytycznej prądu I_c po czasie $t_w=7,47$ ms, a więc dla kątów mniejszych od kąta $\delta_{cw}=45,4^\circ$. Czas, przez który impuls prądu przekracza krytyczną wartość prądu nadprzewodnika I_c , wynosi $t_{cw}=3,68$ ms, czemu odpowiada kąt $\gamma_{cw}=66,1^\circ$. Impuls zanika po czasie $t_{i0}=9,3$ ms od chwili włączenia transformatora, tj. dla kąta $\delta_c=12,6^\circ$.



Rys. 7.25. Kąty charakterystyczne impulsu prądu jednokierunkowego transformatora TrHTS1



Rys. 7.26. Porównanie impulsów prądu

Dla transformatora nadprzewodnikowego TrHTS2 czasy i kąty są zbliżone do otrzymanych dla TrHTS1 (rys. 7.26). Dla transformatora z uzwojeniami miedzianymi TrCu obserwuje się niewielkie przesunięcie impulsu prądu. Impuls pojawia się o około 5° wcześniej, niż to jest w przypadku transformatora TrHTS1 i zanika wcześniej o około 3° . Czasy trwania prądu jednokierunkowego

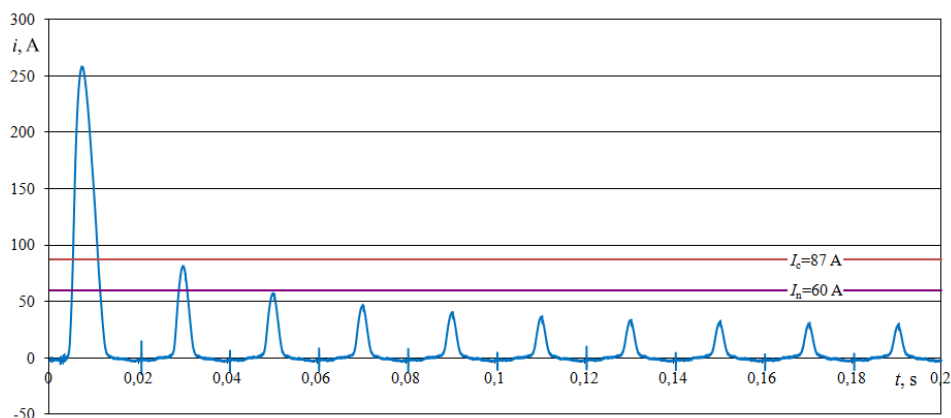
dla czterech pierwszych impulsów wszystkich badanych transformatorów podano w tabeli 7.17.

Tabela 7.17. Czas trwania impulsów

Impuls	1		2		3		4	
	t, ms	$\gamma, ^\circ$	t, ms	$\gamma, ^\circ$	t, ms	$\gamma, ^\circ$	t, ms	$\gamma, ^\circ$
TrCu	6,55	118,0	4,38	78,8	3,32	59,7	3,02	54,4
TrHTS1	6,53	117,6	4,28	77,0	3,45	62,1	3,16	56,8
TrHTS2	6,64	119,5	4,44	79,8	3,72	66,9	3,38	60,8

7.4. Pomiary prądu włączania transformatora 13,8 kVA

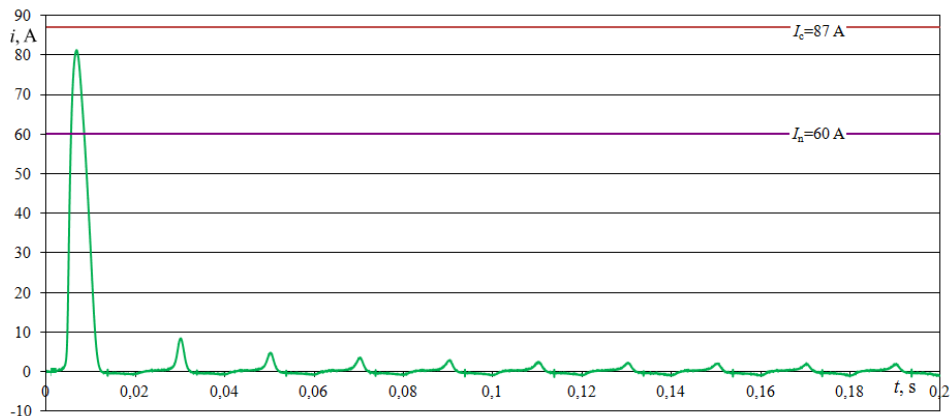
Zmierzone przebiegi prądu włączania transformatora nadprzewodnikowego o mocy 13,8 kVA przedstawiono na rysunkach 7.27 i 7.28. Przebieg prądu z rysunku 7.27 uzyskano przez pomiar spadku napięcia na boczniku o rezystancji 4 m Ω . Największa zmierzona wartość pierwszego impulsu prądu włączania wynosi 258 A i jest 4,3 razy większa od prądu znamionowego transformatora. Tylko pierwszy impuls prądu włączania przekracza wartość krytyczną przewodu nadprzewodnikowego, z którego wykonano uzwojenie pierwotne transformatora. Przekroczenie to wynosi 171 A i jest 1,96 razy większe od prądu krytycznego.



Rys. 7.27. Przebieg prądu włączania transformatora 13,8 kVA, $R_b=4 \text{ m}\Omega$

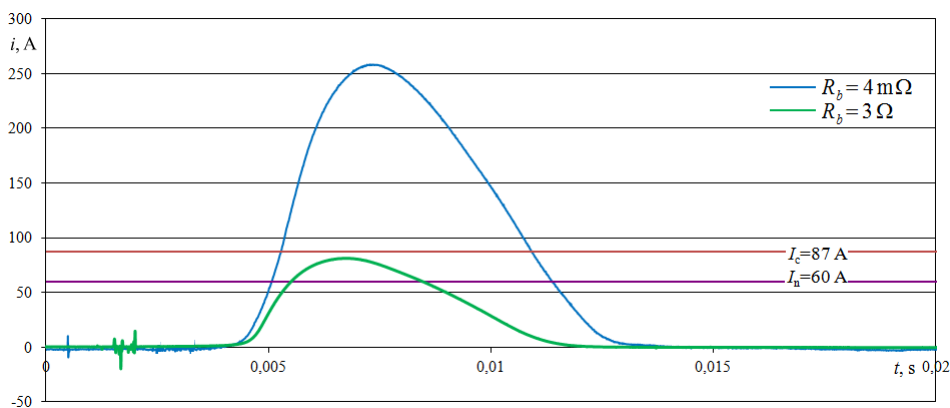
Po zwiększeniu rezystancji obwodu zasilania transformatora, poprzez zwiększenie rezystancji bocznika z 4 m Ω do 3 Ω , największa odnotowana wartość

pierwszego impulsu prądu włączania wynosi 81 A (rys. 7.28). Wartość ta jest niższa o 6 A od prądu krytycznego nadprzewodnika.



Rys. 7.28. Przebieg prądu włączania transformatora 13,8 kVA, $R_b=3\ \Omega$

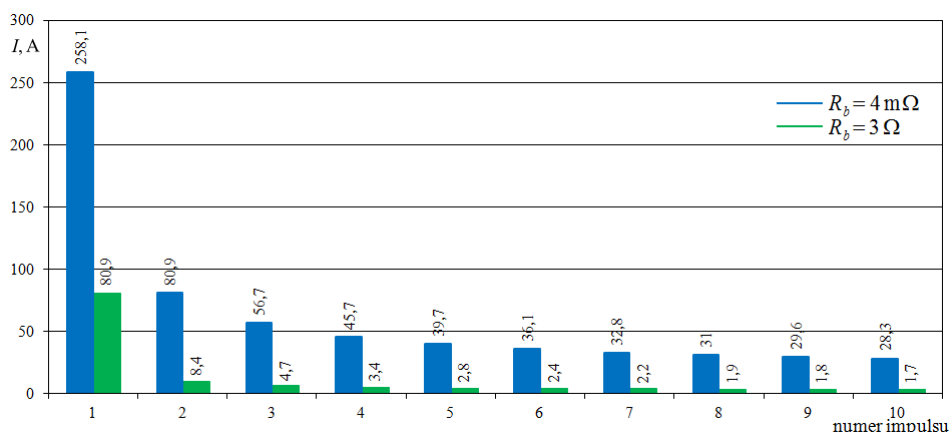
Pierwsze impulsy prądu włączania dla obu przypadków porównano na rysunku 7.29. Impulsy prądu jednokierunkowego pojawiają się po czasie $t_{r1}=4,4\text{ ms}$, od chwili włączenia transformatora, czemu odpowiada kąt $\tau=79,1^\circ$. Wynika stąd, że kąt θ równy jest $100,9^\circ$. Przy włączonym w obwód zasilania transformatora boczniku $4\text{ m}\Omega$ czas trwania pierwszego impulsu prądu włączania wynosi 8,3 ms. Po włączeniu bocznika $3\ \Omega$ czas trwania impulsu ulega skróceniu i wynosi 6,8 ms.



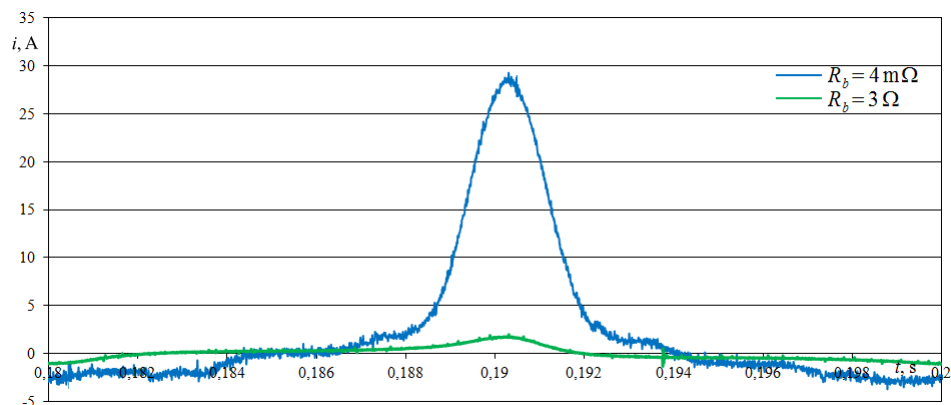
Rys. 7.29. Porównanie przebiegów prądu włączania pierwszych impulsów przy rezystancji bocznika równej $4\text{ m}\Omega$ i $3\ \Omega$

Dla bocznika o rezystancji $4 \text{ m}\Omega$ wartość chwilowa narastającego zbocza impulsu przekracza wartość krytyczną prądu I_c nadprzewodnika po czasie $t_{\theta c}=5,22 \text{ ms}$, a więc kąt $\theta_c=86,1^\circ$. Wartość maksymalną impuls prądu osiąga po czasie $t_m=7,25 \text{ ms}$, czemu odpowiada kąt $\beta_c=49,6^\circ$. Opadające zbocze impulsu prądu jednokierunkowego przyjmuje wartości chwilowe mniejsze od wartości krytycznej prądu I_c po czasie $t_w=10,83 \text{ ms}$, a więc dla kątów większych od kąta $\delta_{cw}=14,9^\circ$. Czas, przez który impuls prądu przekracza krytyczną wartość prądu nadprzewodnika I_c wynosi $t_{cw}=5,6 \text{ ms}$, czemu odpowiada kąt $\gamma_{cw}=100,9^\circ$. Impuls zanika po czasie $t_{i0}=12,6 \text{ ms}$ od chwili włączenia transformatora, tj. dla kąta $\delta_c=46,9^\circ$.

Dla bocznika o rezystancji 3Ω impuls prądu osiąga wartość maksymalną po czasie $t_m=6,7 \text{ ms}$, czemu odpowiada kąt $\beta_c=59,6^\circ$. Impuls zanika po czasie $t_{i0}=11,4 \text{ ms}$ od chwili włączenia transformatora, tj. dla kąta $\delta_c=24,9^\circ$.



Rys. 7.30. Porównanie wartości maksymalnej 10 pierwszych impulsów



Rys. 7.31. Porównanie przebiegów prądu włączania w przedziale od $0,18 \div 0,2 \text{ ms}$

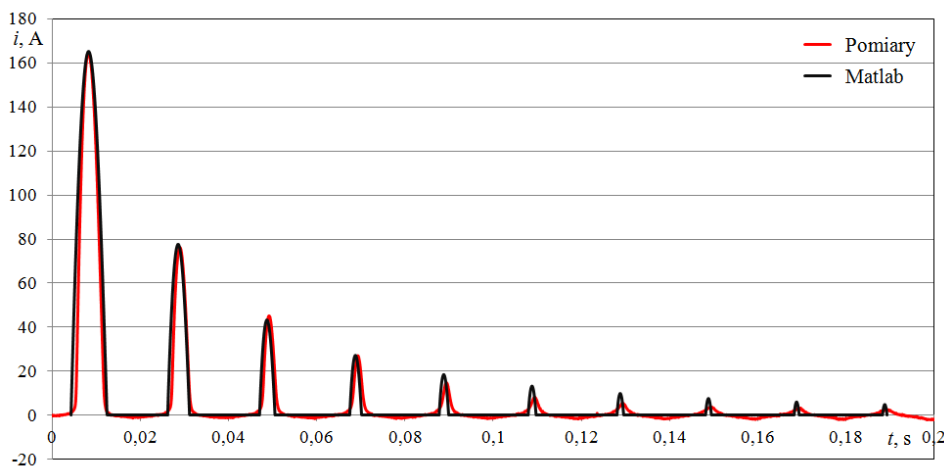
Amplitudy kolejnych impulsów prądu włączania dla obu wartości boczników porównano na rysunku 7.30. Na rysunku 7.31 zestawiono impulsy prądu występujące w przedziale czasu pomiędzy 0,18 ms a 0,2 ms. W przypadku bocznika o rezystancji $3\ \Omega$ po czasie 0,8 s, od chwili włączenia transformatora, prąd jednokierunkowy zanika i w obwodzie zasilania przewodzony jest wyłącznie prąd stanu jałowego. Dla bocznika o rezystancji $4\ m\Omega$ czas zaniku impulsów jednokierunkowych prądu jest wielokrotnie dłuższy i dochodzi do 4 s.

8. Analiza numeryczna prądu włączania

Wzory analityczne, przedstawione w rozdziałach 5 i 6, zaimplementowano w autorskim programie komputerowym MathCurrent. Kod źródłowy programu napisano w interaktywnym środowisku do wykonywania obliczeń naukowych i inżynierskich oraz do tworzenia symulacji komputerowych Matlab. Przeprowadzono analizę numeryczną prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych i konwencjonalnych o mocach 8,5 kVA, 13,8 kVA i 630 kVA. Wyniki analizy porównano z wynikami uzyskanymi z pomiarów transformatorów podanymi w rozdziale 7.

8.1. Analiza prądu włączania transformatora HTS i konwencjonalnego o mocach 8,5 kVA

Analizie numerycznej poddano dziesięć pierwszych impulsów prądu jednokierunkowego, analogicznie jak w części eksperymentalnej (rozdział 7.3). Dla transformatora z uzwojeniami miedzianymi (TrCu) otrzymano przebieg prądu przedstawiony na rysunku 8.1.



Rys. 8.1. Porównanie wyników pomiarów i wyników symulacji dla transformatora z uzwojeniami miedzianymi TrCu

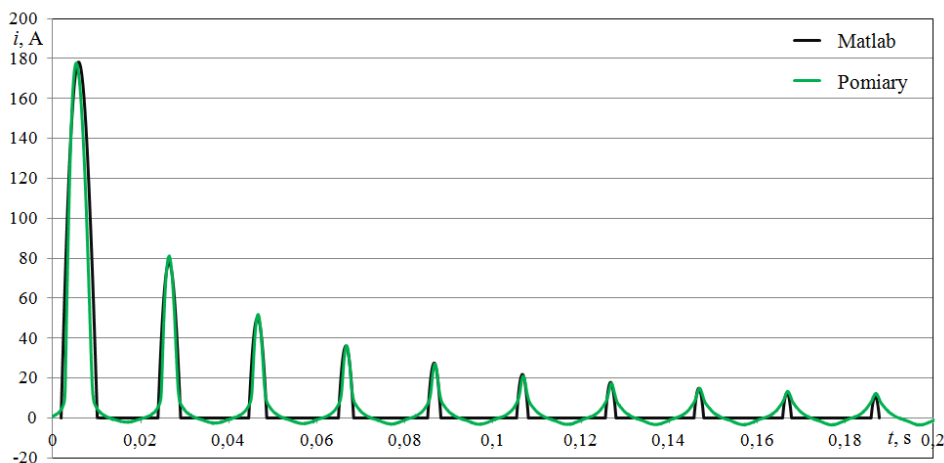
W tabeli 8.1 porównano wartości maksymalne impulsów prądu wyznaczone eksperymentalnie z wynikami obliczeń z programu MathCurrent. Dla czterech pierwszych impulsów prądu uzyskano dobrą zgodność obliczeń z pomiarami

eksperymentalnymi wykonanymi na rzeczywistym obiekcie. Procentowy błąd względny obliczeń dla czterech pierwszych impulsów prądu nie przekracza 4,6%. Błąd wzrasta dla następnych impulsów prądu. Impulsy te mają wartości maksymalne niższe od wartości prądu znamionowego transformatora, tym samym nie wpływają na pracę transformatora.

Tabela 8.1. Porównanie wartości maksymalnych impulsów prądu dla TrCu

Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Pomiar I , A	164,5	76,3	45,3	27,2	15,1	8,4	5,6	4,1	3,5	2,7
Matlab I , A	165,3	77,6	43,2	27,1	18,4	13,2	9,7	7,5	5,9	4,7
Błąd δ , %	0,5	1,7	4,6	0,4	21,8	57,1	73,2	82,9	68,6	74,1

Błędy między wartością zmierzoną a obliczoną w programie MathCurrent, wynikają z błędów, jakie wprowadza przyjęta metoda obliczeniowa, błędów wprowadzanego przez układ pomiarowy, jak również przyjętej metody interpretacji czasu trwania prądu jednokierunkowego na przebiegach, które uzyskano w pomiarach (rozdział 7.3).



Rys. 8.2. Porównanie wyników pomiarów i wyników symulacji dla transformatora z uzwojeniami nadprzewodnikowymi TrHTS1

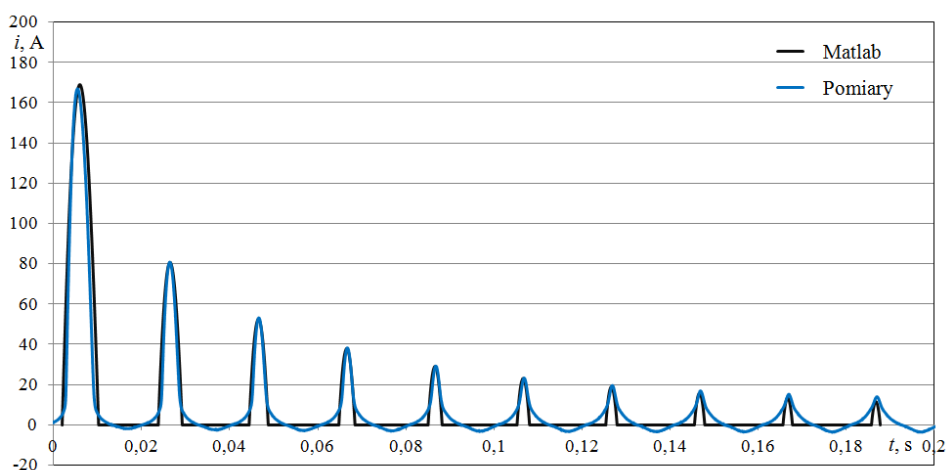
Dla transformatorów z uzwojeniami nadprzewodnikowymi TrHTS1 i TrHTS2 uzyskano lepszą zgodność wyników. Porównanie wyników otrzyma-

nych z pomiarów i wyników uzyskanych z obliczeń w programie MathCurrent dla transformatora TrHTS1, przedstawiono na rysunku 8.2. Procentowy błąd względny między zmierzoną wartością maksymalną impulsów prądu a wartością obliczoną nie przekracza 5% dla pierwszych ośmiu impulsów (tabela 8.2). Największy błąd odnotowano dla ostatniego analizowanego impulsu i wynosi on 12,1%. Przy czym wartość tego impulsu jest blisko cztery razy niższa od wartości znamionowej prądu uzwojenia pierwotnego transformatora.

Tabela 8.2. Porównanie wartości maksymalnych impulsów prądu dla TrHTS1

Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Pomiar I, A	178,0	81,8	51,9	36,3	27,1	20,9	17,4	14,9	13,4	12,4
Matlab I, A	178,2	79,3	50,2	36,1	27,6	21,9	17,9	14,9	12,7	10,9
Błąd $\delta, \%$	0,1	3,1	3,3	0,6	1,8	4,8	2,9	0,0	5,2	12,1

Równie dobrą zgodność wyników obliczeń z wynikami pomiarów uzyskano dla transformatora TrHTS2 (rys. 8.3). Procentowy błąd względny mniejszy od 5%, między wartością maksymalną impulsu zmierzoną a obliczoną, odnotowano dla siedmiu pierwszych impulsów. Największy błąd wynoszący 17,7% odnotowano dla ostatniego impulsu (tabela 8.3).

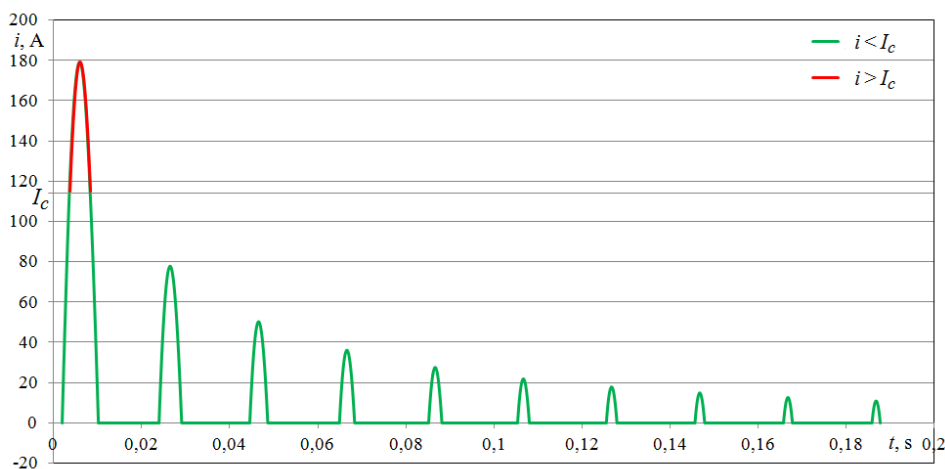


Rys. 8.3. Porównanie wyników pomiarów i wyników symulacji dla transformatora z uzwojeniami nadprzewodnikowymi TrHTS2

Tabela 8.3. Porównanie wartości maksymalnych dla TrHTS2

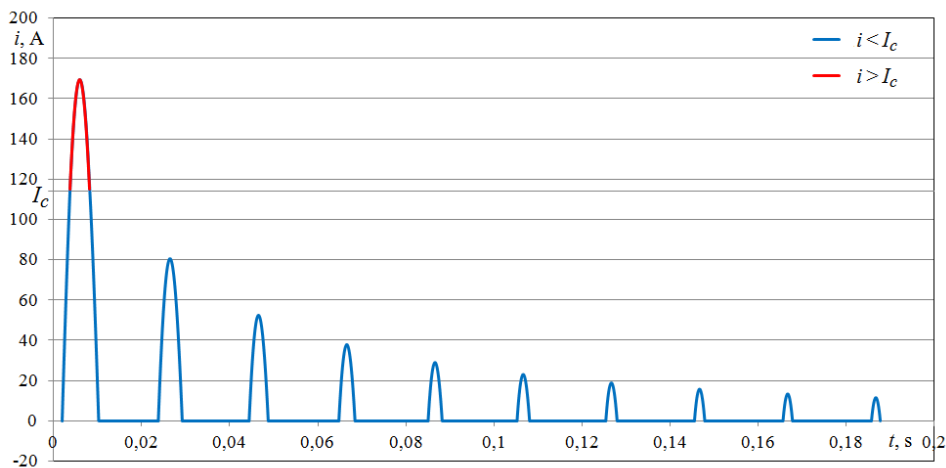
Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Pomiar I , A	167,1	80,8	53,2	38,3	29,3	23,3	19,7	16,9	15,3	14,1
Matlab I , A	168,8	80,7	52,5	38,0	29,1	23,1	18,9	15,8	13,5	11,6
Błąd δ , %	1,0	0,1	1,3	0,8	0,7	0,9	4,1	6,5	11,8	17,7

W programie MathCurrent wyróżniono przedziały, w których impulsy prądu jednokierunkowego przekraczają wartość krytyczną prądu I_c przewodów nadprzewodnikowych, z jakich wykonano uzwojenie pierwotne transformatora. Przebiegi prądu z zaznaczonymi przedziałami, w których $i > I_c$ przedstawiono dla transformatorów TrHTS1 i TrHTS2 na rysunkach 8.4 i 8.5.

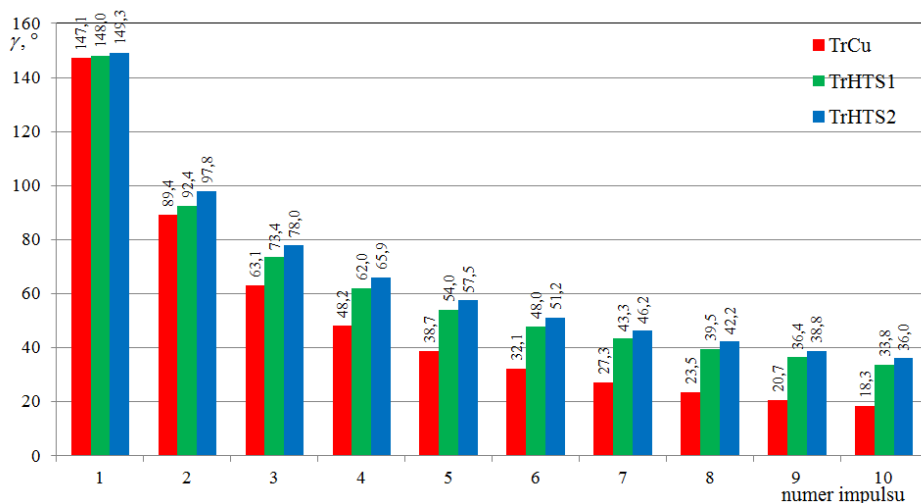


Rys. 8.4. Przebieg prądu włączania TrHTS1 z zaznaczonym przedziałem, w którym $i > I_c$

Z obliczeń wynika, że czas, przez jaki impuls prądu jednokierunkowego przekracza wartość prądu krytycznego dla transformatora TrHTS1, wynosi $t_{1cw}=4,69$ ms, zaś dla TrHTS2 jest to $t_{2cw}=4,47$ ms, czemu odpowiadają kąty $84,4^\circ$ i $80,5^\circ$. Tymczasem z pomiarów doświadczalnych uzyskano czas $t_{cw}=3,68$ ms. Wyniki te obarczone są procentowym błędem względnym $\delta_1=21,5\%$ i $\delta_2=17,7\%$.

Rys. 8.5. Przebieg prądu włączania TrHTS2 z zaznaczonym przedziałem, w którym $i > I_c$

Wykorzystując program MathCurrent, wyliczono czasy trwania pierwszych dziesięciu impulsów prądu jednokierunkowego. Wyniki uzyskane dla transformatorów TrCu, TrHTS1 i TrHTS2 przedstawiono na rysunku 8.6, podając miarę kąta γ (rozdział 5).

Rys. 8.6. Porównanie wartości kąta γ dla TrCu, TrHTS1 i TrHTS2

W tabeli 8.4 porównano wyniki obliczeń z wynikami uzyskanymi z pomiarów. Największy błąd obliczeń nie przekracza 21%. W tabeli 8.5 podano różnice

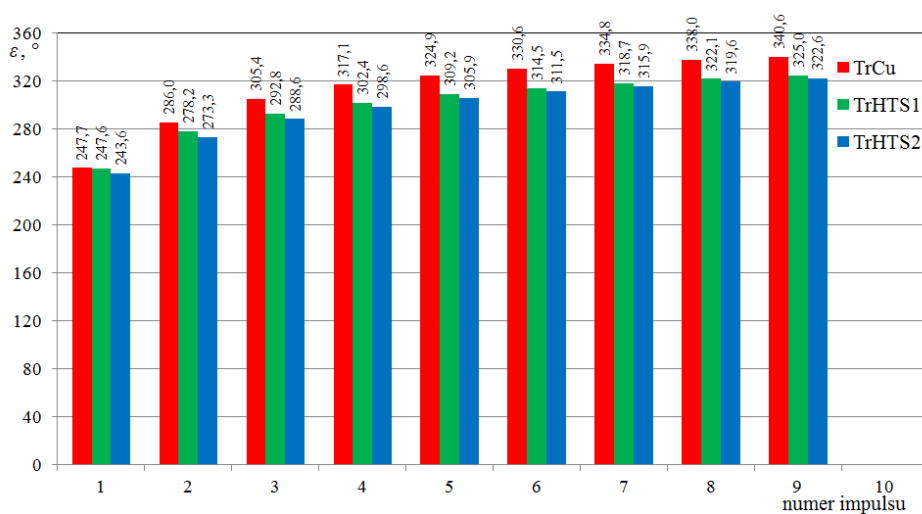
w czasach trwania impulsów prądu jednokierunkowego poszczególnych transformatorów. Wyniki podano w różnicach kąta γ .

Tabela 8.4. Porównanie czasów trwania impulsów

Nr impulsu		1	2	3	4
TrCu	Pomiar γ , °	118,0	78,8	59,7	54,4
	Matlab γ , °	147,1	89,4	63,1	48,2
	Błąd δ , %	19,8	11,9	5,4	12,9
TrHTS1	Pomiar γ , °	117,6	77,0	62,1	56,8
	Matlab γ , °	148,0	92,4	73,4	62,0
	Błąd δ , %	20,7	17,2	15,4	8,4
TrHTS2	Pomiar γ , °	119,5	79,8	66,9	60,8
	Matlab γ , °	149,3	97,8	78,0	65,9
	Błąd δ , %	20,3	18,4	14,2	7,7

Tabela 8.5. Różnica w czasach trwania impulsów

Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$\gamma_{\text{HTS1}} - \gamma_{\text{Cu}}$, °	0,9	3,0	10,3	13,7	15,2	15,9	16,1	16,0	15,7	15,4
$\gamma_{\text{HTS2}} - \gamma_{\text{Cu}}$, °	2,1	8,5	14,9	17,7	18,7	19,0	18,9	18,6	18,2	17,7
$\gamma_{\text{HTS2}} - \gamma_{\text{HTS1}}$, °	1,2	5,4	4,6	4,0	3,5	3,2	2,9	2,7	2,4	2,3



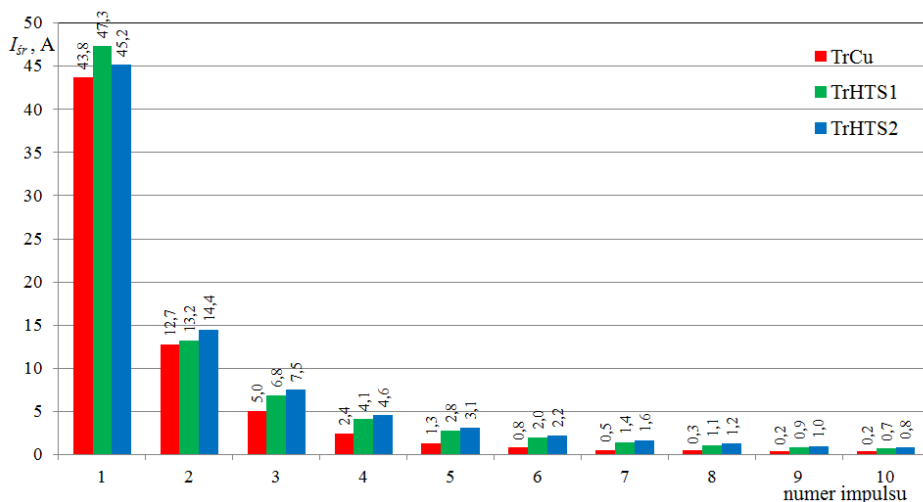
Rys. 8.7. Porównanie wartości kąta ϵ dla TrCu, TrHTS1 i TrHTS2

Metodą obliczeniową wyznaczono czas trwania przerw bezprądowych pomiędzy impulsami prądu jednokierunkowego. Wyniki dla transformatorów TrCu, TrHTS1 i TrHTS2 przedstawiono na rysunku 8.7, podając miarę kąta ε (rozdział 5). W tabeli 8.6 przedstawiono różnice między wartościami kąta ε badanych transformatorów.

Tabela 8.6. Różnica w czasach trwania przerwy bezprądowej

Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$\varepsilon_{\text{Cu}} - \varepsilon_{\text{HTS1}}, ^\circ$	0,1	7,8	12,6	14,7	15,7	16,1	16,1	15,9	15,6
$\varepsilon_{\text{Cu}} - \varepsilon_{\text{HTS2}}, ^\circ$	4,1	12,7	16,8	18,5	19	19,1	18,9	18,4	18
$\varepsilon_{\text{HTS1}} - \varepsilon_{\text{HTS2}}, ^\circ$	4,0	4,9	4,2	3,8	3,3	3,0	2,8	2,5	2,4

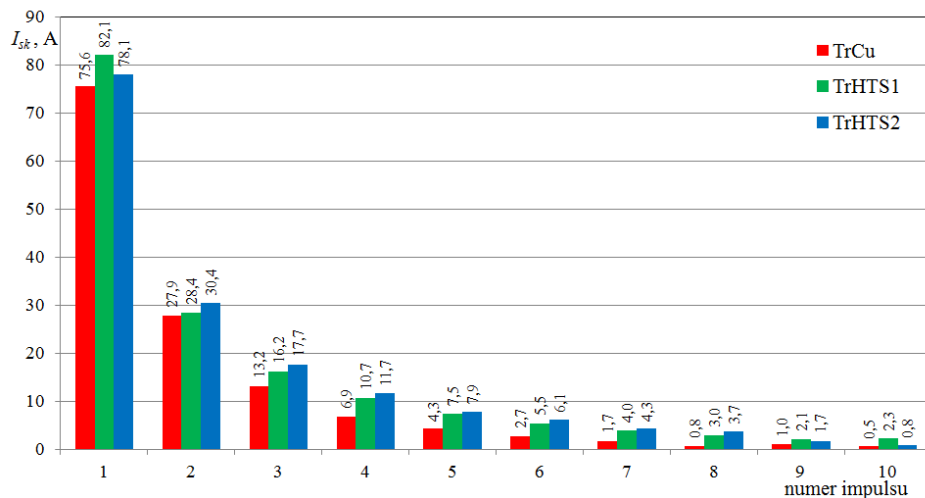
Wyznaczono wartości średnie i skuteczne impulsów oraz określono ilości ciepła wydzielanego na rezystancjach obwodu. Na rysunku 8.8 przedstawiono porównanie wyliczonych wartości średnich impulsów prądu dla transformatorów TrCu, TrHTS1 i TrHTS2. W przypadku pierwszego impulsu największą wartość średnią odnotowano dla transformatora TrHTS1 i wynosi ona $I_{sr}=47,3$ A. Z kolei wartość najniższą odnotowano dla TrCu równą 43,8 A. W przypadku kolejnych impulsów najwyższą wartość średnią prądu odnotowuje się dla TrHTS2. Transformator TrCu posiada najniższą wartość średnią dla wszystkich impulsów.



Rys. 8.8. Porównanie wartości średniej impulsów dla TrCu, TrHTS1 i TrHTS2

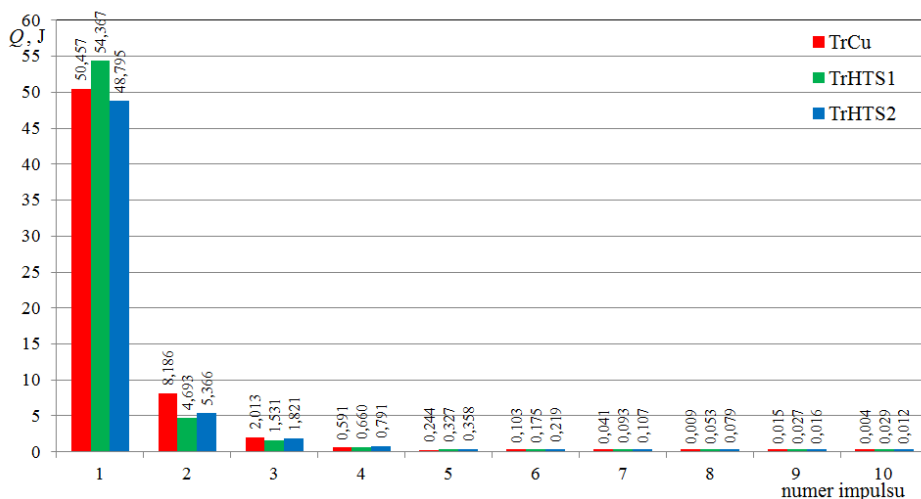
Wyliczona wartość skuteczna w przypadku pierwszego impulsu prądu największa jest dla TrHTS1 i wynosi 82,1 A. Dla TrHTS2 odnotowano 78,1 A, zaś

najniższą wartość dla TrCu równą 75,6 A (rys. 8.9). W przypadku impulsów od drugiego do ósmego najwyższe wartości skuteczne prądu odnotowano dla TrHTS2, zaś dla impulsów dziewięć i dziesięć dla TrHTS1.



Rys. 8.9. Porównanie wartości skutecznej impulsów dla TrCu, TrHTS1 i TrHTS2

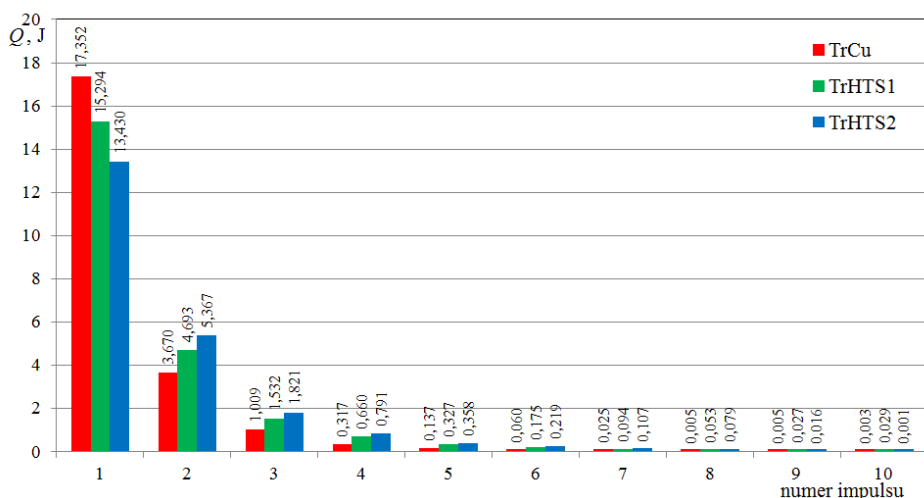
Prąd jednokierunkowy powoduje nagrzewanie się elementów obwodu zasilającego transformator oraz uzwojenia pierwotnego transformatora. Ilość ciepła, jaka wydzielana jest na całej rezystancji obwodu, została przedstawiona na rysunku 8.10.



Rys. 8.10. Ilość ciepła wydzielanego na całej rezystancji obwodu dla TrCu, TrHTS1 i TrHTS2

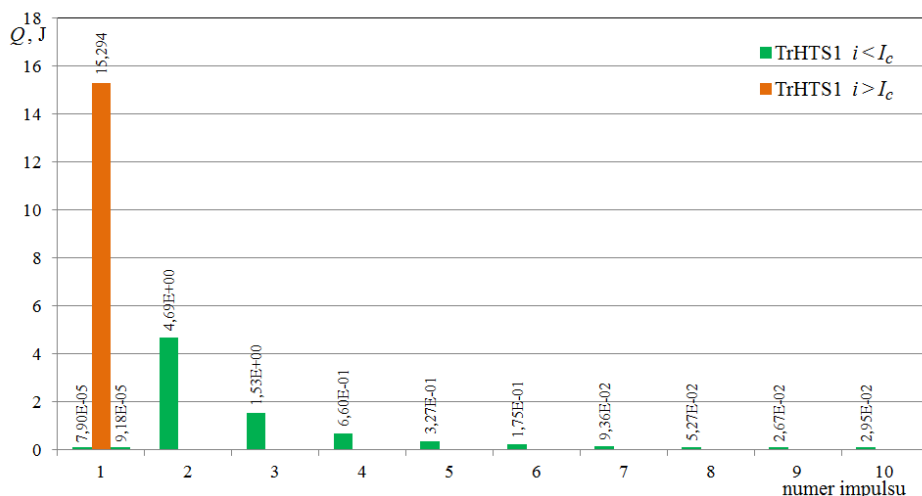
W trakcie trwania pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego najwięcej ciepła (54,4 J) wydzielane jest dla transformatora TrHTS1. Dla TrCu wydzielają się 50,5 J, zaś najmniej wydzielają się dla TrHTS2, tj. 48,8 J. W przypadku drugiego impulsu prądu ilość wydzielanego ciepła jest średnio 10 razy mniejsza. Ilość ciepła wydzielanego w trakcie trwania pozostałych impulsów jest pomijalnie mała.

Na rysunku 8.11 przedstawiono ilość ciepła, jaka wydzielają się na rezystancjach uzwojeń pierwotnych transformatorów. W czasie trwania pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego najwięcej ciepła wydzielanie jest na rezystancji uzwojenia pierwotnego transformatora TrCu, tj. 17,4 J. O 2,1 J mniej ciepła wydzielane jest na rezystancji uzwojenia pierwotnego TrHTS1. W przypadku transformatora TrHTS2 wydzielane jest 13,4 J i jest to wartość najmniejsza dla wszystkich transformatorów. Dla drugiego impulsu prądu proporcje się odwracają. Najwięcej ciepła, bo 5,4 J wydzielane jest w uzwojeniu TrHTS2, w uzwojeniu TrHTS1 wydzielane jest 4,7 J, a najmniej w uzwojeniu TrCu tj. 3,7 J. Ilość ciepła wydzielanego w czasie trwania pozostałych impulsów jest pomijalnie mała.

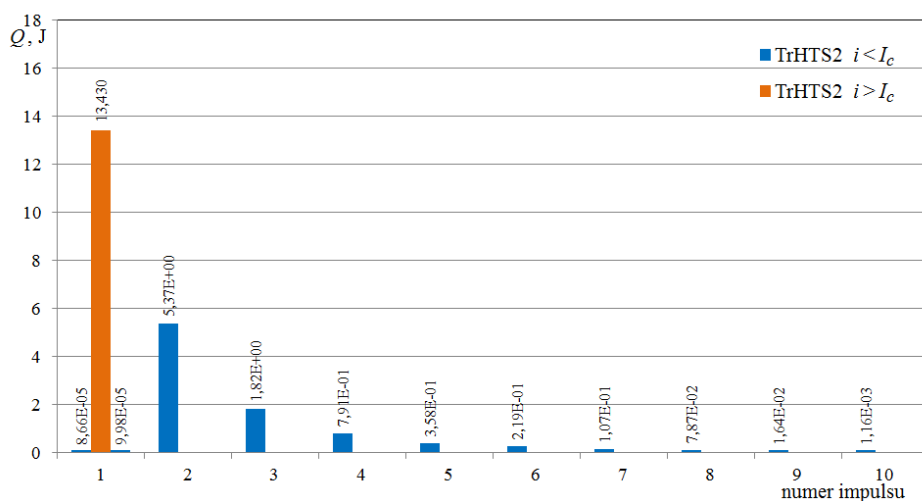


Rys. 8.11. Ilość ciepła wydzielanego na rezystancji uzwojenia pierwotnego dla TrCu, TrHTS1 i TrHTS2

Większość ciepła, jaka jest wydzielana na rezystancji uzwojeń pierwotnych transformatorów TrHTS1 i TrHTS2 w trakcie trwania pierwszego impulsu prądu, wydzielana jest w przedziale czasu, gdy impuls przekracza wartość prądu krytycznego nadprzewodnika ($i > I_c$). Dla transformatora TrHTS1 wydzielane jest wówczas 15,3 J ciepła (rys. 8.12), zaś dla TrHTS2 13,4 J (rys. 8.13).



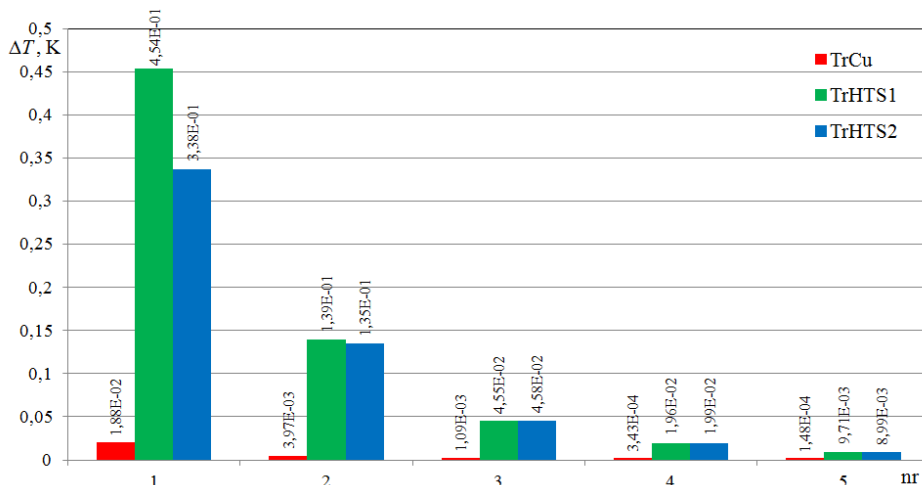
Rys. 8.12. Ilość ciepła wydzielanego na rezystancji uzwojenia pierwotnego dla TrHTS1 z wyszczególnionym przedziałem w którym $i > I_c$



Rys. 8.13. Ilość ciepła wydzielanego na rezystancji uzwojenia pierwotnego dla TrHTS2 z wyszczególnionym przedziałem w którym $i > I_c$

Przyrost temperatury uzwojeń pierwotnych transformatorów przedstawiono na rysunku 8.14. Największy przyrost temperatury jest dla transformatora nadprzewodnikowego TrHTS1. W trakcie trwania pierwszego impulsu prądu włączania temperatura uzwojenia tego transformatora wzrasta o 0,45 K. Dla transformatora TrHTS2 przyrost temperatury wynosi 0,34 K. W transformatorze

z uzwojeniami miedzianymi TrCu przyrost temperatury uzwojenia pierwotnego jest najniższy i równy jest 0,02 K.



Rys. 8.14. Przyrost temperatury uzwojenia pierwotnego dla TrCu, TrHTS1 i TrHTS2

Uzwojenia transformatorów HTS chłodzone są ciekłym azotem i w normalnych warunkach pracy mają temperaturę 77 K. Temperatura krytyczna przewodów SCS4050, z jakich wykonano uzwojenia pierwotne transformatorów TrHTS1 i TrHTS2 wynosi 92 K. Z obliczeń wynika, że w trakcie trwania prądu włączania przyrosty temperatury uzwojeń pierwotnych transformatorów są na tyle małe, że nie występuje ryzyko przekroczenia temperatury krytycznej.

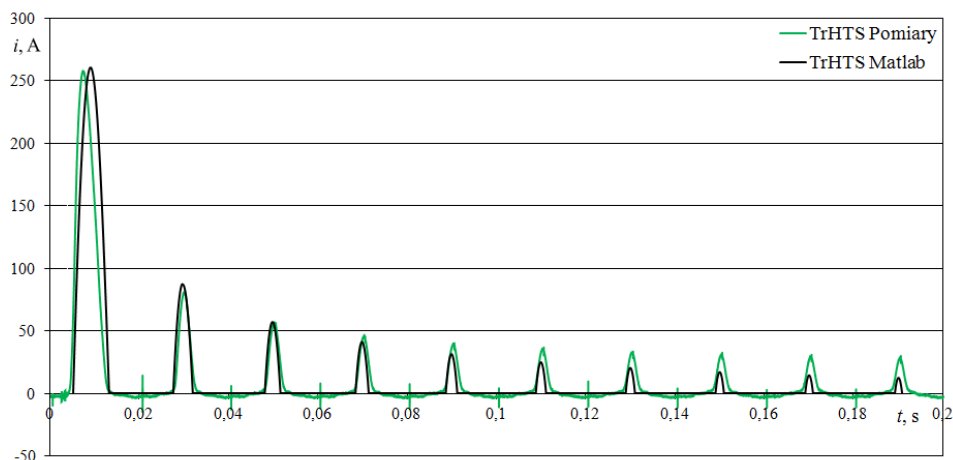
8.2. Analiza prądu włączania transformatora HTS o mocy 13,8 kVA

Po wprowadzeniu do programu MathCurrent parametrów sieci zasilającej podanych w rozdziale 7 oraz parametrów transformatora HTS o mocy 13,8 kVA podanych w rozdziale 7.2 uzyskuje się przebieg prądu jednokierunkowego przedstawiony na rysunku 8.15.

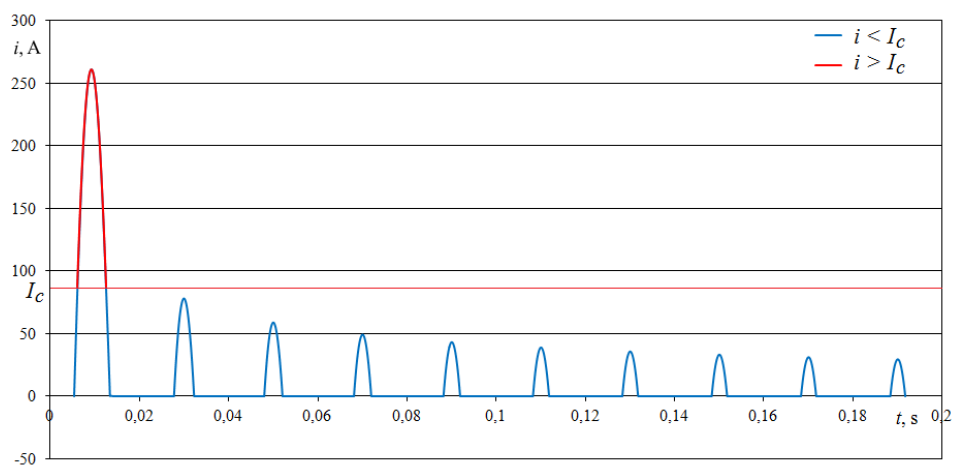
Odnosząc wyniki symulacji do wyników pomiarów, zauważa się dobrą zgodność obliczeń dla czterech pierwszych impulsów prądu. Błąd względny, między wartością maksymalną zmierzoną a obliczoną, wynosi poniżej 10% (tabela 8.7). Dla kolejnych impulsów błąd narasta i osiąga 57,8% dla dziesiątego impulsu.

Z pomiarów wynika, że tylko pierwszy impuls prądu włączania przekracza wartość krytyczną prądu I_c przewodu nadprzewodnikowego, z którego wykona-

no uzwojenie pierwotne transformatora. Przebiegi prądu włączania z zaznaczonym przedziałem, w którym $i > I_c$ przedstawiono na rysunku 8.16.



Rys. 8.15. Porównanie wyników pomiarów i wyników symulacji dla transformatora HTS o mocy 13,8 kVA



Rys. 8.16. Przebieg prądu z zaznaczeniem przedziałów w których $i > I_c$

Z analizy numerycznej wynika, że czas, przez który impuls prądu przekracza krytyczną wartość prądu nadprzewodnika I_c wynosi $t_{cw}=6,2$ ms. Czas ten odczytany z pomiarów wynosi $t_{cw}=5,6$ ms, co daje błąd względny między wynikami pomiarów a symulacji wynoszący 9,6%.

Tabela 8.7. Porównanie wartości maksymalnych impulsów prądu

Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Pomiar I, A	257,26	80,73	56,81	45,96	39,47	36,02	32,97	31,49	30,18	29,36
Matlab I, A	260,73	87,36	57,05	41,04	31,32	24,86	20,30	16,94	14,38	12,38
Błąd $\delta, \%$	1,3	8,2	0,4	10,7	20,6	30,9	38,4	46,2	52,3	57,8

Wykorzystując program MathCurrent, wyliczono czasy trwania pierwszych dziesięciu impulsów prądu jednokierunkowego, a wyniki przedstawiono na rysunku 8.17, podając miarę kąta γ (rozdział 5).

Dla pięciu pierwszych impulsów prądu jednokierunkowego błąd względny między wartością zmierzoną a obliczoną kąta γ nie przekracza 10% (tabela 8.8).

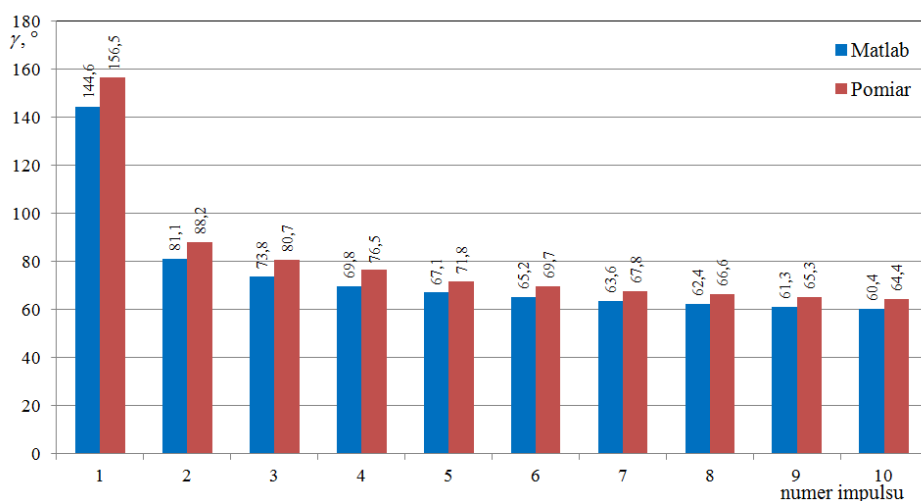
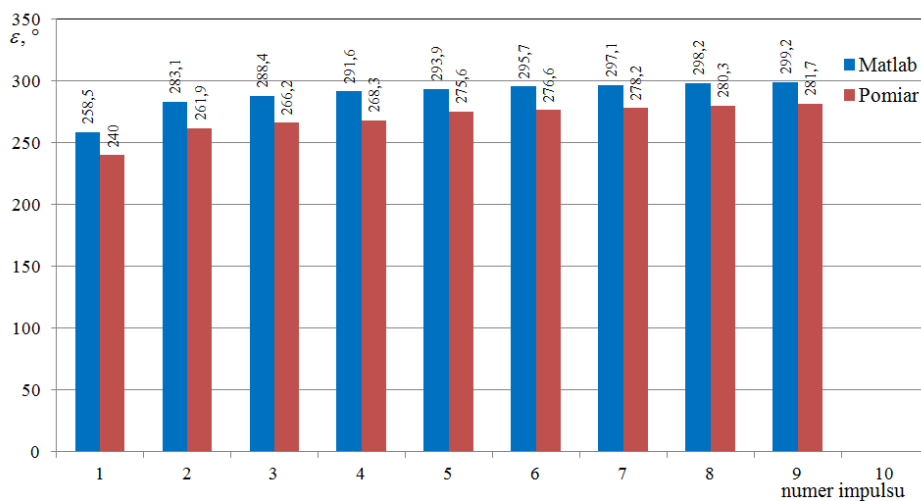
Rys. 8.17. Wartości kąta γ

Tabela 8.8. Porównanie czasów trwania impulsów

Nr impulsu	1	2	3	4	5
Pomiar $\gamma, ^\circ$	156,5	88,2	80,7	76,5	71,8
Matlab $\gamma, ^\circ$	144,6	81,1	73,8	69,8	67,1
Błąd $\delta, \%$	7,6	8,1	8,5	8,7	6,5

Czas trwania przerw bezprądowych pomiędzy kolejnymi impulsami prądu jednokierunkowego przedstawiono na rysunku 8.18, podając miarę kąta ε (rozdział 5). Błąd względny między wartością zmierzoną a obliczoną nie przekracza 10% (tabela 8.9).



Rys. 8.18. Wartości kąta ε

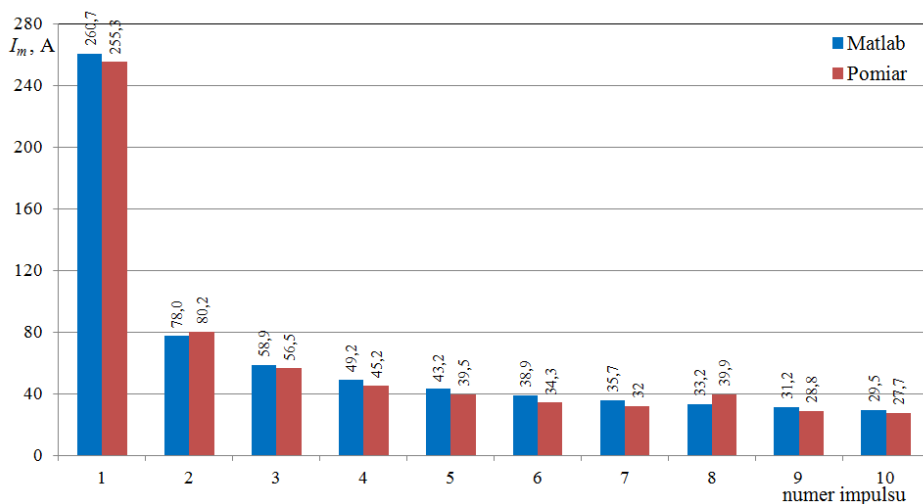
Tabela 8.9. Porównanie czasów przerw bezprądowych

Nr impulsu	1	2	3	4	5
Pomiar $\varepsilon, ^\circ$	240,0	261,9	266,2	268,3	275,6
Matlab $\varepsilon, ^\circ$	258,5	283,1	288,4	291,6	293,9
Błąd $\delta, \%$	7,7	8,1	8,4	8,7	6,6

Porównano wartości maksymalne dziesięciu pierwszych impulsów prądu włączania i przedstawiono na rysunku 8.19. Względny błąd, między wartością zmierzoną a otrzymaną z obliczeń, nie przekracza 10% (tabela 8.10).

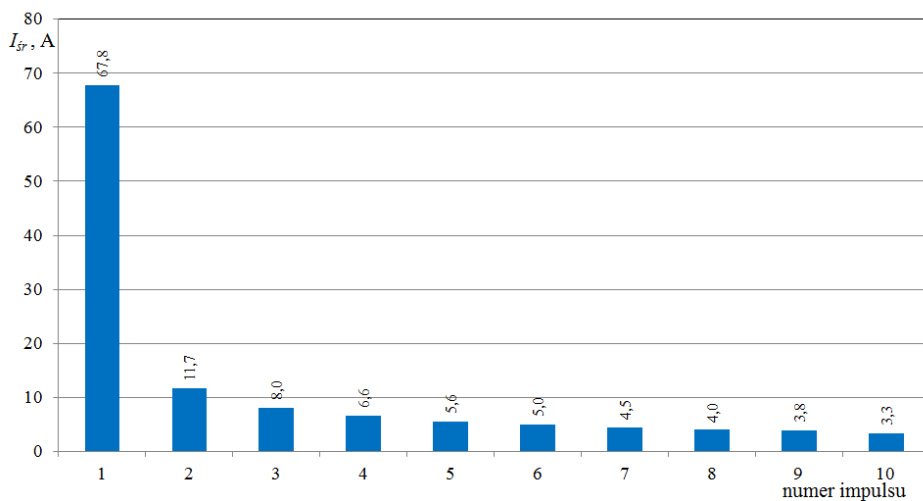
Tabela 8.10. Porównanie wartości maksymalnej impulsów

Nr impulsu	1	2	3	4	5
Pomiar I_m, A	255,3	80,2	56,5	45,2	39,5
Matlab I_m, A	260,7	78,0	58,9	49,2	43,2
Błąd $\delta, \%$	2,1	2,7	4,2	8,9	9,3

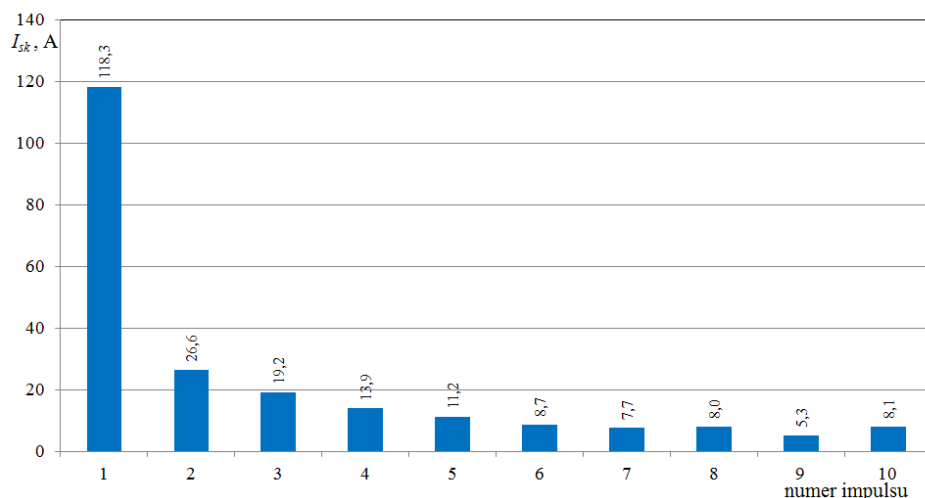


Rys. 8.19. Wartości maksymalne impulsów

Wartości średnie i skuteczne pierwszych dziesięciu impulsów prądu wyliczone na drodze analizy numerycznej przedstawiono na rysunkach 8.20 i 8.21. Pierwszy impuls prądu ma wartość średnią 67,8 A, drugi impuls ma wartość 5,8 razy mniejszą, tj. 11,7 A. Wartość skuteczna pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego wynosi 118,3 A. Wartość skuteczna drugiego impulsu jest 4,4 razy mniejsza i wynosi 26,6 A.

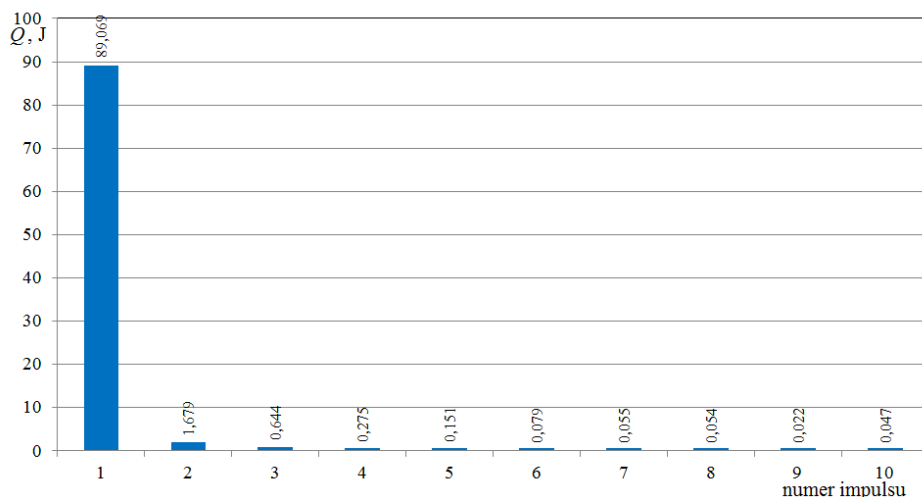


Rys. 8.20. Wartości średnie impulsów prądu



Rys. 8.21. Wartości skuteczne impulsów prądu

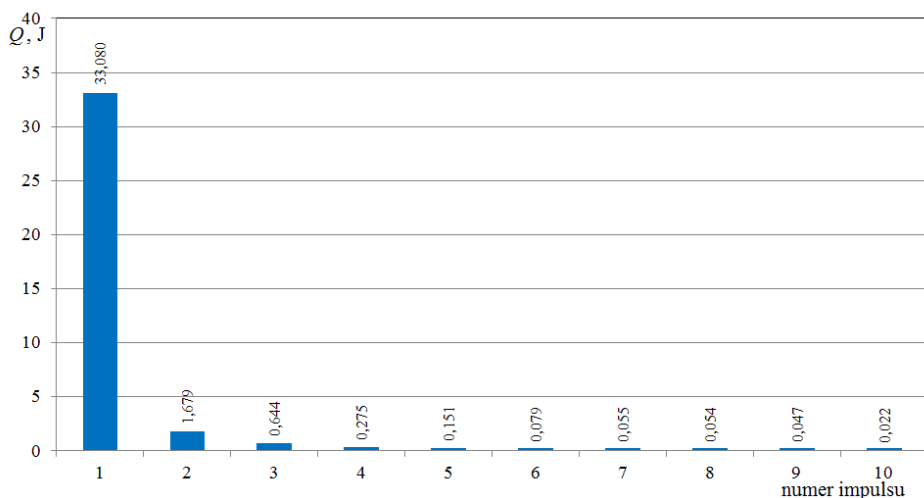
Ilość ciepła, jaka wydzielana jest na całej rezystancji obwodu została przedstawiona na rysunku 8.22. W trakcie trwania pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego wydzielane jest 89 J ciepła. Dla drugiego impulsu ilość wydzielanego ciepła maleje do 1,7 J, a dla kolejnych impulsów jest dużo niższa od 1 J.



Rys. 8.22. Ilość ciepła wydzielanego na rezystancji obwodu

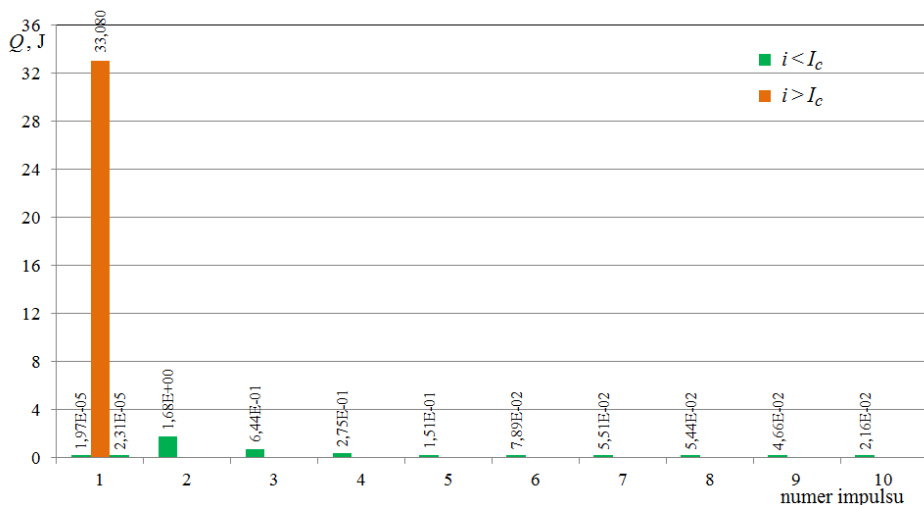
Ilość ciepła jaka jest wydzielana wyłącznie na rezystancji uzwojenia pierwotnego transformatora, przedstawiono na rysunku 8.23. W trakcie trwania pierwszego impulsu prądu wydzielane jest 33 J ciepła, w trakcie drugiego 1,7 J. Dla

pozostałych impulsów ilości ciepła wydzielane na uzwojeniu są pomijalnie małe.



Rys. 8.23. Ilość ciepła wydzielanego na rezystancji uzwojenia pierwotnego

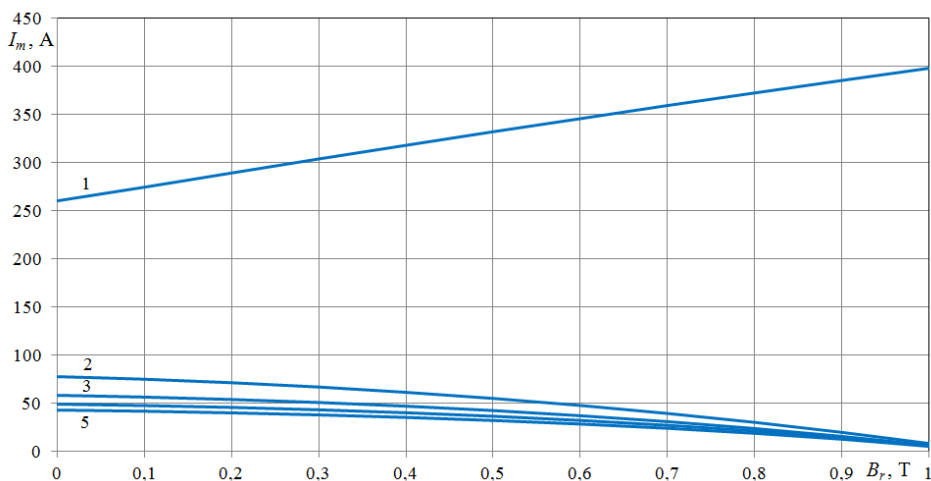
Wyodrębniając przedział, w jakim chwilowa wartość impulsów prądu przekracza wartość krytyczną prądu nadprzewodnika (rys. 8.24), zauważyć można, że dla pierwszego impulsu prądu w tym przedziale wydzielą się niemal całą ilość ciepła.



Rys. 8.24. Ilość ciepła wydzielanego na rezystancji uzwojenia pierwotnego z wydzielonym przedziałem, w którym $i > I_c$

Ze względu na stochastyczną wartość indukcji magnetyzmu szczątkowego pomiary i analizę numeryczną przeprowadzono przy zerowej jej wartości. Z wykorzystaniem programu MathCurrent, jest możliwe obliczenie przebiegu prądu jednokierunkowego dla dowolnej wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego.

Z obliczeń wynika, że w zakresie zmian indukcji magnetyzmu szczątkowego $0 \div 1$ T, wyłącznie pierwszy impuls prądu włączania przekracza wartość krytyczną I_c uzwojenia pierwotnego (rys. 8.25). Wartość maksymalna tego impulsu wzrasta z 260 A do 399 A, ze wzrostem indukcji magnetyzmu szczątkowego od 0 do 1 T. Wartość krytyczna prądu nadprzewodnika jest przekraczana odpowiednio o 173 A i 312 A, tj. 2 i 4,6 krotnie. Ze wzrostem indukcji magnetyzmu szczątkowego obserwuje się natomiast silniejsze tłumienie kolejnych impulsów prądu jednokierunkowego.

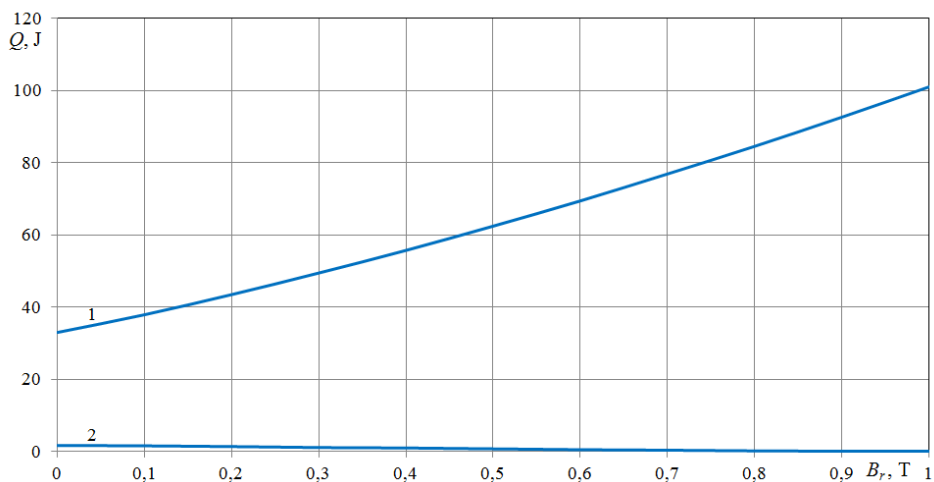


Rys. 8.25. Zmiana wartości maksymalnej impulsów prądu w zakresie zmian $B_r=0 \div 1$ T dla pierwszych 10 impulsów

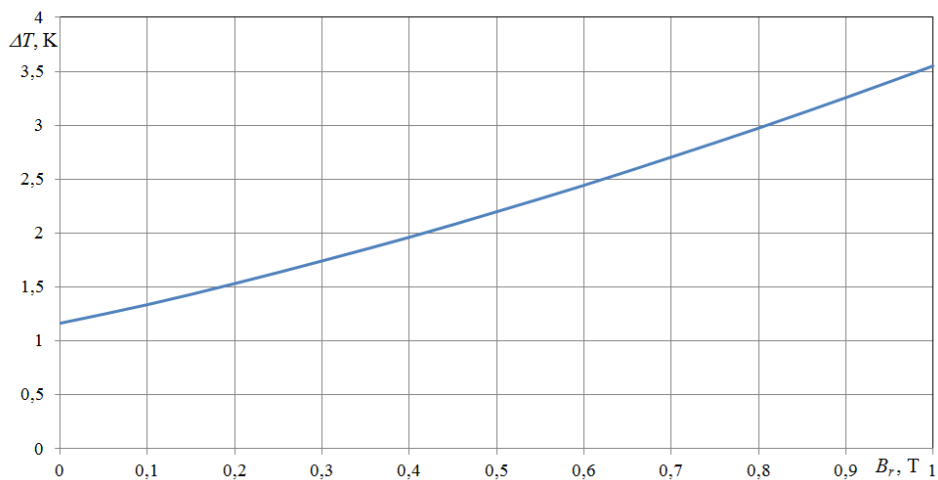
Charakterystykę zmian ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym transformatora dla dwóch pierwszych impulsów prądu, w funkcji zmian indukcji magnetyzmu szczątkowego, przedstawiono na rysunku 8.26. Dla pierwszego impulsu prądu, ze zmianą indukcji magnetyzmu szczątkowego od 0 do 1 T, ilość ciepła zmienia się od 33 J do 101 J.

Przy ilościach ciepła, jakie wydzielają się w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS, maksymalny przyrost temperatury tego uzwojenia wynosi 3,54 K, gdy włączenie transformatora odbywa się przy indukcji magnetyzmu szczątkowego w rdzeniu równej 1 T (rys. 8.27). Gdy włączenie następuje przy zero-

wym poziomie tej indukcji, przyrost temperatury uzwojenia pierwotnego nie przekracza 1,16 K.



Rys. 8.26. Zmiana ilości ciepła wydzielanego na rezystancji uzwojenia pierwotnego w zakresie zmian $B_r=0 \div 1$ T dla 2 pierwszych impulsów prądu



Rys. 8.27. Przyrost temperatury uzwojenia pierwotnego w zakresie zmian $B_r=0 \div 1$ T dla pierwszego impulsu prądu

Uzwojenie transformatora wykonano przewodem nadprzewodnikowym SCS4050-AP, którego temperatura krytyczna wynosi 92 K. Jako że uzwojenia chłodzone są ciekłym azotem, w najmniej korzystnych warunkach dla włączenia transformatora temperatura uzwojenia pierwotnego nie przekroczy 81 K. Przy włączaniu transformatora HTS o mocy 13,8 kVA nie ma ryzyka wzrostu tempe-

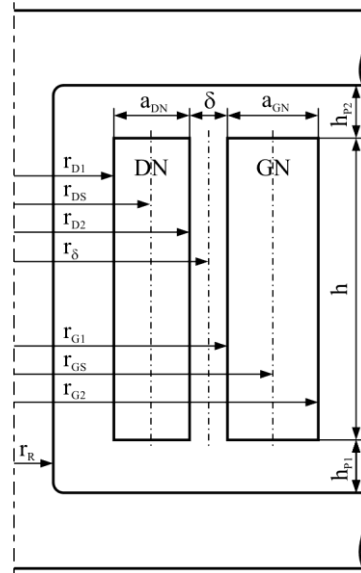
ratury uzwojenia pierwotnego ponad wartość temperatury krytycznej przewodu nadprzewodnikowego, z którego to uzwojenie wykonano.

8.3. Analiza prądu włączania transformatorów 630 kVA

W celu wykonania analizy numerycznej transformatorów większej mocy, zaprojektowano dwie jednostki o mocy 630 kVA, napięciu znamionowym 6,3 kV/0,4 kV i grupie połączeń YNd5. Pierwszą z nich zaprojektowano jako transformator olejowy z uzwojeniami wykonanymi profilami miedzianymi. Drugą jednostką jest transformator HTS z uzwojeniami z taśm nadprzewodnikowych. Wymiary uzwojeń transformatorów podano na rysunku 8.28 i w tabeli 8.11. W tabeli 8.12 podano parametry znamionowe oraz istotne parametry konstrukcyjne.

Tabela 8.11. Porównanie wymiarów transformatora olejowego i transformatora HTS

Wymiar, mm	TrCu	TrHTS
r_{D1}	115	135
r_{D2}	143	143
r_{DS}	129	139
r_{G1}	166	150
r_{G2}	192	158
r_{GS}	179	154
r_{δ}	154	146,5
r_R	108	108
a_{DN}	28	8
a_{GN}	26	8
δ	23	7
h	520	410
h_{p1}	31	35
h_{p2}	31	75



Rys. 8.28. Podstawowe wymiary transformatora

Uzwojenia transformatora nadprzewodnikowego zaprojektowano z taśmą firmy SuperPower Inc. Na uzwojenie górnego napięcia wykorzystano taśmę typu SCS4050-AP o minimalnym prądzie krytycznym 87 A w temperaturze

77 K i w polu własnym. Zaś uzwojenia dolnego napięcia zaprojektowano jako nawijane czterema przewodami równoległymi z taśmy typu SCS12050-AP o minimalnym prądzie krytycznym 333 A. Wyliczone wartości rezystancji i indukcyjności uzwojeń podano w tabeli 8.13.

Tabela 8.12. Porównanie parametrów 3-fazowego transformatora olejowego i transformatora HTS

Parametr	TrCu	TrHTS
Moc	630 kVA	630 kVA
Napięcie GN/DN	6,3 kV/0,4 kV	6,3 kV/0,4 kV
Prąd GN/DN	57,8 A/910 A	57,8 A/910 A
Częstotliwość	50 Hz	50 Hz
Grupa połączeń	YNd5	YNd5
Napięcie zwojowe	10 V	10 V
Indukcja w rdzeniu	1,45 T	1,45 T
Materiał uzwojenia	miedź	SuperPower SCS4050-AP (Re)BCO
Gęstość prądu	3 A/mm ²	190 A/mm ²
Liczba zwojów GN/DN	630/40	630/40
Wymiary przewodów nawojowych GN i DN	1 × 3,2 × 3,8 mm 4 × 6,0 × 7,5 mm	1 × 0,1 × 4,0 mm 4 × 0,1 × 12 mm
Długość przewodów nawojowych GN/DN	1 × 709 m / 4 × 33 m	1 × 610 m / 4 × 35 m
Chłodzenie uzwojeń	olej izolacyjny	ciekły azot
Chłodzenie rdzenia	olej izolacyjny	–
Wymiary okna	582 mm × 198 mm	520 mm × 130 mm
Wymiary rdzenia	1044 mm × 944 mm × 205 mm	908 mm × 882 mm × 205 mm
Waga rdzenia	887 kg	802 kg

Przeanalizowano zasilanie transformatorów z dwóch linii napowietrznych wykonanych przewodami miedzianymi 3 × 50 mm², rozmieszczonymi na wierzchołkach trójkąta równobocznego o boku 80 cm. Pierwsza z linii ma długość 2,5 km, rezystancję $R_s=0,91 \Omega$ i reaktancję $X_s=0,85 \Omega$. Druga ma długość 10 km, rezystancję $R_s=3,64 \Omega$ i reaktancję $X_s=3,4 \Omega$.

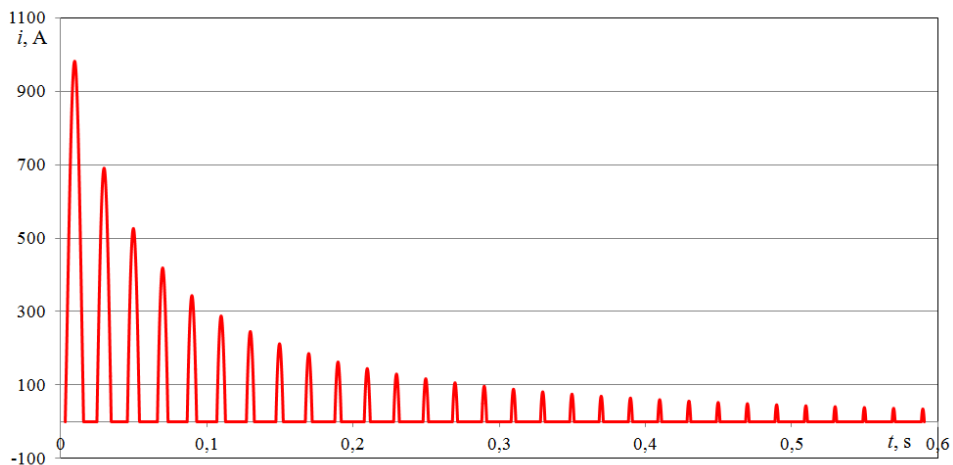
Tabela 8.13. Parametry uzwojeń

Parametr	TrCu	TrHTS
Rezystancja uzwojeń GN/DN (294 K)	580 mΩ/9,5 mΩ	37,9 Ω/0,513 Ω
Rezystancja uzwojenia GN/DN (77 K)	-	$0,610 \cdot 10^{-18} \Omega$ $/0,009 \cdot 10^{-18} \Omega$
Rezystancja uzwojenia GN/DN po przejściu do stanu rezystywnego (77 K)	-	305 μΩ/17 μΩ
Indukcyjność uzwojenia GN/DN	36,9 mH/7,4 mH	31,4 mH/6,3 mH
Powierzchnia przekroju uzwojenia GN	0,1006 m ²	0,0745 m ²

8.3.1. Linia zasilająca o parametrach $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$

Obliczony dla transformatora konwencjonalnego (TrCu) przebieg prądu jednokierunkowego przedstawiono na rysunku 8.29, zaś dla transformatora nadprzewodnikowego (TrHTS) na rysunku 8.30. Indukcja magnetyzmu szczątkowego w rdzeniu wynosiła 1,1 T, co stanowiło 80% indukcji maksymalnej.

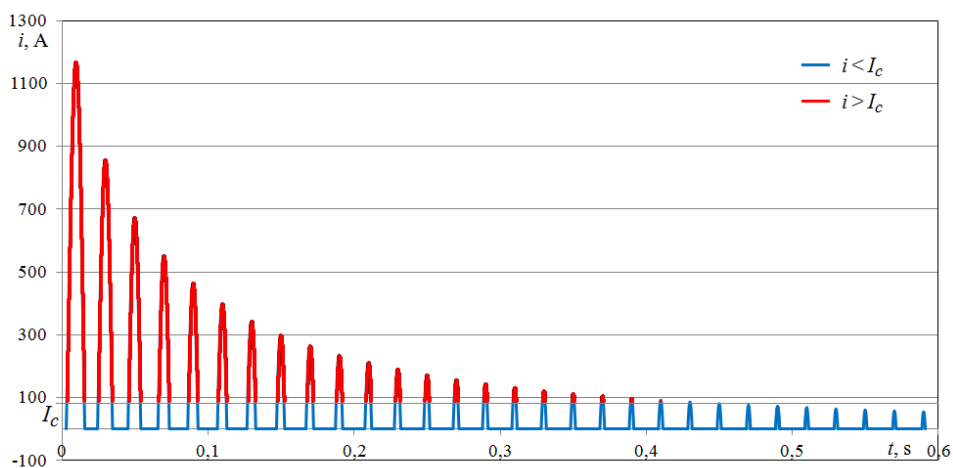
Jeśli włączenie transformatorów odbyło by się przy zerowym poziomie indukcji magnetyzmu szczątkowego w rdzeniu, wówczas prąd jednokierunkowy miałby przebiegi przedstawione na rysunkach 8.31 i 8.32.



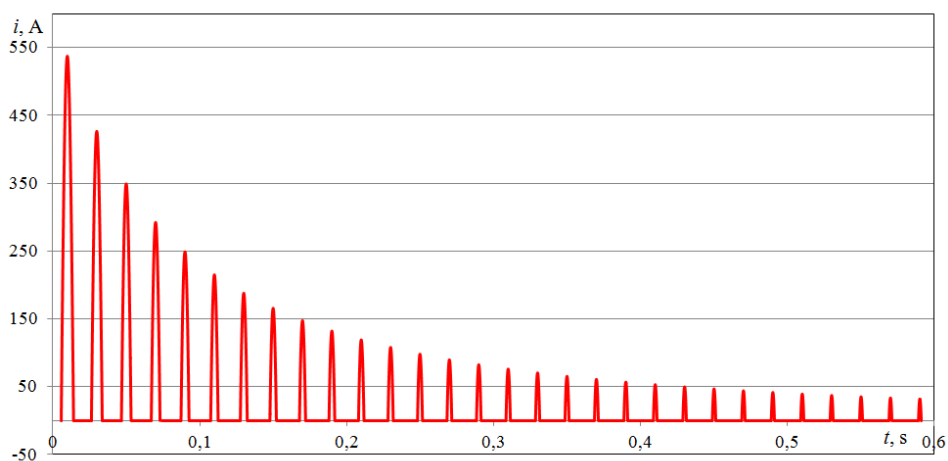
Rys. 8.29. Przebieg prądu dla TrCu przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ i $B_r=1,1 \text{ T}$

Gdy włączenie transformatorów następuje przy indukcji magnetyzmu szczątkowego $B_r=1,1 \text{ T}$, to dla transformatora HTS pierwszy impuls prądu jednokie-

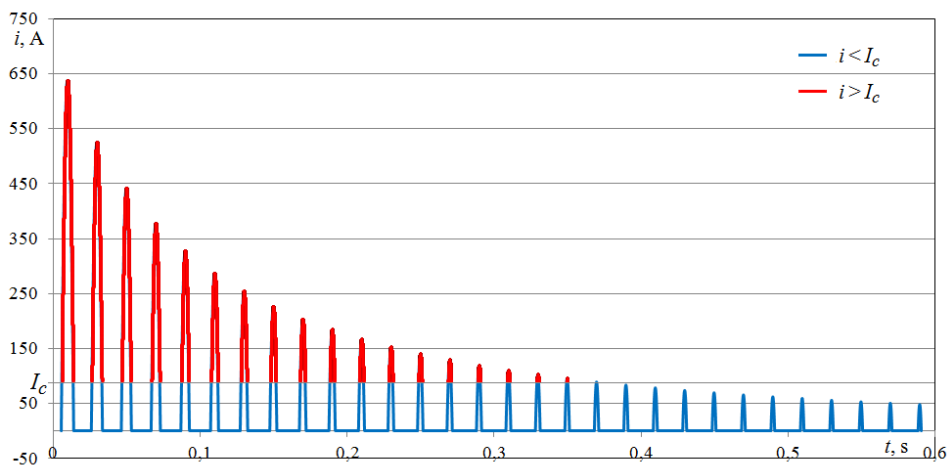
runkowego osiąga wartość maksymalną wynoszącą 1160 A, zaś dla transformatora konwencjonalnego 980 A. Są to wartości odpowiednio przekraczające 20 i 17 razy prąd znamionowy transformatorów. W przypadku, gdy włączenie transformatorów ma miejsce przy indukcji magnetyzmu szczątkowego $B_r=0$ T, to dla transformatora HTS pierwszy impuls prądu jednokierunkowego osiąga wartość maksymalną wynoszącą 637 A, zaś dla transformatora konwencjonalnego 537 A. Prąd znamionowy jest przekroczony odpowiednio 11 i 9 razy.



Rys. 8.30. Przebieg prądu dla TrHTS przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ i $B_r=1,1$ T z zaznaczeniem przedziałów w których $i > I_c$



Rys. 8.31. Przebieg prądu dla TrCu przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ i $B_r=0$ T

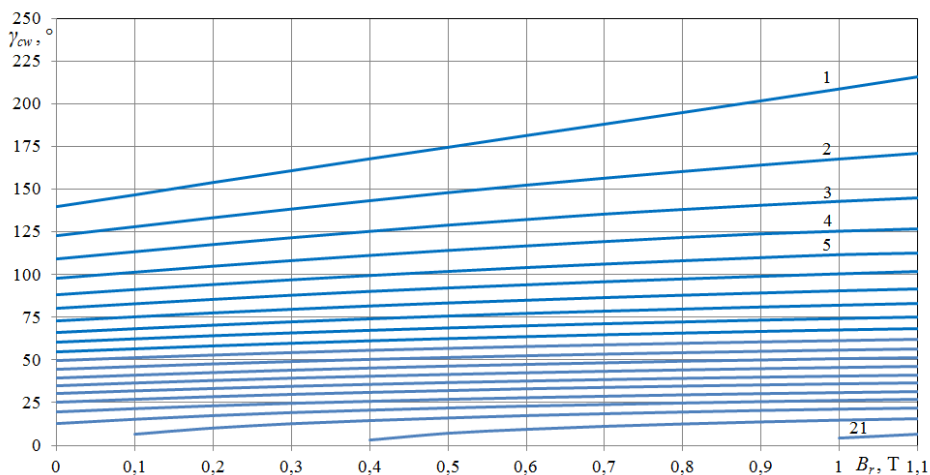


Rys. 8.32. Przebieg prądu dla TrHTS przy $X_s=0,85 \, \Omega$, $R_s=0,91 \, \Omega$ i $B_r=0 \, \text{T}$ z zaznaczeniem przedziałów w których $i>I_c$

Przy włączeniu transformatora HTS, gdy indukcja magnetyzmu szczątkowego wynosi $B_r=1,1 \, \text{T}$, dwadzieścia pierwszych impulsów prądu jednokierunkowego ma wartość maksymalną większą od wartości prądu krytycznego nadprzewodnika, tj. $i>I_c$. Gdy włączenie następuje przy zerowej wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego, liczba tych impulsów spada do osiemnastu. W tabeli 8.14 podano wartości prądu I_{pc} , o jakie poszczególne impulsy prądu jednokierunkowego przekraczają wartość prądu krytycznego uzwojenia pierwotnego.

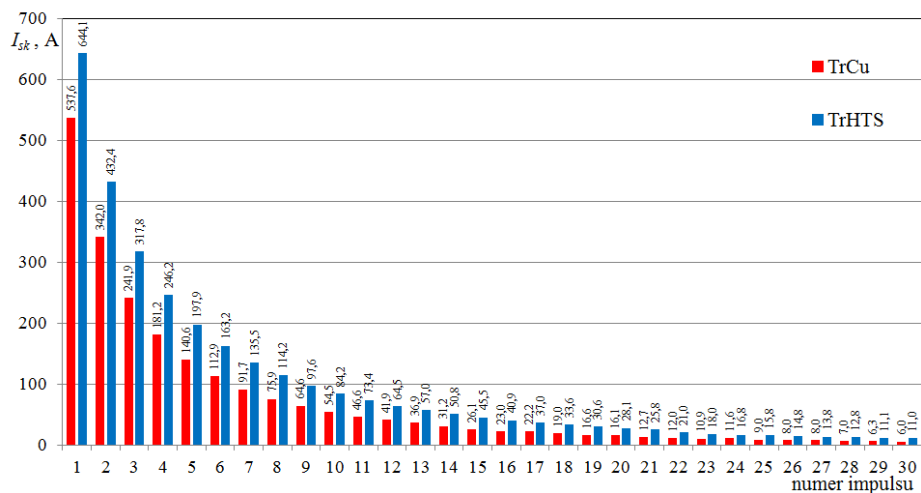
Tabela 8.14. Wartości, o które przekroczony jest prąd krytyczny uzwojenia pierwotnego

$B_r=1,1 \, \text{T}$										
Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_{pc} , A	1072	768,3	585,3	461,3	375,3	309,8	254,4	212,3	171,7	143,6
Nr impulsu	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
I_{pc} , A	122,4	102,4	85,1	69,8	53,5	44,9	34,5	24,2	17,7	10,5
$B_r=0 \, \text{T}$										
Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_{pc} , A	549,8	437,1	354,5	289,7	238,6	199,1	166,2	138,7	115,3	95,4
Nr impulsu	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
I_{pc} , A	78,9	64,8	52,3	40,6	30,5	22,6	15,2	8,3	–	–



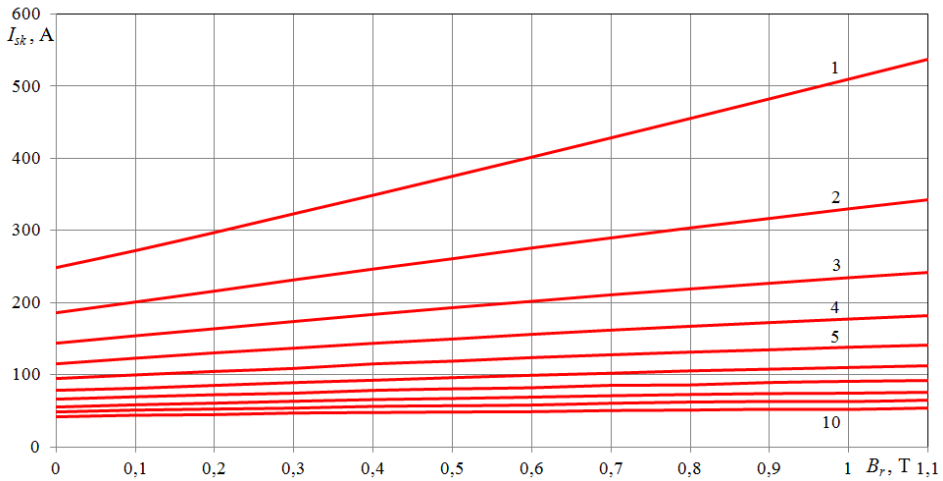
Rys. 8.33. Wartość kąta γ_{cw} odpowiadające przedziałom w których $i > I_c$ przy $X_s=0,85 \ \Omega$, $R_s=0,91 \ \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1 \ T$ dla pierwszych 21 impulsów

Od wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego w rdzeniu transformatora HTS, w chwili jego włączenia, zależy czas przez jaki impulsu prądu jednokierunkowego przekracza prąd krytyczny uzwojenia pierwotnego ($i > I_c$). Czas ten, wyrażony miarą kąta γ_{cw} (rozdział 6) dla dwudziestu jeden pierwszych impulsów prądu w funkcji zmian indukcji magnetyzmu szczątkowego, przedstawiono na rysunku 8.33.

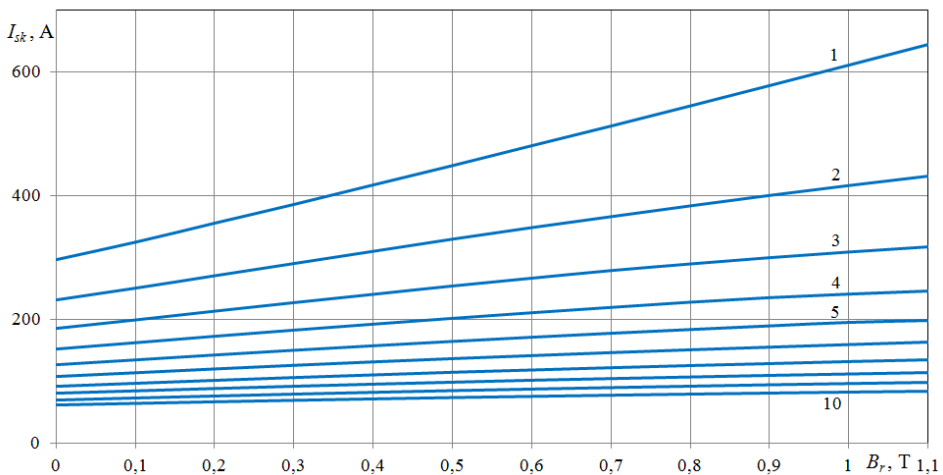


Rys. 8.34. Porównanie wartości skutecznej 30 impulsów prądu TrCu i TrHTS przy $X_s=0,85 \ \Omega$, $R_s=0,91 \ \Omega$ i $B_r=1,1 \ T$

Wartości skuteczne I_{sk} poszczególnych impulsów prądu jednokierunkowego i ich porównanie, dla transformatora HTS i konwencjonalnego, przedstawiono na rysunku 8.34. Na rysunkach 8.35 i 8.36, odpowiednio dla transformatora konwencjonalnego i HTS, przedstawiono zmiany wartości skutecznej pierwszych dziesięciu impulsów prądu w funkcji różnych wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego. W sytuacji, gdy włączenie transformatorów ma miejsce przy $B_r=1,1$ T, wartości skuteczne pierwszego impulsu wynoszą 644 A i 538 A, odpowiednio dla transformatorów TrHTS i TrCu. Gdy $B_r=0$ T, wartości te wynoszą 295 A i 247 A.

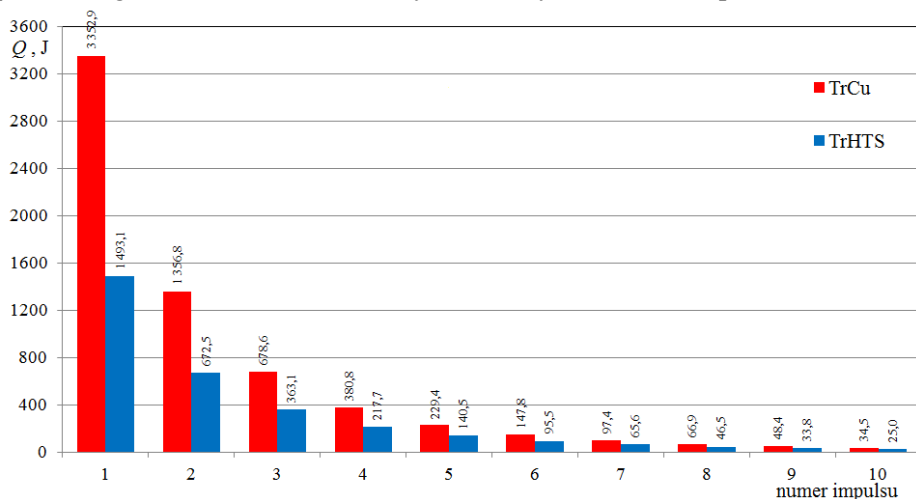


Rys. 8.35. Zmiana wartości skutecznej impulsów prądu dla TrCu przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1$ T dla pierwszych 10 impulsów

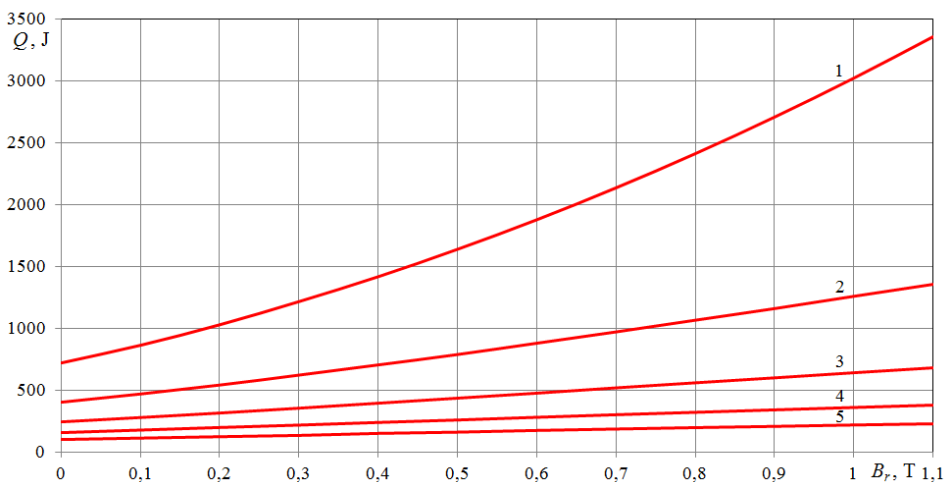


Rys. 8.36. Zmiana wartości skutecznej impulsów prądu dla TrHTS przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1$ T dla pierwszych 10 impulsów

Z obliczeń ilości ciepła, jakie jest wydzielane w czasie trwania poszczególnych impulsów prądu jednokierunkowego w uzwojeniu pierwotnym transformatora, wynika, że więcej ciepła wydziela się w transformatorze konwencjonalnym. Jeżeli włączenie transformatora miało by miejsce przy indukcji magnetyzmu szczątkowego $B_r=1,1$ T, to w czasie trwania pierwszego impulsu prądu na uzwojeniu pierwotnym transformatora konwencjonalnego wydzieliło by się 3353 J ciepła (rys. 8.37). W tych samych warunkach na rezystancji uzwojenia pierwotnego transformatora HTS wydzieliło by się 1493 J ciepła.

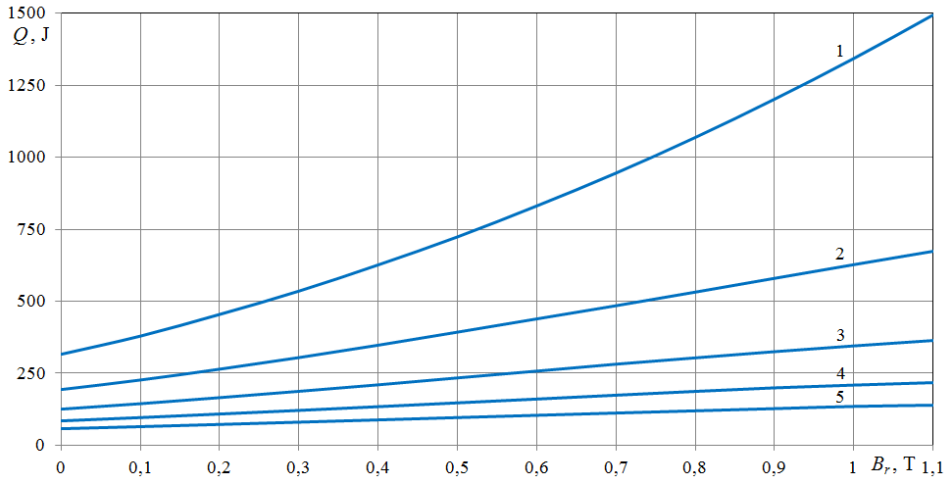


Rys. 8.37. Porównanie ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym przez 10 impulsów prądu TrCu i TrHTS przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ i $B_r=1,1$ T

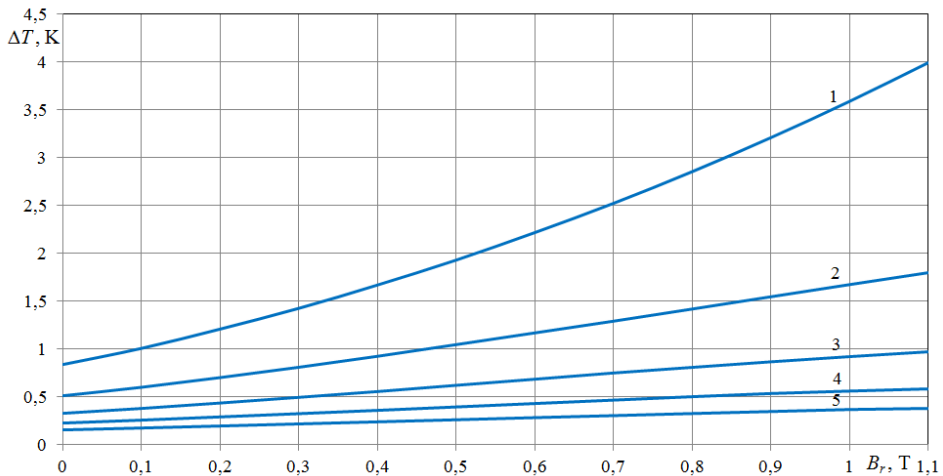


Rys. 8.38. Zmiana ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym dla TrCu przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1$ T dla pierwszych 5 impulsów

Gdyby włączenie transformatorów nastąpiło przy $B_r=0$ T, to przez czas trwania pierwszego impulsu prądu włączania na uzwojeniu pierwotnym transformatorów TrCu i TrHTS wydzielilo by się odpowiednio 710 J i 312 J ciepła. Charakterystyki zmian ilości ciepła wydzielanego na uzwojeniu pierwotnym obu transformatorów w funkcji zmian wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego przedstawiono na rysunkach 8.38 i 8.39.



Rys. 8.39. Zmiana ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym dla TrHTS przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1$ T dla pierwszych 5 impulsów



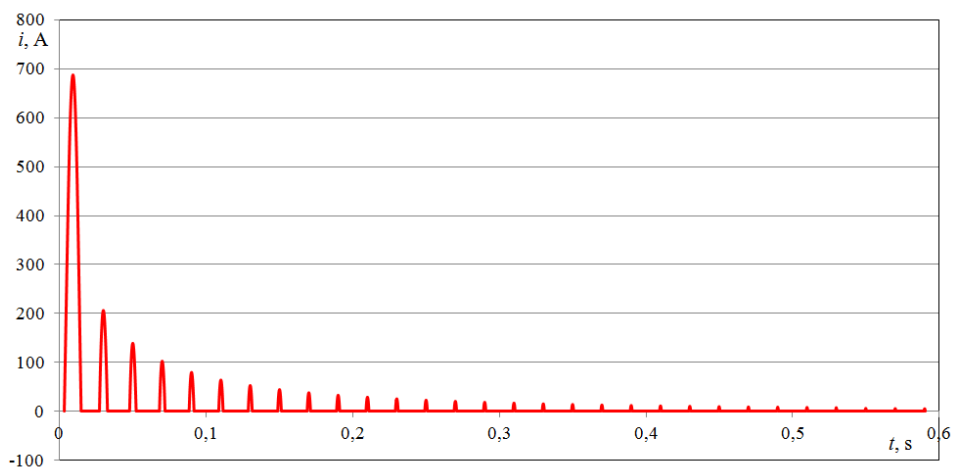
Rys. 8.40. Przyrost temperatury uzwojenia pierwotnym dla TrHTS przy $X_s=0,85 \Omega$, $R_s=0,91 \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1$ T dla pierwszych 5 impulsów

Najwięcej, bo 1493 J ciepła wydziela się w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS podczas trwania pierwszego impulsu prądu włączania, gdy włączenie transformatora następuje przy wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego w rdzeniu równej 1,1 T. Taka ilość ciepła wydzielanego w przewodzie nadprzewodnikowym SCS4050-AP, z którego zaprojektowano uzwojenie pierwotne transformatora, powoduje wzrost temperatury tego uzwojenia o 4 K (rys. 8.40).

W najmniej korzystnych warunkach do włączenia transformatora uzwojenie pierwotne osiągnie temperaturę 81 K w czasie trwania pierwszego impulsu prądu włączania. Między tą temperaturą a temperaturą krytyczną przewodu SCS4050-AP wynoszącą 92 K jest różnica 11 K.

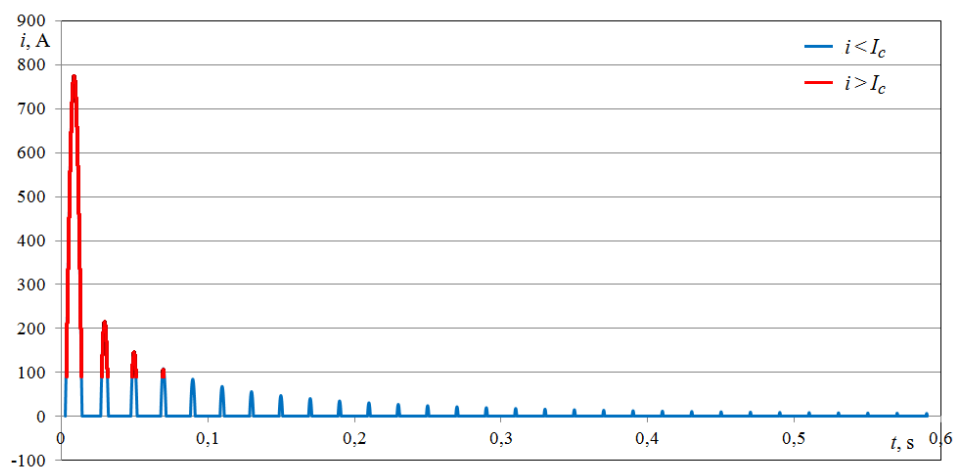
8.3.2. Linia zasilająca o parametrach $X_s=3,4 \Omega$, $R_s=3,64 \Omega$

W przypadku zasilania transformatora z linii energetycznej o parametrach $X_s=3,4 \Omega$ i $R_s=3,64 \Omega$ uzyskano mniejsze wartości maksymalne impulsów prądu jednokierunkowego i krótsze czasy zaniku prądu włączania, niż przy zasilaniu z linii o parametrach $X_s=0,85 \Omega$ i $R_s=0,91 \Omega$. Przebiegi prądu, gdy włączenie transformatorów następuje przy indukcji magnetyzmu szczątkowego 1,1 T, przedstawiono na rysunkach 8.41 i 8.42.



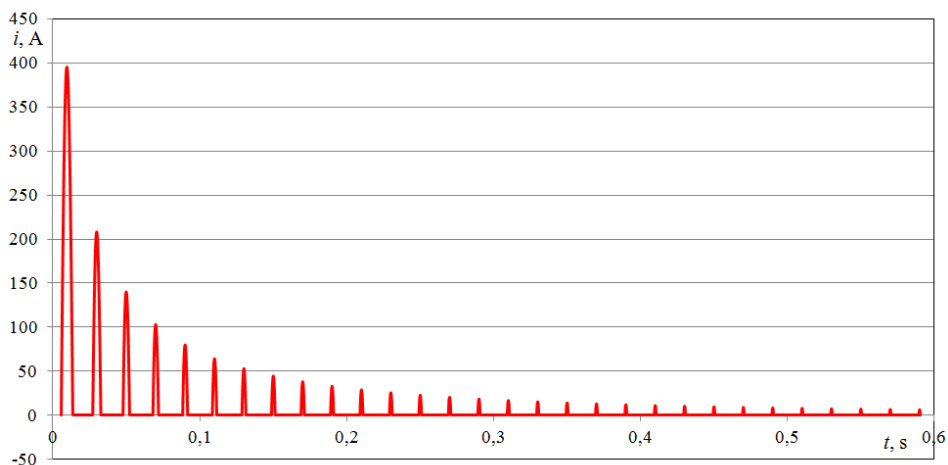
Rys. 8.41. Przebieg prądu dla TrCu przy $X_s=3,4 \Omega$, $R_s=3,64 \Omega$ i $B_z=1,1 \text{ T}$

Z porównania wartości maksymalnych impulsów prądu jednokierunkowego wynika, że dla transformatora konwencjonalnego (TrCu) pierwszy impuls osiąga wartość maksymalną 687 A, zaś dla transformatora nadprzewodnikowego (TrHTS) 775 A. Są to wartości większe od prądu znamionowego odpowiednio 12 i 13 razy.

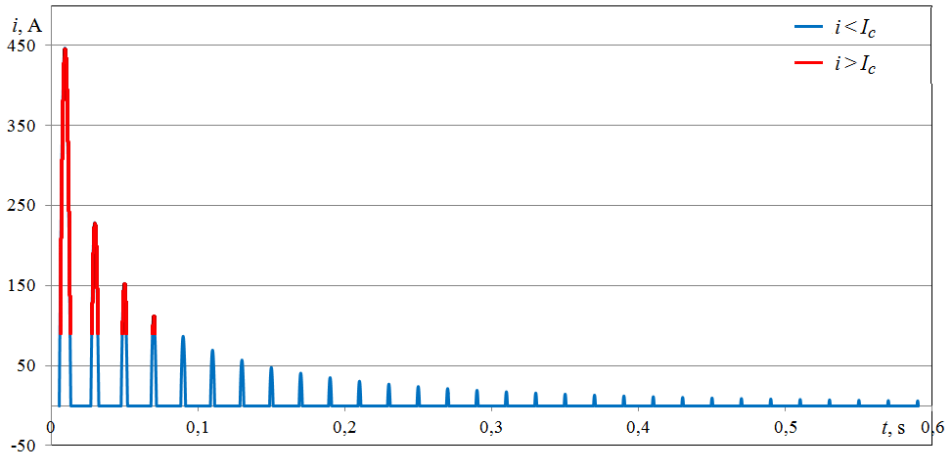


Rys. 8.42. Przebieg prądu dla TrHTS przy $X_s=3,4 \, \Omega$, $R_s=3,64 \, \Omega$ i $B_r=1,1 \, \text{T}$ z zaznaczeniem przebiegów w których $i > I_c$

W sytuacji, gdy włączenie transformatorów odbywa się przy zerowej wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego, prądy jednokierunkowe mają przebiegi przedstawione na rysunkach 8.43 i 8.44. Dla transformatora HTS pierwszy impuls osiąga wartość maksymalną 446 A, zaś dla transformatora konwencjonalnego 395 A. Wartości te są większe od prądu znamionowego odpowiednio o 8 i 7 razy.



Rys. 8.43. Przebieg prądu dla TrCu przy $X_s=3,4 \, \Omega$, $R_s=3,64 \, \Omega$ i $B_r=0 \, \text{T}$



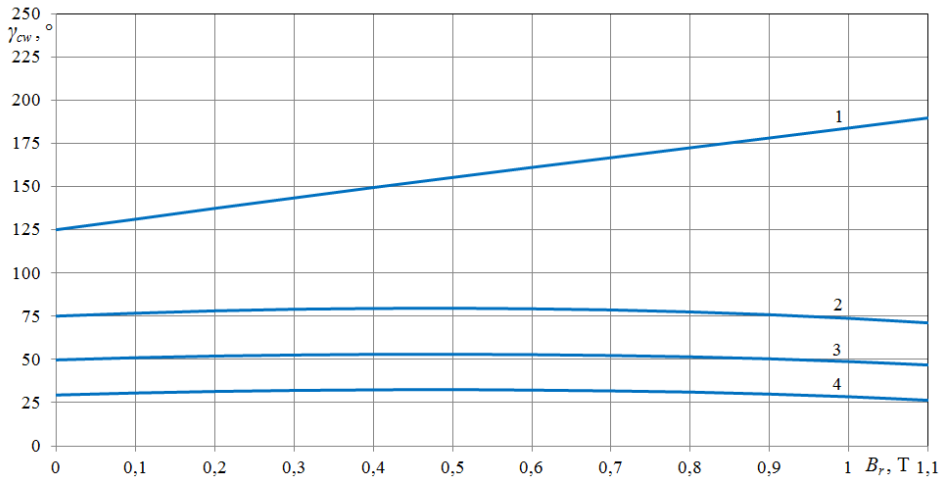
Rys. 8.44. Przebieg prądu dla TrHTS przy $X_s=3,4 \, \Omega$, $R_s=3,64 \, \Omega$ i $B_r=0 \, \text{T}$ z zaznaczeniem przedziałów w których $i>I_c$

Zarówno dla indukcji magnetyzmu szczątkowego $B_r=1,1\text{T}$, jak i dla $B_r=0 \, \text{T}$, cztery impulsy prądu jednokierunkowego mają wartości przekraczające prąd krytyczny uzwojenia pierwotnego transformatora HTS. W tabeli 8.15 podano wartości prądu I_{pc} , o jakie poszczególne impulsy prądu jednokierunkowego przekraczają wartość prądu krytycznego nadprzewodnika I_c , z którego wykonano uzwojenie pierwotne.

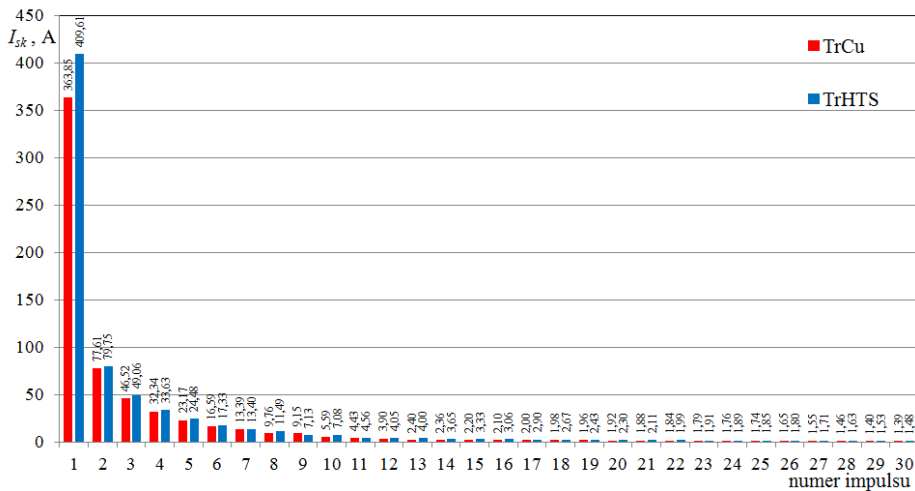
Tabela 8.15. Wartości prądu, o które przekroczony jest prąd krytyczny uzwojenia

$B_r=1,1 \, \text{T}$										
Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_{pc}, A	688,1	128,1	59	21,2	–	–	–	–	–	–
$B_r=0 \, \text{T}$										
Nr impulsu	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_{pc}, A	359,4	141,7	65,8	25,1	–	–	–	–	–	–

Czas, przez który impuls prądu jednokierunkowego przekracza prąd krytyczny uzwojenia pierwotnego transformatora HTS ($i>I_c$) wyrażony miarą kąta γ_{cw} (rozdział 6), zależy od wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego. Wykres zależności wartości kąta γ_{cw} w funkcji różnych wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego dla pierwszych czterech impulsów prądu przedstawiono na rysunku 8.45.

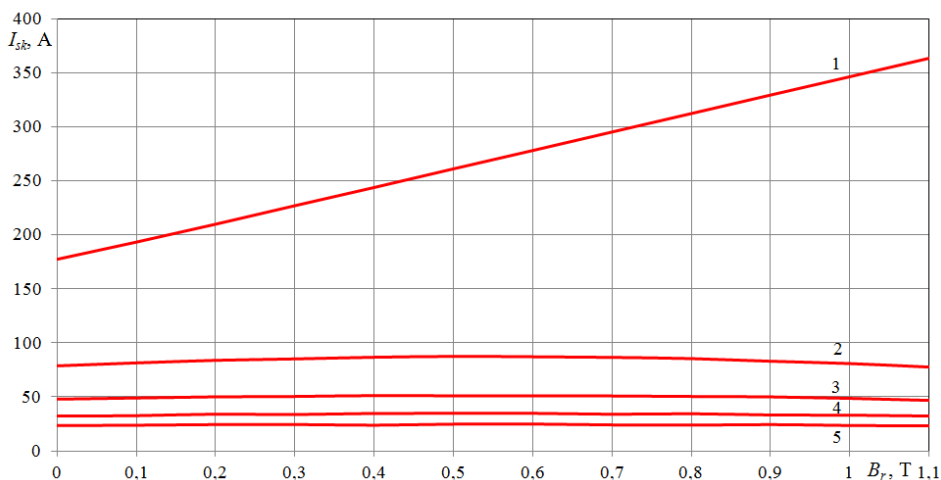


Rys. 8.45. Wartość kąta γ_{cw} odpowiadającego przedziałom w których $i > I_c$ przy $X_s = 3,4 \, \Omega$, $R_s = 3,64 \, \Omega$ w zakresie zmian $B_r = 0 \div 1,1 \, T$ dla pierwszych 4 impulsów

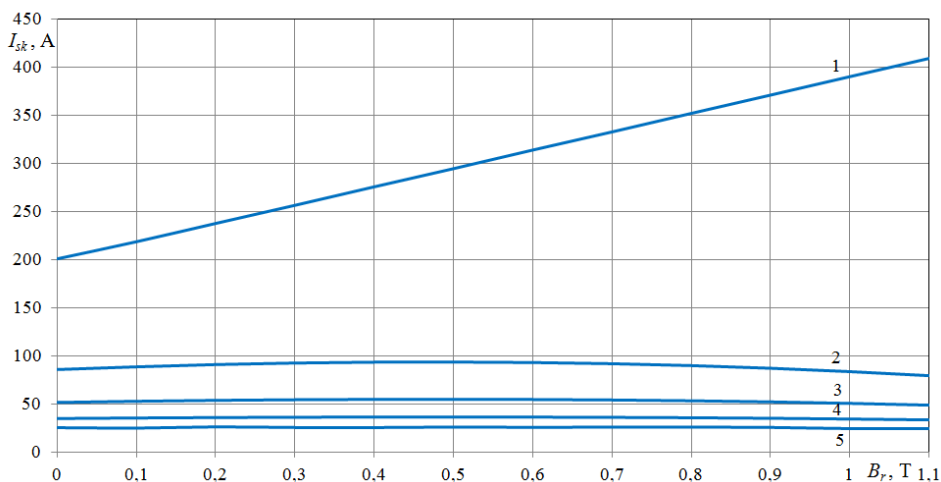


Rys. 8.46. Porównanie wartości skutecznej 30 impulsów prądu TrCu i TrHTS przy $X_s = 3,4 \, \Omega$, $R_s = 3,64 \, \Omega$ i $B_r = 1,1 \, T$

Wartości skuteczne I_{sk} poszczególnych impulsów prądu jednokierunkowego dla transformatora HTS i konwencjonalnego porównano na rysunku 8.46. Na rysunkach 8.47 i 8.48, odpowiednio dla transformatora konwencjonalnego i HTS, przedstawiono zmiany wartości skutecznej pierwszych pięciu impulsów prądu w funkcji różnych wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego.



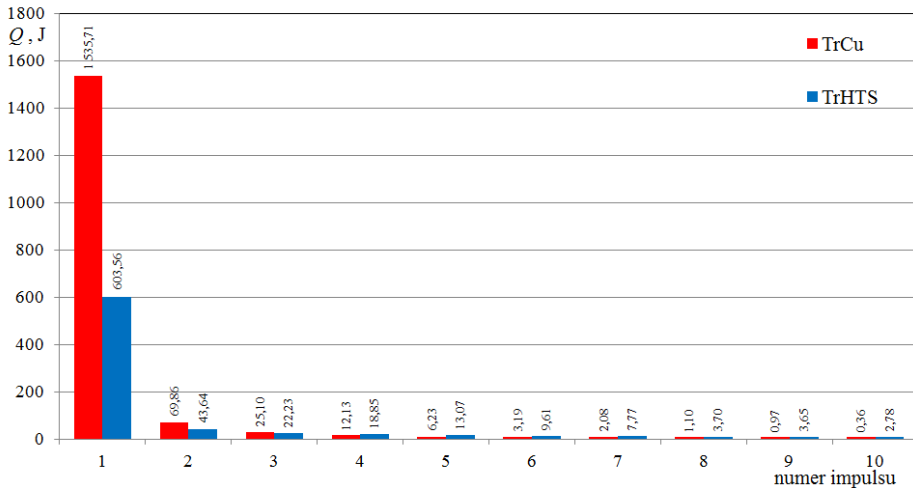
Rys. 8.47. Zmiana wartości skutecznej impulsów prądu dla TrCu przy $X_s=3,4 \, \Omega$, $R_s=3,64 \, \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1$ T dla pierwszych 5 impulsów



Rys. 8.48. Zmiana wartości skutecznej impulsów prądu dla TrHTS przy $X_s=3,4 \, \Omega$, $R_s=3,64 \, \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1$ T dla pierwszych 5 impulsów

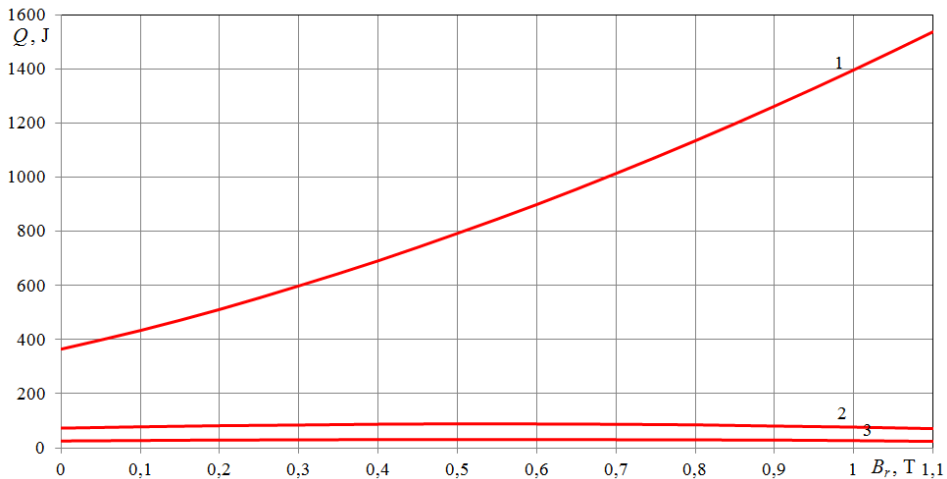
Gdy włączenie transformatorów ma miejsce przy indukcji magnetycznej w rdzeniu $B_r=1,1$ T, wartości skuteczne pierwszych impulsów prądu odpowiednio dla transformatorów TrHTS i TrCu wynoszą 410 A i 364 A. Wartości te maleją odpowiednio do 201 A i 178 A przy $B_r=0$ T.

Na rysunku 8.49 przedstawiono ilość ciepła, jaka wydzieli się w uzwojeniu pierwotnym transformatorów w trakcie trwania impulsów prądu włączania, gdy włączenie następuje przy indukcji magnetyzmu szczątkowego $B_r=1,1$ T.

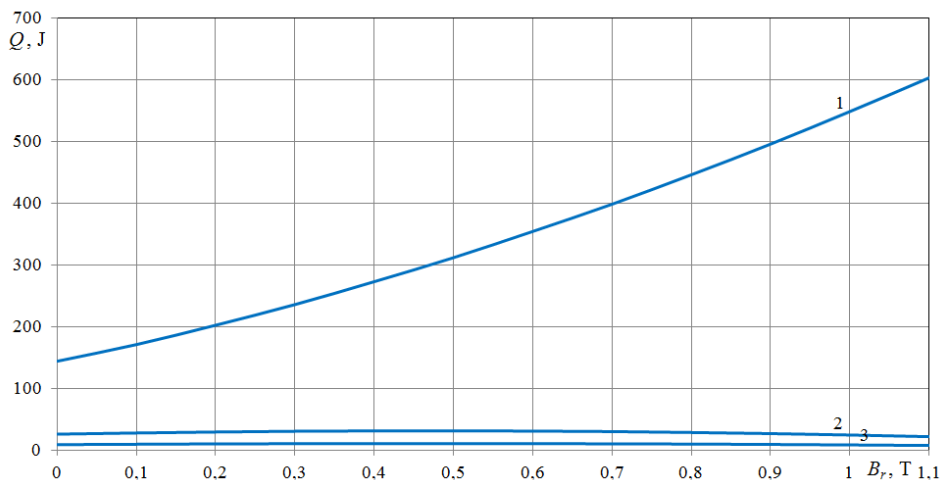


Rys. 8.49. Porównanie ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym przez 10 impulsów prądu TrCu i TrHTS przy $X_s=3,4 \Omega$, $R_s=3,64 \Omega$ i $B_r=1,1$ T

Ilość ciepła, jaka wydzielą się w uzwojeniach transformatorów, jest ponad dwukrotnie większa dla transformatora konwencjonalnego. Jeśli włączenie transformatorów odbywa się przy indukcji magnetyzmu szczątkowego wynoszącej 1,1 T, to na rezystancji uzwojenia pierwotnego transformatora HTS wydzielą się 604 J ciepła, zaś na rezystancji uzwojenia pierwotnego transformatora konwencjonalnego 1536 J ciepła (rys. 8.49).

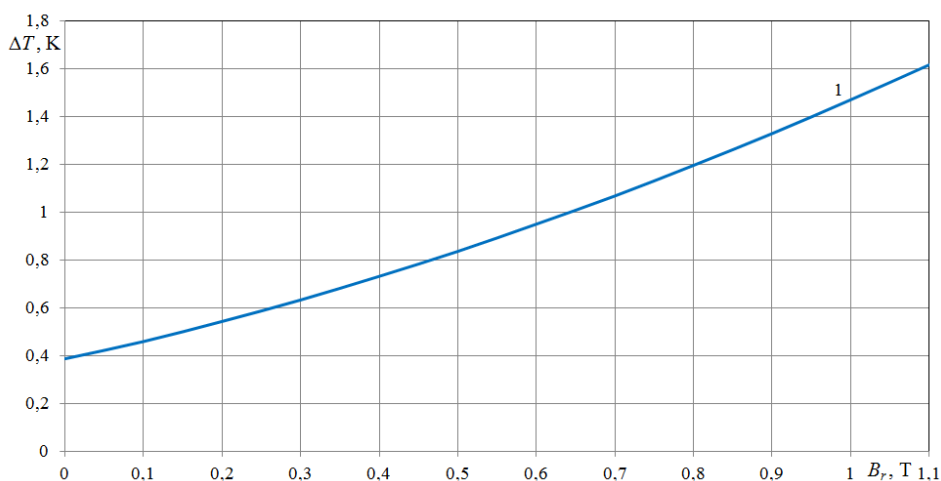


Rys. 8.50. Zmiana ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym dla TrCu przy $X_s=3,4 \Omega$, $R_s=3,64 \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0 \div 1,1$ T dla pierwszych 3 impulsów



Rys. 8.51. Zmiana ilości ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym dla TrHTS przy $X_s=3,4 \Omega$, $R_s=3,64 \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0\div 1,1$ T dla pierwszych 3 impulsów

Na rysunkach 8.50 i 8.51 przedstawiono zmiany ilości ciepła wydzielanego na uzwojeniu pierwotnym transformatorów podczas trwania trzech pierwszych impulsów prądu w funkcji różnych wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego. Gdy włączenie nastąpi przy zerowej indukcji magnetyzmu szczątkowego, wówczas ilość ciepła wydzielanego w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS, w trakcie trwania pierwszego impulsu prądu, maleje do 144 J, podczas gdy dla transformatora konwencjonalnego do 366 J.



Rys. 8.52. Przyrost temperatury uzwojenia pierwotnego dla TrHTS przy $X_s=3,4 \Omega$, $R_s=3,64 \Omega$ w zakresie zmian $B_r=0\div 1,1$ T dla pierwszego impulsu prądu

Maksymalny przyrost temperatury uzwojenia pierwotnego transformatora HTS w trakcie trwania pierwszego impulsu prądu włączania wynosi 1,62 K (rys. 8.52). W czasie trwania prądu włączania nie występuje ryzyko przekroczenia temperatury krytycznej przewodu SCS4050-AP, z którego zaprojektowano uzwojenie pierwotne. Dla tego przewodu temperatura krytyczna wynosi 92 K a uzwojenia transformatora HTS są schładzane do temperatury 77 K.

9. Wnioski i podsumowanie

Celem pracy była analiza zjawiska prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych, zarówno od strony teoretycznej, jak i badań przeprowadzonych na rzeczywistych jednostkach oraz wyprowadzenie zależności matematycznych opisujących to zjawisko i zjawiska z nim powiązane.

Zależności matematyczne opisujące prąd włączania transformatorów konwencjonalnych nie uwzględniają zmian rezystancji uzwojenia pierwotnego w czasie trwania impulsów prądu włączania. Z tego względu nie oddają prawidłowo przebiegu prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych we wszystkich możliwych przypadkach. Zależności te mogą być wykorzystywane wyłącznie do opisu prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych, gdy rezystancja ich uzwojeń pierwotnych znajduje się w stanie nadprzewodzenia lub rezystywnym, przez cały czas trwania impulsów prądu jednokierunkowego.

Podczas trwania impulsu prądu jednokierunkowego, gdy jego wartość przekracza wartość prądu krytycznego uzwojenia nadprzewodnikowego, uzwojenie transformatora HTS może wyjść ze stanu nadprzewodzenia i ponownie do niego powrócić. Zależności matematyczne, jakie wyprowadzono w pracy uwzględniają charakterystykę przejścia przewodu nadprzewodnikowego, z którego wykonane jest uzwojenie pierwotne transformatora HTS. Z ich pomocą możliwe jest wyznaczenie przebiegów impulsów prądu jednokierunkowego we wszystkich stanach pracy uzwojenia transformatora HTS, łącznie ze stanami przejściowymi. Wyprowadzono również zależności pozwalające określić czasy: trwania impulsów prądu jednokierunkowego, trwania przerw bezprądowych, przez które uzwojenia transformatora HTS są w stanie rezystywnym, w których następuje utrata stanu nadprzewodzenia uzwojeń i powrót do tego stanu. Podano zależności matematyczne na wyznaczenie wartości maksymalnej, średniej i skutecznej impulsów prądu jednokierunkowego oraz ilości ciepła, jaka wydziela się w uzwojeniach transformatora HTS w czasie trwania tego prądu. Wyprowadzone zależności pozwalają określić wpływ impedancji sieci zasilającej i uzwojeń oraz impedancji magnetyzmu szczątkowego w rdzeniu transformatora na przebieg prądu włączania.

Zależności matematyczne zweryfikowano badaniami prądu włączania jednofazowych transformatorów HTS o mocach 8,5 kVA i 13,8 kVA. W obu przypadkach prąd włączania przekraczał wartość krytyczną prądu uzwojeń pierwotnych. Dla transformatora 13,8 kVA pierwszy impuls prądu jednokierunkowego osiągnął wartość 258 A i był 2,9 razy większy od prądu krytycznego. W przypadku transformatora 8,5 kVA odnotowano prąd 178 A, 1,5 razy większy od krytycznego. Czas zaniku fali prądu włączania wynosił 0,35 s dla transformatora HTS o mocy 8,5 kVA i dochodził do 4 s dla transformatora HTS o mocy 13,8 kVA. Dla transformatora z uzwojeniami miedzianymi o mocy 8,5 kVA

wartość maksymalna pierwszego impulsu prądu wynosiła 164 A, zaś czas zaniku fali prądu wynosił 0,2 s. Czasy, przez które była przekroczona wartość krytyczna prądu nadprzewodnikowych uzwojeń pierwotnych wynosiły odpowiednio 5,6 ms i 3,7 ms. Były to wartości prądów i czasy na tyle małe, że nie nastąpiło termiczne uszkodzenie przewodów nadprzewodnikowych. Obliczenia wskazują, że w czasie trwania pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego wydzielilo się 33 J ciepła w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS o mocy 13,8 kVA oraz 15,3 J ciepła w uzwojeniu transformatora HTS o mocy 8,5 kVA. W uzwojeniu miedzianym transformatora konwencjonalnego o mocy 8,5 kVA wydzielila się 17,3 J ciepła. W przypadku transformatorów nadprzewodnikowych większe ilości ciepła wydzielają się na rezystancjach miedzianych przepustów prądowych i miedzianych elementach łączeniowych uzwojeń nadprzewodnikowych. W miejscach tych dla transformatora HTS o mocy 8,5 kVA wydzielila się łącznie 39 J ciepła, a dla transformatora HTS o mocy 13,8 kVA odpowiednio 56 J. Miejsca łączenia przewodów nadprzewodnikowych z miedzianymi elementami obwodu elektrycznego są więc najbardziej narażone na termiczne uszkodzenie w trakcie trwania prądu włączania. Z obserwacji wynika, że pomimo faktu, iż prądu włączania nie prowadzi do termicznego uszkodzenia uzwojeń nadprzewodnikowych, to powoduje degradację ich parametrów wytrzymałościowych.

Temperatura krytyczna przewodów nadprzewodnikowych SCS4050 z jakich wykonano uzwojenia pierwotne transformatorów nadprzewodnikowych o mocy 8,5 kVA i 13,8 kVA, wynosi 92 K. Najwyższy przyrost temperatury nadprzewodnikowego uzwojenia pierwotnego transformatorów o mocy 8,5 kVA wynosi 4,5 K. W przypadku transformatora HTS o mocy 13,8 kVA największy przyrost temperatury to 3,5 K. Jako, że uzwojenia schładzane są ciekłym azotem do temperatury 77 K, w czasie trwania prądu włączania nie występuje ryzyko przekroczenia temperatury krytycznej przewodu SCS4050.

Porównanie wyników pomiarów z wynikami uzyskanymi z obliczeń wykazuje dobrą ich zgodność. Procentowy błąd względny wartości maksymalnej pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego zawiera się od 0,1% dla transformatora HTS o mocy 8,5 kVA do 1,3% dla transformatora HTS o mocy 13,8 kVA. Błąd narasta dla kolejnych impulsów, nie przekraczając 8,2% dla impulsów prądu o wartości większej od wartości prądu znamionowego transformatora. Z kolei procentowy błąd względny czasu trwania pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego zawiera się od 7,6% dla transformatora HTS o mocy 13,8 kVA do 20,7% dla transformatora HTS o mocy 8,5 kVA. W przypadku kolejnych impulsów nie przekracza 20,7%. Błędy te wynikają zarówno z zaproponowanej metody obliczeniowej, jak i z błędów pomiarów oraz przyjętej graficznej metody wyznaczania czasu trwania zmierzonych impulsów prądu jednokierunkowego.

Analizie numerycznej poddano również prąd włączania transformatora HTS o mocy 630 kVA z uwzględnieniem wpływu impedancji sieci zasilającej. Impedancja ta ma istotny wpływ na przebieg fali prądu włączania. Rozpatrzono zasi-

lanie z linii napowietrznej o długości 2,5 i 10 km. Odpowiednio dla tych linii wartości maksymalne pierwszego impulsu prądu jednokierunkowego wynoszą 637 A i 446 A, gdy włączenie transformatora HTS miało miejsce przy zerowej wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego w rdzeniu. Tym samym przekroczenie prądu krytycznego uzwojenia pierwotnego było 7,3- i 5,1-krotne. Gdy włączenie miało miejsce przy indukcji magnetyzmu szczątkowego równej 1,1 T, pierwszy impuls prądu osiągał 1169 A dla linii zasilającej o długości 2,5 km i 775 A dla linii o długości 10 km. Przekroczenie prądu krytycznego jest odpowiednio 13,4- i 8,9-krotne. Gdy włączenie transformatora HTS następuje przy indukcji magnetyzmu szczątkowego równej 1,1 T, tj. stanowiącej 75% indukcji znamionowej w rdzeniu, należy spodziewać się prądu włączania 1,9 razy większego niż w przypadku włączania przy zerowej wartości indukcji magnetyzmu szczątkowego. W porównaniu do transformatora konwencjonalnego z uzwojeniami miedzianymi o mocy 630 kVA uzyskane wartości maksymalne pierwszych impulsów prądu są średnio 16% większe.

Dla omawianych przypadków w czasie trwania pierwszego impulsu prądu w uzwojeniu pierwotnym transformatora HTS wydzieli się od 145 J do 1493 J ciepła. Są to ilości ciepła, które są ponad dwukrotnie mniejsze od wyliczonych dla transformatora konwencjonalnego. Najwyższy przyrost temperatury nadprzewodnikowego uzwojenia pierwotnego transformatora o mocy 630 kVA w czasie trwania prądu włączania wynosi 4 K. Temperatura krytyczna przewodu SCS4050 z jakiego wykonano to uzwojenie wynosi 92 K. Nie występuje więc ryzyko przekroczenia temperatury krytycznej nadprzewodnikowego uzwojenia pierwotnego.

Przedstawiony w pracy aparat matematyczny dobrze opisuje zjawisko prądu włączania transformatorów nadprzewodnikowych. Korzystając z podanych zależności na etapie projektowania transformatorów, można przewidzieć wartości maksymalne impulsów prądu włączania i czas zaniku fali tego prądu. Można stwierdzić, czy uzwojenia nadprzewodnikowe przejdą do stanu rezystywnego, a także obliczyć, jak długo będzie trwał ten stan i jaka ilość ciepła wydzieli się w uzwojeniach, przepustach prądowych oraz elementach montażowych i konstrukcyjnych uzwojeń. Pozwala to obliczyć temperatury do jakich nagrzeją się uzwojenia nadprzewodnikowe transformatorów a tym samym przewidzieć i wyeliminować ryzyko ich termicznego uszkodzenia.

10. Literatura

- [1] Bortolozo A. D., Gueiros A. D., Alves L. M. S., Santos C. A. M. dos, *Influence of the fluoride atoms doping on the FeSe superconductor*, „Materials Sciences and Applications”, vol. 3, no. 9, pp. 624–627, 2012.
- [2] Kujur A., Behera D., *DC electrical resistivity and magnetic studies in Yttrium Barium Copper oxide/barium titanate composite thin films*, „Thin Solid Films”, vol. 520, iss. 6, pp. 2195–2199, 2012.
- [3] Alagöz S., *Production of YBCO superconductor sample by Powder-In-Tube Method (PITM) and effect of Cd and Ga doping on the system*, „Turkish Journal of Physics”, vol. 33, iss. 2, pp. 69–80, 2009.
- [4] Schrieffer J. R., Brooks J. S., *Handbook of high-temperature superconductivity, Theory and experiment*, Springer, New York, 2007.
- [5] Surdacki P., *Stabilność termiczna silnoprądowych urządzeń nadprzewodnikowych*, Politechnika Lubelska, Lublin, 2012.
- [6] Czerwiński D., *Modelling the critical parameters of high temperature superconductor devices in transient states*, Politechnika Lubelska, Lublin, 2013.
- [7] Casali M., *Experimental analysis and numerical simulation of quench in superconducting HTS tapes and coils*, PhD thesis, University of Bologna, 2014.
- [8] Sjöström M., *Hysteresis modeling of high temperature superconductors*, Ph. D. thesis no. 2372 (2001), Swiss Federal Institute of Technology Lausanne, 2001.
- [9] Weshe R., Bruzzone P., March S., Marinucci C., Uglietti D., *HTS Conductors for fusion, Thermal stability and quench*, HTS for Fusion Conductor Workshop, Karlsruhe, May 26–27, 2011.
- [10] Metal Oxide Technologies.
- [11] Larbalestier D. C., Jiang J., Trociewitz U. P., Kametani F., Scheuerlein C., Dalban-Canassy M., Matras M., Chen P., Craig N. C., Lee P. J., Hellstrom E. E., *Isotropic round-wire multifilament cuprate superconductor for generation of magnetic fields above 30 T*, „Nature Materials”, vol. 13, iss. 4, pp. 375–381, 2014.
- [12] Holm M., Pori Oy L., *Industrial manufacturing of low temperature superconducting (LTS) wires*, European Summer School on Superconductivity 2011, Harjattula Mansion, Turku, Finland, June 12–17, 2011.
- [13] Miao H. P., Marken K. R., Meinesz M., Czabaj B., Hong S., *Development of round multifilament Bi-2212/Ag wires for high field magnet applications*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 15, iss. 2, part 3, pp. 2554–2557, June 2005.

- [14] Scheuerlein C., Bjoerstad R., Grether A., Rikel M. O., Hudspeth J., Sugano M., Ballarino A., Bottura L., *Comparison of electromechanical properties and lattice distortions of different cuprate high-temperature superconductors*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 26, no. 3, April 2016.
- [15] Sumitomo Electric Industries, Ltd.
- [16] Xie Y., Marchevsky M., Zhang X., Lenseth K., Chen Y., Xiong X., Qiao Y., Rar A., Gogia B., Schmidt R., Knoll A., Selvamanickam V., Ganesan Pethuraja G., Dutta P., *Second-generation HTS conductor design and engineering for electrical power applications*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 19, no. 3, June 2009.
- [17] Selvamanickam V., Xie Y., *Progress in scale-up of 2G HTS wire at SuperPower*, Dept. of Energy Annual Review, Superconductivity for Electrical Systems, Arlington, VA, July 29–31, 2008.
- [18] Yamada Y., *Global progress in HTS-Japan update*, Dept. of Energy Annual Review, Superconductivity for Electrical Systems, Arlington, VA, July 29–31, 2008.
- [19] Rupich M. W., Li X., Sathyamurthy S., Thieme C. L. H., DeMoranville K., Gannon J., Fleshler S., *Second Generation Wire Development at AMSC*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 23, no. 3, June 2013.
- [20] Lee S., Petrykin V., Molodyk A., Samoilenkov S., Kaul A., Vavilov A., Vysotsky V., Fetisov S., *Development and production of second generation high Tc superconducting tapes at SuperOx and first tests of model cables*, „Superconductor Science and Technology”, vol. 27, no. 4, 18 March 2014.
- [21] Paranthaman M. P., *Chemical solution deposition based oxide buffers and YBCO coated conductors*, „Applications of High-Tc Superconductivity”, 27 June 2011.
- [22] Xu Y., Shi D., *A Review of Coated Conductor Development*, „Tsinghua Science and Technology”, vol. 8, iss. 3, pp. 342–369, June 2003.
- [23] AMSC American Superconductor
- [24] SuperPower Inc.
- [25] Sjöström M., Dutoit B., Duron J., *Equivalent circuit model for superconductors*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 13, no. 2, pp. 1890–1893, June 2003.
- [26] Grilli F., *Numerical modeling of high temperature superconducting tapes and cables*, thesis No. 2909 (2003), Institut de Systèmes de Communication, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2004.
- [27] Poker D. B., Klabunde C. E., *Temperature dependence of electrical resistivity of vanadium, platinum and copper*, „Physical Review B”, vol. 26, iss. 4, pp. 7012–7014, 1982.

-
- [28] Matula R. A., *Electrical resistivity of copper, gold, palladium, and silver*, „Journal of Physical and Chemical Reference Data 8”, no. 4, pp. 1147–1289, 1979.
- [29] Clark A. F., Childs G. E., Wallace G. H., *Electrical resistivity of some engineering alloys at low temperatures*, „Cryogenics”, vol. 10, iss. 4, pp. 295–305, 1970.
- [30] Lu J., Choi E. S., Zhou H. D., *Physical properties of Hastelloy® C-276TM™ at cryogenic temperatures*, „Journal of Applied Physics”, vol. 103, iss. 6, March 2008.
- [31] Reis C. T., Mehta S. P., McConnell B. W., Jones R. H., *Development of high temperature superconducting power transformers*, IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, vol. 1, pp. 151–156, 27–31 January 2002.
- [32] Kalsi S. S., *Applications of high temperature superconductors to electric power equipment*, Wiley-IEEE Press, April 2011.
- [33] Chang H., Choi Y. S., Sciver S. W., Choi K. D., *Cryogenic cooling system of HTS transformers by natural convection of subcooled liquid nitrogen*, „Cryogenics”, vol. 43, iss. 10–11, pp. 589–596, October–November 2003.
- [34] Chang H., Choi Y. S., Sciver S. W., Baldwin T. L., *Cryogenic cooling temperature of HTS transformers for compactness and efficiency*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 13, no. 2, pp. 2298–2301, June 2003.
- [35] Nagasawa T., Yamaguchi M., Fukui S., Yamamoto M., *Design requirements of a high temperature superconducting transformer*, „Physica C”, vol. 372–376, pt. 3, pp. 1715–1718, 2002.
- [36] Berger A., Cherevatskiy S., Noe M., Leibfried T., *Comparison of the efficiency of superconducting and conventional transformers*, „Journal of Physics”, Conference Series, vol. 234, pt. 3, 2010.
- [37] Glasson N., Staines M., Allpress N., Pannu M., Tanchon J., Pardo E., Badcock R., Buckley R., *Test results and conclusions from a 1 MVA superconducting transformer featuring 2G HTS Roebel cable*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 27, iss. 4, June 2017.
- [38] Grilli F., Zermeno V., Vojenčiak M., Pardo E., Kario A., Goldacker W., *AC losses of pancake coils made of Roebel cable*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 23, iss. 3, June 2013.
- [39] Albrecht C., Kummeth P., Massek P., *Fully transposed high Tc composite superconductor, method for producing the same and its use*, United States Patent, no. US6725071 B2, 2004.
- [40] Lim H., Cha G., Lee J.-K., Ryu K.-W., *AC Losses of pancake winding and solenoidal winding made of YBCO wire for superconducting trans-*

- formers, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 17, iss. 2, pp. 1951–1954, June 2007.
- [41] Noris W., *Calculation of hysteresis losses in hard superconductors carrying ac: isolated conductors and edges of thin sheets*, „Journal of Physics D: Applied Physics”, vol. 3, no. 4, pp. 489–507, 1970.
- [42] Juybari A. G., Besmi M. R., *Calculation of AC loss for high temperature superconductor transformers using two-dimensional finite element method*, „International Journal of Electronics Communications and Electrical Engineering”, vol. 4, iss. 1, January 2014.
- [43] Wolfbrandt A., Magnusson N., Hörnfeldt S., *AC losses in a BSCCO/Ag tape carrying AC transport currents in AC magnetic fields applied in different orientations*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 11, no. 4, pp. 4123–4127, December 2001.
- [44] Brandt E. H., Indenbom M., *Type-II-superconductor strip with current in a perpendicular magnetic field*, „Physical Review B”, vol. 48, iss. 17, November 1993.
- [45] Magnusson N., Wolfbrandt A., *AC losses in high-temperature superconducting tapes exposed to longitudinal magnetic fields*, „Cryogenics”, vol. 41, iss. 10, pp. 721–724, October 2001.
- [46] Namjoshi K. V., Biringer P. P., *Low-frequency eddy-current loss estimation in long conductors by using the moment of inertia of cross sections*, „IEEE Transactions On Magnetics”, vol. 24, no. 5, pp. 2181–2185, September 1988.
- [47] Prikler L., Bánfai G., Bán G., Becker P., *Reducing the magnetizing inrush current by means of controlled energization and de-energization of large power transformers*, „Electric Power Systems Research”, vol. 76, no. 8, pp. 642–649, 2006.
- [48] Steurer M., Frohlich K., *The impact of inrush currents on the mechanical stress of high voltage power transformer coils*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 17, no. 1, pp. 155–160, August 2002.
- [49] Nagpal M., Martinich T. G., Moshref A., Morison K., Kundur P., *Assessing and limiting impact of transformer inrush current on power quality*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 21, no. 2, pp. 890–896, March 2006.
- [50] Faiz J., Ebrahimi B. M., Noori T., *Three- and two-dimensional finite-element computation of inrush current and short-circuit electromagnetic forces on windings of a three-phase core-type power transformer*, „IEEE Transactions on Magnetics”, vol. 44, no. 5, pp. 590–597, 2008.
- [51] Kumbhar G. B., Kulkarni S. V., *Analysis of sympathetic inrush phenomena in transformers using coupled field-circuit approach*, IEEE Power Engineering Society General Meeting, pp. 1–6, Florida, USA, June 2007.

-
- [52] Bronzeado H., Yacamini R., *Phenomenon of sympathetic interaction between transformers caused by inrush transients*, „IEE Proceedings - Science, Measurement and Technology”, vol. 142, no. 4, pp. 323–329, July 1995.
- [53] Patel S. P., *Fundamentals of transformer inrush*, 64th Annual Conference for Protective Relay Engineers, pp. 290–300, Texas, USA, April 2011.
- [54] Yacamini R., Abu-Nasser A., *Numerical calculation of inrush current in single-phase transformers*, „IEE Proceedings B - Electric Power Applications”, vol. 128, no. 6, pp. 327–334, November 1981.
- [55] Turner R. A., Smith K. S., *Transformer inrush currents*, „IEEE Industry Applications Magazine”, vol. 16, no. 5, pp. 14–19, 2010.
- [56] Ketabi A., Ranjbar A. M., Feuillet R., *Analysis and control of temporary overvoltages for automated restoration planning*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 17, no. 4, pp. 1121–1127, December 2002.
- [57] Yacamini R., Abu-Nasser A., *Transformer inrush currents and their associated overvoltages in HVDC schemes*, „IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution”, vol. 133, no. 6, pp. 353–358, September 1986.
- [58] Turner R. A., Smith K. S., *Resonance excited by transformer inrush current in inter-connected offshore power systems*, IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, pp. 1–7, Edmonton, Canada, October 2008.
- [59] Adibi M. M., Alexander R. W., Avramovic B., *Overvoltage control during restoration*, „IEEE Transactions on Power Systems”, vol. 7, no. 4, pp. 1464–1470, November 1992.
- [60] Bin Z., Liangen B., Peipeng Z., Jian Z., Yonghua Y., Hongguang Z., Qiang G., Fengjun H., Shuanbao N., Xiqiang C., *Analysis on field measured system voltage sag caused by energizing 750 kV no-load transformer and its simulation comparison*, „Power System Technology”, vol. 36, no. 9, p. 203–208, 2012.
- [61] Styvaktakis E., Bollen M. H. J., *Signatures of voltage dips: transformer saturation and multistage dips*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 18, no. 1, pp. 265–270, January 2003.
- [62] Gong M., Zhang X., Gong Z., Xia W., Wu J., Lv C., *Study on a new method to identify inrush current of transformer based on wavelet neural network*, International Conference on Electrical and Control Engineering (ICECE), pp. 848–852, Yichang, 2011.
- [63] Sharifian M. B. B., Esmaeilzadeh R., Farrokhifar M., Faiz J., Ghadimi M., Ahrabian G., *Computation of a single-phase shell-type transformer*

- windings forces caused by inrush and short-circuit currents, „Journal of Computer Science”, vol. 4, iss. 1, pp. 51–58, 2008.
- [64] Hagh M. T., Valizadeh M., *Analysis and comparative study of transient inrush current reduction methods*, 2007 International Power Engineering Conference (IPEC 2007), pp. 287–291, Singapore, 3–6 December 2007.
- [65] Yazdani-Asrami M., Yousefi-Talouki A., Mirzaie M., *Assessment of inrush current for power transformers by three-dimensional representation*, „Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology”, vol. 4, iss. 5, pp. 533–538, 2012.
- [66] Jamali M., Mirzaie M., Gholamian S. A., Cherati S. M., *A wavelet-based technique for discrimination of inrush currents from faults in transformers coupled with finite element method*, IEEE Applied Power Electronics Colloquium (IAPEC), pp. 138–142, 2011.
- [67] Suhagv P., Patel P. E., *Fundamentals of transformer inrush*, 64th Annual Conference for Protective Relay Engineers, pp. 290–300, 11–14 April 2011.
- [68] Al-khalifah A. K., El-saadany E. F., *Investigation of magnetizing inrush current in a single-phase transformer*, Large Engineering Systems Conference on Power Engineering, pp. 165–171, 26–28 July 2006.
- [69] Chiesa N., *Power transformer modelling advanced core model*, MSc thesis, Politecnico di Milano, Italy, 2005.
- [70] Tziouvaras D. A., McLaren P. and other. *Mathematical model for current, voltage, and coupling capacitor voltage transformers*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 15, iss. 1, pp. 62–72, January 2000.
- [71] Talukdar S. N., Dickson J. K., Dugan R. C., Sprinzen M. J., Lenda C. J., *On modeling transformer and reactor saturation characteristics for digital and analog studies*, „IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems”, vol. 94, no. 2, pp. 612–621, March 1975.
- [72] Prusty S., Rao M., *A direct piecewise linearized approach to convert rms saturation characteristic to instantaneous saturation curve*, „IEEE Transactions on Magnetics”, vol. 16, iss. 1, pp. 156–160, January 1980.
- [73] Neves W. L. A., Dommel H. W., *On modelling iron core nonlinearities*, „IEEE Transactions on Power Systems”, vol. 8, iss. 2, pp. 417–425, May 1993.
- [74] Chiesa N., Hoidalén H. K., *Analytical algorithm for the calculation of magnetization and loss curves of delta-connected transformers*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 25, no. 3, pp. 1620–1628, 2011.

-
- [75] Bouderbala R., Bentarzi H., Ouadi A., *Digital differential relay reliability enhancement of power transformer*, International Journal of Circuits, Systems and Signal Processing, vol. 5, iss. 3, 2011.
 - [76] Wang Y., Abdulsalam S. G., Xu W., *Analytical formula to estimate the maximum inrush current*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 23, no. 2, pp. 1266–1268 April 2008.
 - [77] E. Jezierski, *Transformatory*, WNT, Warszawa 1983.
 - [78] Novak M., *Stray field measurement during power transformer energizing*, „Journal of Electrical Engineering”, vol. 61, no. 7/s, pp. 133–136, 2010.
 - [79] Ebner A., *Transient transformer inrush currents due to closing time- and residual flux measurement-deviations if controlled switching is used*, EEUG Meeting 2007: European EMTP-ATP Conference, EMTP Journal, vol. 13, pp. 101–106, 2008.
 - [80] Specht T. R., *Transformer magnetizing inrush current*, Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, vol. 70, no. 1, pp. 323–328, 1951.
 - [81] Girgis R. S., teNyenhuus E. G., *Characteristics of inrush current of present designs of power transformers*, IEEE Power Engineering Society General Meeting, Tampa, FL, USA, pp. 1–6, 24–28 June 2007.
 - [82] Jazebi S., León F. de, Wu N., *Enhanced analytical method for the calculation of the maximum inrush currents of single-phase power transformers*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 30, iss. 6, pp. 2590–2599, June 2015.
 - [83] Bertagnolli G., *Short-Circuit Duty of Power Transformers*, 2nd revised ed. Legnano, Italy: ABB, 1996.
 - [84] Yunfei W., Abdulsalam S. G., Wilsun X., *Analytical formula to estimate the maximum inrush current*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 23, no. 2, pp. 1266–1268, March 2008.
 - [85] Holcomb J. E., *Distribution transformer magnetizing inrush current*, „Transactions of the American Institute of Electrical Engineers”, Part III. Power Apparatus and Systems, vol. 80, no. 3, pp. 697–702, 1961.
 - [86] Spoljaric Z., Jerkovic V., Stojkov M., *Measurement system for transformer inrush current higher harmonics determination*, Annals of DAAAM for 2012 & Proceedings of the 23rd International DAAAM Symposium, vol. 23, no.1, pp. 617–622, 2012.
 - [87] Chiesa N., Mork B. A., Høidalen H. K., *Transformer model for inrush current calculations: simulations, measurements and sensitivity analysis*, „IEEE Transactions on Power Delivery”, vol. 25, no. 4, pp. 2599–2608, October 2010.
 - [88] Hong S. Qin Y., W., *A Wavelet-based method to discriminate between inrush current and internal fault*, International Conference on Power

- System Technology, PowerCon 2000, vol. 2, pp. 927-931, 4–7 December 2000.
- [89] Heretík P., Kováč M., Beláň A., Volčko V., Koniček M., *Analytical analysis of transformer interaction caused by inrush current*, 15th International Scientific Conference on Electric Power Engineering (EPE), pp. 23–28, 12–14 May 2014.
- [90] Specht T. R., *Transformer inrush and rectifier transient currents*, „IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems”, vol. PAS-88, iss. 4, pp. 269–276, April 1969.
- [91] Hunt R., Schaefer J., Bentert B., *Practical Experience in Setting Transformer Differential Inrush Restraint*, Proceedings of the Georgia Institute of Technology Protective Relaying Conference, Atlanta, 2007.
- [92] Sonnemann W. K., Wagner C. L., Rockefeller G. D., *Magnetizing inrush phenomena in transformer banks*, „Transactions of the American Institute of Electrical Engineers”, Part III: Power Apparatus and Systems, vol. 77, iss. 3, pp. 884–892, 1958.
- [93] Hamilton R., *Analysis of transformer inrush current and comparison of harmonic restraint methods in transformer protection*, Petroleum and Chemical Industry Technical Conference (PCIC), 2012 Record of Conference Papers Industry Applications Society 59th Annual IEEE, pp. 1–10, 2012.
- [94] Talati A. C., Patel A. M., *Numerical Prediction of Maximum Magnetizing Inrush Current in Power Transformers Based on Design Parameters*, „International Journal of Engineering Research & Technology”, vol. 3, iss. 5, May 2014.
- [95] Electrical transmission and distribution reference book, ABB Electric Systems Technology Institute, Raleigh, North Carolina, 1997.
- [96] Peng J., *Assessment of transformer energisation transients and their impacts on power system*, PhD thesis, The University of Manchester, 2013.
- [97] Yacamini R., Abu-Nasser A., *Numerical calculation of inrush current in single-phase transformers*, „IEEE Proceedings B - Electric Power Applications”, vol. 128, iss. 6, pp. 327–334, November 1981.
- [98] Blume L. F., Camilli G., Farnham S. B., Peterson H. A., *Transformer magnetizing inrush currents and influence on system operation*, „Transactions of the American Institute of Electrical Engineers”, AIEE Transactions, vol. 63, iss. 6, pp. 366–375, June 1944.
- [99] Komarzyniec G., *Thumienie prądu włączania transformatora nadprzewodnikowego*, XXIV Sympozium Środowiskowe PTZE, s. 117–118, Hucisko, 7–10 września 2014.
- [100] Komarzyniec G., *Damping of inrush current in superconducting transformer*, „Przegląd Elektrotechniczny”, nr 12, s. 225–228, 2014.

-
- [101] Komarzyniec G., *Analytical analysis of HTS transformer inrush current*, ELMECO-8 & AOS-11, Nałęczów, 28 września – 1 października 2014.
- [102] Komarzyniec G., *Impact of critical current values in HTS transformer winding on decay time of inrush current*, „Przegląd Elektrotechniczny”, nr 2, s. 177–180, 2016.
- [103] Komarzyniec G., *Wpływ wartości prądu krytycznego uzwojenia transformatora HTS na czas zaniku prądu włączania*, XXV Sympozium Środowiskowe PTZE, s. 153–154, Wieliczka, 28 czerwca – 1 lipca, 2015.
- [104] Komarzyniec G., Surdacki P., Kozieł J., *The calculation of the inrush current peak value of superconducting transformers*, Wybrane Zagadnienia Elektrotechniki i Elektroniki WZEE`2015, s. 61–64, Kielce, 17-19 września 2015.
- [105] Komarzyniec G., *Analiza ilości ciepła wydzielanego w czasie przepływu prądu włączania przez uzwojenie transformatora HTS*, „Zeszyty Naukowe Elektryka”, nr 126, s. 71–78, Politechnika Łódzka, Łódź, 2015.
- [106] Komarzyniec G., *Determination of the amount of heat generated by the inrush current in the windings of a superconducting transformer*, „Przegląd Elektrotechniczny”, nr 3, s. 77–80, 2016.
- [107] Komarzyniec G., *Zanikanie nadprzewodnictwa w uzwojeniu transformatora HTS wskutek przepływu prądu włączania*, Procesy Elektrotechnologiczne Modelowanie i Sterowanie, M69, s. 127–138, Politechnika Świętokrzyska, Kielce, 2015.
- [108] Wojtasiewicz G., Janowski T., Kozak S., Kozak J., Majka M., Kondratowicz-Kucewicz B., *Tests and performance analysis of 2G HTS transformer*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 23, iss. 3, June 2013.
- [109] Wojtasiewicz G., Komarzyniec G., Janowski T., Kozak S., Kozak J., Majka M., Kondratowicz-Kucewicz B., *Inrush current of superconducting transformer*, „IEEE Transactions on Applied Superconductivity”, vol. 23, iss. 3, June 2013.
- [110] Komarzyniec G., *Prąd włączania transformatorów z uzwojeniami HTS i Cu*, Modelowanie i Sterowanie Procesów Elektrotechnologicznych MiSPE 2014, s. 103–110, Kielce, 15–17 września 2014.
- [111] Komarzyniec G., Majka M., *13,8 kVA transformer with windings made of YBCO HTS tapes*, „Przegląd Elektrotechniczny”, nr 12, s. 69–72, 2016.

- [112] Komarzyniec G., Janowski T., Wojtasiewicz G., Majka M., Kozak J., Kozak S., Kondratowicz-Kucewicz B., *Prąd włączania transformatora nadprzewodnikowego*, „Przegląd Elektrotechniczny”, nr 9, s. 245–248, 2013.
- [113] Komarzyniec G., Janowski T., Wojtasiewicz G., Majka M., Kozak J., *Problemy cieplne w transformatorze HTS spowodowane przepływem prądu włączania*, „Zeszyty Naukowe, Elektryka”, nr 125, s. 111–118, Politechnika Łódzka, Łódź, 2013.
- [114] Komarzyniec G., Janowski T., Wojtasiewicz G., Majka M., *Thermal problems in HTS transformer due to inrush current*, „Przegląd Elektrotechniczny”, Nr. 2, s. 12–15, 2014.
- [115] Komarzyniec G., *Problemy łączenia transformatorów nadprzewodnikowych*, X Konferencja Naukowo-Techniczna Transformatory Energetyczne i Specjalne, Kazimierz Dolny, s. 165–174, 8–10 października 2014.