P.3347/98

ZESZYTY
NAUKOWE
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ

Bronisław DRAK

ZAGADNIENIA ELEKTROMECHANICZNE CZÓŁ UZWOJEŃ STOJANÓW MASZYN ELEKTRYCZNYCH DUŻEJ MOCY PRĄDU PRZEMIENNEGO

ELEKTRYKA
z. 163

GLIWICE
1998

POLITECHNIKA ŚLĄSKA
ZESZYTY NAUKOWE
Nr 1401

POLITECHNIKA ŚLĄSKA BIBLIOTEKA GLIWICE
P. 3347/98

Bronisław DRAK

ZAGADNIENIA ELEKTROMECHANICZNE CZÓŁ UZWOJEŃ STOJANÓW MASZYN ELEKTRYCZNYCH DUŻEJ MOCY PRĄDU PRZEMIENNEGO

Gliwice 1998

OPINIODAWCY

Prof. zw. dr hab. inż. Mirosław Dąbrowski
Prof. dr hab. inż. Krystyn Pawluk

KOLEGIUM REDAKCYJNE

REDAKTOR NACZELNY - Prof. dr hab. Zygmunt Kleszczewski
REDAKTOR DZIAŁU - Doc. dr inż. Zofia Cichowska
SEKRETARZ REDAKCJI - Mgr Elżbieta Leśko

REDAKCJA
Mgr Roma Łoś

REDAKCJA TECHNICZNA
Alicja Nowacka

Wydano za zgodą
Rektora Politechniki Śląskiej

PL ISSN 0072 - 4688

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej
ul. Akademicka 5, 44-100 Gliwice

Nakł. 110+83 Ark. wyd. 14 Ark. druk. 11,875 Papier offset. kl. III 70 x 100, 80 g

Oddano do druku 10. 11. 98 Druk ukończ. w listopadzie 1998

Fotokopie, druk i oprawę wykonał "AMgraf" sc, Gliwice, ul.Jasna 8

SPIS TREŚCI

1. WSTĘP **9**

2. KSZTAŁT CZÓŁ UZWOJEŃ STOJANÓW MASZYN ELEKTRYCZNYCH DUŻEJ MOCY PRĄDU PRZEMIENNEGO **13**

2.1. Linia średnia czoła cewki uzwojenia stojana 14
2.2. Analityczny zapis kształtu czół cewek uzwojenia stojana 19
2.2.1. Umowna odległość między liniami średnimi głównych łuków stożkowych czół uzwojenia stojana 28
2.2.2. Zarys zewnętrzny czoła cewki uzwojenia stojana 30
2.3. Schemat programu obliczeń komputerowych kształtu czół cewek uzwojeń stojanów 32

3. SIŁY ELEKTRODYNAMICZNE DZIAŁAJĄCE NA CZOŁA UZWOJEŃ STOJANÓW MASZYN ELEKTRYCZNYCH DUŻEJ MOCY PRĄDU PRZEMIENNEGO **37**

3.1. Podstawy obliczeń sił elektrodynamicznych 37
3.2. Metoda obliczeń sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych prądu przemiennego 41
3.3. Model fizyczny czół uzwojeń maszyn elektrycznych dużej mocy prądu przemiennego 43
3.4. Zapis analityczny kształtu modelu fizycznego czół uzwojeń maszyn elektrycznych dużej mocy prądu przemiennego 44
3.4.1. Czoła cewek uzwojenia stojana silnika indukcyjnego dużej mocy 46
3.4.2. Pierścień zwierający zastępczą klatkę wirnika silnika indukcyjnego 51
3.4.3. Uzwojenia i obwody elektryczne turbogeneratora 51
3.5. Prądy w stanach nieustalonych maszyn elektrycznych prądu przemiennego 55
3.5.1. Prądy w stanach nieustalonych silników indukcyjnych dużej mocy 55
3.5.2. Prądy w uzwojeniach turbogeneratora 62
3.6. Schemat obliczeń komputerowych podatności elektrodynamicznej uzwojeń maszyn indukcyjnych dużej mocy 67

3.6.1. Podatność elektrodynamiczna czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy ... 67
3.6.2. Podatność elektrodynamiczna czół uzwojeń stojanów turbogeneratorów ... 70
3.7. Schemat obliczeń komputerowych liniowej gęstości sił elektrodynamicznych 72

4. ODKSZTAŁCENIA CZÓŁ UZWOJEŃ STOJANÓW I DOBÓR MIEJSC ICH USZTYWNIEŃ ... 75

4.1. Obliczenia wytrzymałościowe czoła cewki uzwojenia stojana ... 77
4.1.1. Zależności podstawowe ... 78
4.1.2. Transformacje między układami współrzędnych ... 81
4.1.3. Macierze sztywności czoła cewki uzwojenia stojana ... 84
4.1.4. Reakcje podpór czoła cewki ... 87
4.1.5. Odkształcenia uogólnione czoła cewki uzwojenia stojana ... 90
4.2. Odkształcenia układu przestrzennego czół cewek uzwojenia stojana ... 90
4.3. Zastosowanie programów wykorzystujących MES ... 92

5. METODY POMIAROWE BADAŃ SKUTKÓW DZIAŁANIA SIŁ ELEKTRODYNAMICZNYCH ... 95

5.1. Pomiary drgań czół uzwojenia stojana przetwornikami tensometrycznymi ... 95
5.2. Pomiar drgań uzwojenia stojana za pomocą kamery filmowej ... 99
5.3. Układ do pomiaru częstotliwości drgań własnych czół uzwojenia stojana ... 99
5.4. Układ do pomiaru odkształceń względnych uzwojeń stojanów ... 100
5.5. Układ do pomiaru oddziaływania ścian metalowych na przewody z prądem elektrycznym ... 101

6. OBLICZENIA, KONSTRUKCJE I BADANIA ... 103

6.1. Projektowanie kształtu cewek uzwojeń stojanów ... 105
6.2. Obliczenia podatności elektrodynamicznej czół uzwojeń stojanów ... 113
6.3. Obliczenia prądów w nieustalonych stanach pracy maszyn elektrycznych prądu przemiennego ... 123
6.4. Obliczenia liniowej gęstości sił elektrodynamicznych ... 126
6.4.1. Siły elektrodynamiczne działające na czoła uzwojenia stojana silnika 126
6.4.2. Siły elektrodynamiczne działające na czoła uzwojenia stojana turbogeneratora ... 133
6.5. Obliczenia odkształceń czół uzwojenia stojana i dobór miejsc ich usztywnień ... 138
6.6. Symulacja skutków typowych awarii uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych ... 147
6.7. Pomiary drgań czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy ... 155

7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI ... 158

LITERATURA ... 162

DODATEK ... 168

D1. Linia średnia głównego łuku stożkowego czół uzwojenia stojana ... 168
D2. Urządzenie do frezowanie szablonów kształtujących czoła cewek uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy ... 174
D3. Obróbka graficzna wyników obliczeń w pakiecie CUSMEL ... 176
D4. Wybrane przykłady skutków awarii silników indukcyjnej dużej mocy ... 182

STRESZCZENIA ... 186

CONTENTS

1. INTRODUCTION **9**

2. SHAPE OF END WINDINGS OF HIGH-POWER ALTERNATING CURRENT ELECTRIC MACHINE **13**

2.1. Introduction 14
2.2. Analytical notation involving the shape of stator winding coil overhang 19
2.2.1. Conventional distance between medium lines of main conical arcs of stator end windings 28
2.2.2. External contours of stator winding coil overhang 30
2.3. Diagram of a computer programme to calculate the shape of stator winding coil overhangs 32

3. ELECTRODYNAMIC FORCES ACTING ON STATOR END WINDINGS OF HIGH-POWER ALTERNATING CURRENT ELECTRIC MACHINES **37**

3.1. Fundamentals involving the calculation of electrodynamic forces 37
3.2. Calculation method involving electrodynamic forces acting on stator end windings of alternating current electric machines 41
3.3. Physical model involving end windings of high-power alternating current electric machines 43
3.4. Analytical notation involving the shape of physical model of end windings of high-power alternating current electric machines 44
3.4.1. Stator winding coil overhangs of high-power induction motor 46
3.4.2. The ring short-circuiting the rotor equivalent of the induction motor 51
3.4.3. Electrical windings and circuits of the turbogenerator 51
3.5. Currents in nonstationary states of alternating current electric machines 55
3.5.1. Currents in nonstationary states of high-power induction motors 55
3.5.2. Currents in turbogenerator windings 62
3.6. Diagram of computer calculations involving electrodynamic susceptibility of windings of high-power induction machines 67

3.6.1. Electrodynamic susceptibility involving stator end windings of high-power induction motors 67
3.6.2. Electrodynamic susceptibility involving stator end windings of turbogenerators 70
3.7. Diagram of computer calculations involving linear density of electrodynamic forces 72

4. DEFORMATIONS OF STATOR END WINDINGS AND SELECTION OF PLACES FOR THEIR STIFFENING **75**

4.1. Strength calculations involving the stator winding coil 77
4.1.1. Basic relationships 78
4.1.2. Transformations between coordinate systems 81
4.1.3. Matrixes involving the stiffness of stator winding coil overhang 84
4.1.4. Reactions of the coil overhang supports 87
4.1.5. Generalized deformations of the stator winding coil overhang 90
4.2. Deformations of the spatial system of stator winding coil overhangs 90
4.3. Application of programmes making use of MES 92

5. MEASUREMENT METHODS INVOLVING THE EFFECTS OF ELECTRODYNAMIC FORCES **95**

5.1. Vibration measurements of stator end windings using tensometric transducers 95
5.2. Vibration measurements of stator winding using a video camera 99
5.3. Measurement system involving the frequency of free vibrations of stator end windings 99
5.4. Measurement system involving relative deformations of stator windings 100
5.5. Measurement system involving the reaction of metal walls on the leads with electric current 101

6. CALCULATIONS, DESIGNS AND TESTING **103**

6.1. Designs involving the shape of stator winding coils 105
6.2. Calculations involving electrodynamic susceptibility of stator end windings 113
6.3. Calculations for currents in nonstationary operating states involving alternating current electric machines 123
6.4. Calculations involving linear density of electrodynamic forces 126
6.4.1. Electrodynamic forces acting on motor end windings 126
6.4.2. Electrodynamic forces acting on stator end windings of the turbogenerator 133
6.5. Calculations involving the deformation of stator end windings and selection of places for their stiffening 138

6.6. Simulating the effects of typical break-downs of stator windings of high-power induction motors caused by the influence of electrodynamic forces . 147
6.7. Vibration measurements of stator end windings involving high-power induction motors 155

7. SUMMARY AND CONCLUSIONS **158**

LITERATURE **162**

APPENDIX **168**

D1. Medium line along the main conical arc of stator end windings 168
D2. Machine for milling forming formers of stator winding coil overhangs of high-power induction motors 174
D3. Graphical processing of calculation results in the programme CUSMEL 176
D4. Selected examples involving the effects of break-downs of high-power induction motors 182

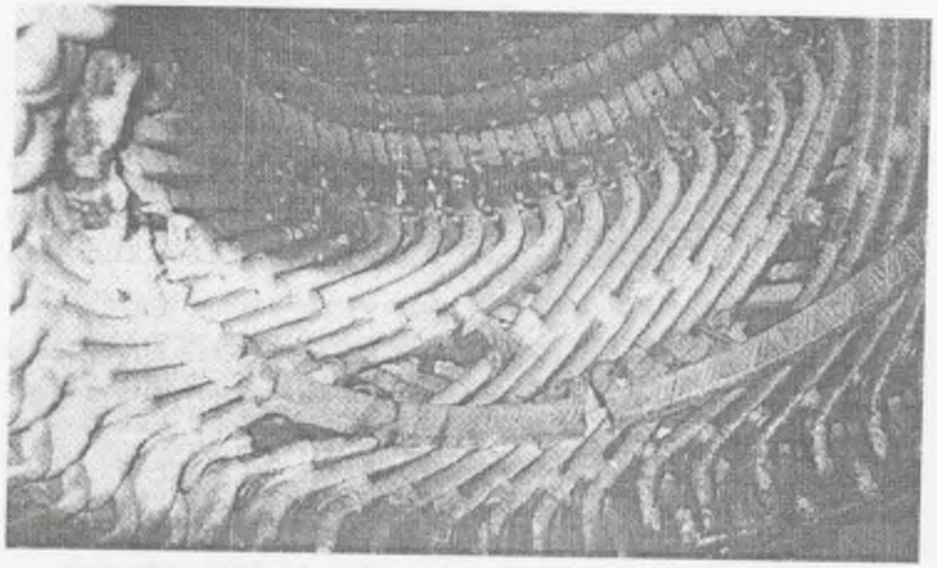
ABSTRACTS **186**

1. WSTĘP

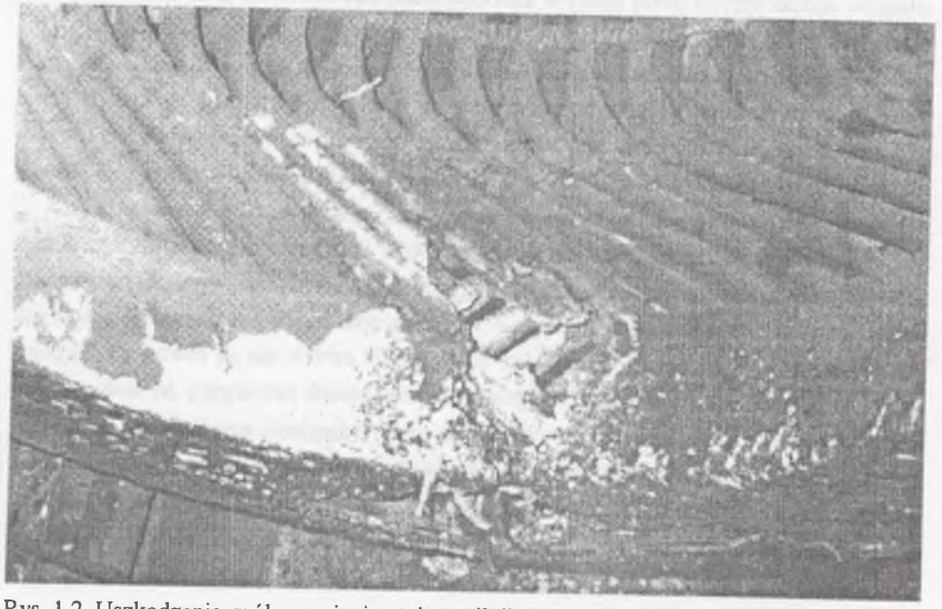
Praca niniejsza jest wynikiem długoletnich doświadczeń autora w rozwiązywaniu problemów elektromechanicznych strefy czołowej uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. Mimo postępu w dziedzinie izolacji uzwojeń oraz technologii wykonywania i usztywniania czół uzwojeń okazuje się, że zagadnienie oddziaływań elektrodynamicznych na uzwojenia stojanów maszyn elektrycznych są nadal aktualne. Dotyczy to głównie silników indukcyjnych dużej mocy, pracujących w trudnych warunkach eksploatacyjnych w elektrowniach zawodowych i elektrociepłowniach.

Dane statystyczne ośrodków pomiarowo-badawczych energetyki, jak również długoletnie obserwacje i analizy autora tej pracy w dziedzinie awaryjnych uszkodzeń silników indukcyjnych dużej mocy w elektrowniach zawodowych oraz elektrociepłowniach wskazują, że ponad 80% tych uszkodzeń występuje w uzwojeniach stojana. Dotyczy to głównie: zwarć zwojowych, zwarć do rdzenia stojana oraz deformacji czół uzwojenia stojana wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych. Uszkodzenia uzwojeń stojanów występują zarówno w silnikach o typowych krajowych usztywnieniach czół uzwojenia (rys. 1.1), jak i w silnikach o wzmocnionym usztywnieniu główek cewek w pierścieniu wypełnionym żywicami epoksydowymi (rys. 1.2).

W produkcji oraz podczas remontów silników indukcyjnych dużej mocy, w tym głównie silników dwubiegunowych, występują trudności dokładnego ukształtowania zarysu czół cewek uzwojenia stojana. Z tego powodu w silnikach dwubiegunowych wysokonapięciowych odległości między bokami czół cewek nie są równe na długości ich głównych łuków stożkowych. Często boki czół cewek przylegają do siebie w początkowej strefie ich łuków stożkowych mimo dużej odległości między nimi w pobliżu główek cewek. Ma to niekorzystny wpływ na żywotność uzwojenia ze względu na pogorszenie warunków chłodzenia oraz możliwość przebicia izolacji między czołami cewek sąsiednich faz. W przypadku przylegania do siebie czół sąsiednich cewek występuje przecieranie ich izolacji głównej, spowodowane drganiami czół wymuszanymi siłami elektrodynamicznymi.



Rys. 1.1. Deformacja czół uzwojenia stojana po awarii silnika indukcyjnego dwubiegunowego o mocy 3150 kW z typowym usztywnieniem czół cewek
Fig. 1.1. Deformation of stator end windings, following the failure of a 3150 kW two-pole induction motor with typical stiffening of end coils



Rys. 1.2. Uszkodzenia czół uzwojenia stojana silnika o wzmocnionym usztywnieniu główek cewek w pierścieniu
Fig. 1.2. Damages of stator end windings of a motor with strengthened stiffening of coils noses in the ring

Analiza zagadnień elektromechanicznych w strefie czołowej uzwojenia stojana wymaga w pierwszej kolejności zapisu analitycznego przestrzennego kształtu czół cewek. W tym celu autor opracował nową metodę wyznaczania kształtu czół cewek, przystosowaną do komputerowego wspomagania prac konstruktorskich. W metodzie tej uwzględniono wymagania stawiane przez zakłady wytwórcze i remontowe maszyn elektrycznych dużej mocy, obejmujące różne rozwiązania konstrukcyjne czół uzwojenia stojana oraz różne technologie ich kształtowania.

Zapis analityczny przestrzennego kształtu czoła cewki umożliwił opracowanie metody obliczeń przestrzennego rozkładu sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. W obliczeniach sił elektrodynamicznych:

- uwzględniono oddziaływania prądów w uzwojeniach stojana i wirnika oraz oddziaływanie rdzenia stojana i korpusu maszyny,
- czoła cewek zastąpiono przewodami o pomijalnym przekroju poprzecznym (przewodami nitkowymi), pokrywającymi się z linią średnią czół przechodzącą przez środki ich przekrojów poprzecznych,
- pominięto wpływ dynamicznej zmiany odległości między bokami czół cewek (w wyniku ugięć czół wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych) na zmiany indukcji magnetycznej w przestrzeni czołowej uzwojenia stojana.

W obliczeniach odkształceń czół uzwojenia stojana wymuszanych siłami elektrodynamicznymi pominięto wpływ masy czół na ich drganie wymuszone tymi siłami. Zostało to podyktowane zmianami sztywności czół oraz zmianami tłumienia ich drgań własnych w czasie eksploatacji maszyny. Do wstępnej analizy odkształceń czół autor opracował metodę obliczeń odkształceń wybranej cewki przy różnych sposobach jej usztywnienia.

Całościowe ujęcie obliczeń elektromechanicznych czół uzwojeń stojanów obejmuje opracowany pakiet programów komputerowych **CUSMEL**. Umożliwia on:

- projektowanie kształtu czół cewek i szablonów do ich kształtowania,
- wyznaczanie rozkładu i analizę sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia,
- wstępny dobór miejsc usztywnień czół uzwojenia.

Do obliczeń i analizy naprężeń i odkształceń czół uzwojenia stojana autor wykorzystał pakiet programów **PRO-MES** oparty na metodzie elementów skończonych. W pakiecie tym wykorzystuje się wyniki obliczeń kształtu czół oraz sił elektrodynamicznych otrzymane w programie **CUSMEL**. Wprowadza się również usztywnienia czół przyjęte wstępnie w tym programie przy obliczeniach wyodrębnionej cewki uzwojenia.

W pracy można wyodrębnić poniższe zasadnicze tezy określające jednocześnie podstawowe cele pracy, uwzględniające możliwość bezpośredniego zastosowania wyników pracy w projektowaniu, produkcji i remoncie maszyn indukcyjnych dużej mocy:

1. Zapis analityczny przestrzennego zarysu czół cewek uzwojenia stojana umożliwia komputerowe wspomaganie projektowania czół oraz szablonów do ich kształtowania. W tym celu opracowano nową metody wyznaczania pełnej geometrii czół cewek, która zapewni praktycznie równą odległość na całej długości ich głównych łuków stożkowych. Metoda ta uwzględnia wymagania dotyczące różnych technologii kształtowania czół.
2. Obliczenia i analiza odkształceń czół uzwojenia stojana wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych określają wymagania dotyczące sposobu ich usztywnienia. W tym celu niezbędne było:

— opracowanie metody obliczeń rozkładu sił elektrodynamicznych działających na przestrzenny układ czół uzwojenia stojana,
— opracowanie metod wyznaczania odkształceń czół uzwojenia wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych - zweryfikowanych badaniami w przemyśle oraz analizą skutków awarii stojanów silników indukcyjnych dużej mocy stosowanych do napędów potrzeb własnych elektrowni zawodowych i elektrociepłowni.

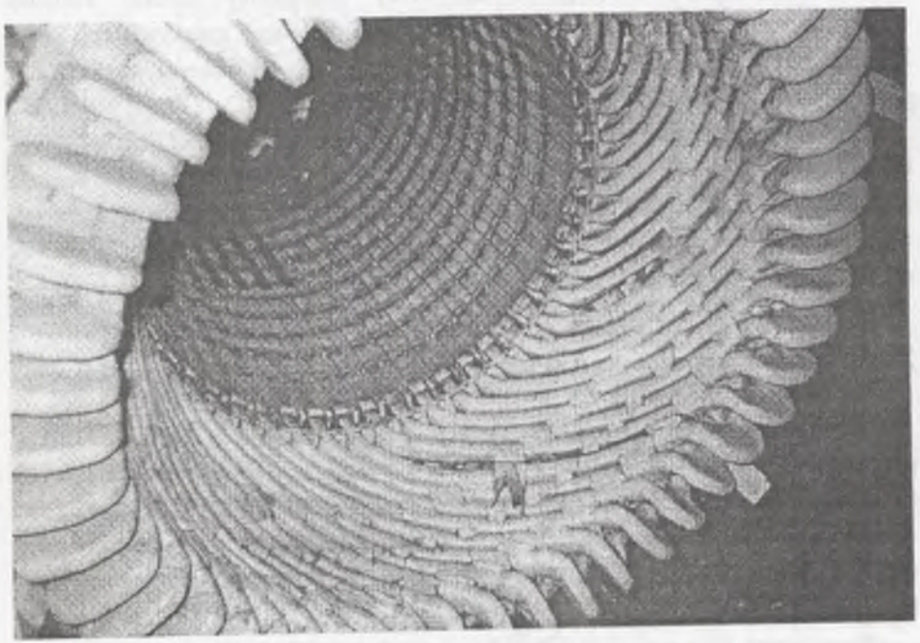
Opracowane metody obliczeń i badań przedstawiono w rozdziałach 2 do 5, a wyniki obliczeń i symulacji komputerowych oraz badań w warunkach przemysłowych przedstawiono w rozdziale szóstym. Szczegółowe wyniki obliczeń przedstawiono dla silników indukcyjnych dużej mocy, ponieważ ich weryfikacja została przeprowadzona z dobrymi rezultatami w warunkach przemysłowych, tak w zakresie projektowania kształtu czół cewek uzwojenia stojana, jak i ich odkształceń wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych. Analizę zagadnień dotyczących turbogeneratorów przedstawiono na podstawie symulacji komputerowych z uwagi na zasadnicze trudności w przeprowadzeniu badań w elektrowniach.

W dodatku do pracy przedstawiono: wyprowadzenia niektórych zależności analitycznych, jeden z opracowanych programów w języku Auto-LISP stosowanych przy opracowaniu wyników obliczeń komputerowych oraz przykładowo przedstawiono typowe uszkodzenia silników indukcyjnych dużej mocy.

Rozwiązanie powyższych zagadnień elektromechanicznych wymagało sprawdzenia w warunkach laboratoryjnych i przemysłowych metod obliczeń i badań oraz rozwiązań konstrukcyjnych i technologicznych. Było to możliwe jedynie przy długoletniej stałej współpracy autora z zakładami wytwórczymi i remontowymi maszyn elektrycznych dużej mocy oraz elektrowniami zawodowymi – głównie z wymienionymi w pracy. Za umożliwienie tej współpracy autor składa wyrazy podziękowania.

2. KSZTAŁT CZÓŁ UZWOJEŃ STOJANÓW MASZYN ELEKTRYCZNYCH DUŻEJ MOCY PRĄDU PRZEMIENNEGO

Czoła dwuwarstwowych uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych dużej mocy (rys. 2.1) są rozłożone na dwóch powierzchniach stożkowych. Na jednej z nich są rozłożone czoła górnej, a na drugiej czoła dolnej warstwy uzwojenia stojana, której półcewki leżą na dnie żłobków rdzenia stojana.



Rys. 2.1. Widok czół uzwojenia stojana silnika indukcyjnego dużej mocy
Fig. 2.1. View of Stator end windings of a high-power induction motor

Linia, według której kształtuje się czoła uzwojeń, powinna zapewniać stałą odległość między bokami głównych łuków stożkowych czół cewek. W praktyce często zdarza się, że czoła cewek przylegają do siebie w pobliżu ich wykorbienia

po wyjściu cewek ze żłobków rdzenia — mimo dużej odległości między nimi przy główkach cewek. To nieuzasadnione zmniejszenie odległości jest przyczyną: wzrostu sił elektrodynamicznych, zmniejszenia wytrzymałości dielektrycznej uzwojenia oraz pogorszenia warunków chłodzenia czół uzwojenia.

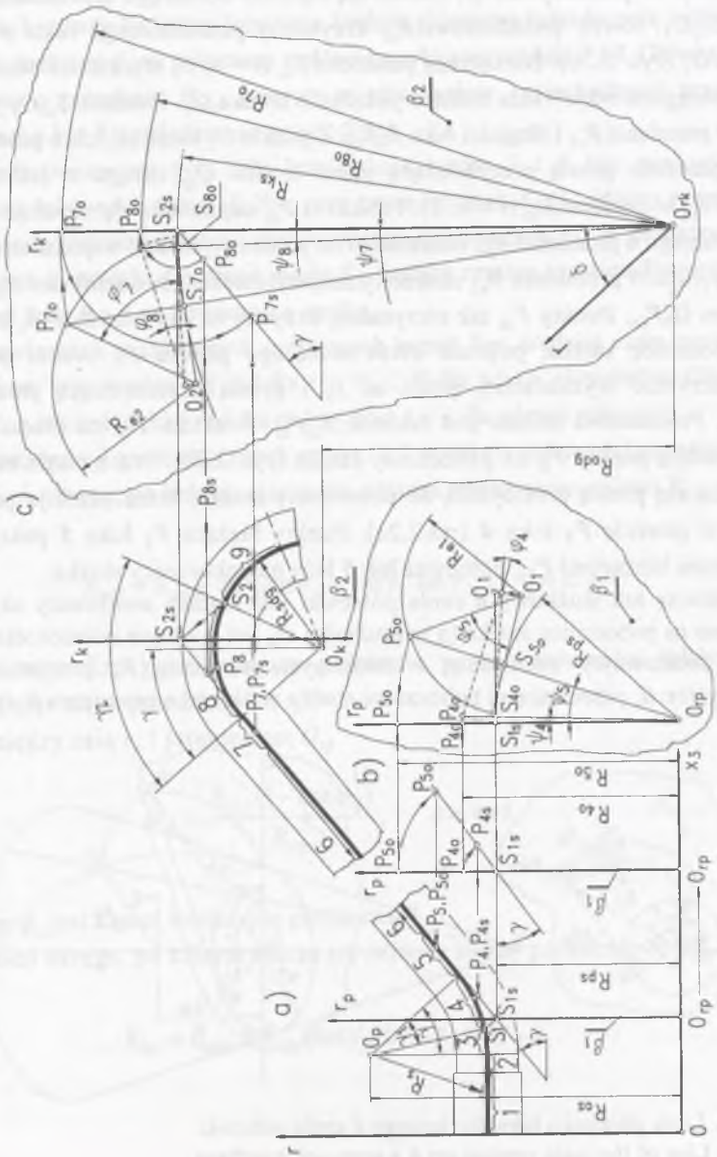
Dokładne ukształtowanie czół cewek — ważne szczególnie dla uzwojeń stojanów maszyn dwubiegunowych ze względu na ich długość i duży poskok uzwojenia stojana — jest możliwe jedynie przy analitycznym wyznaczaniu zarysu czół oraz zarysów szablonów, na których kształtuje się czoła cewek. Stosowane dotychczas metody analityczno-wykreślne [2] umożliwiają wyznaczenie zarysu stożkowych łuków czoła cewki na płaskim rozwinięciu pobocznicy stożka, na której ma leżeć linia średnia czoła cewki, przechodząca przez środki jego przekrojów poprzecznych. Metody te nie uwzględniają zmniejszenia założonej odległości między czołami cewek, wynikającego z krzywizny pobocznicy stożka. Ponadto w dotychczasowych metodach utrudnione jest uwzględnienie rzeczywistego przekroju poprzecznego czoła cewki, co jest niezbędne dla dokładnego wyznaczenia zarysu szablonów, na którym kształtuje się czoła cewek.

Analityczna metoda wyznaczania kształtu czół cewek uzwojenia stojana — podana w tym rozdziale i sprawdzona w warunkach przemysłowych — spełnia warunek dotyczący równej odległości między bokami głównych łuków stożkowych czół cewek i jest dostosowana do komputerowego wspomagania przy projektowaniu kształtu cewek oraz szablonów kształtujących ich czoła.

2.1. Linia średnia czoła cewki uzwojenia stojana

Linia średnia czoła półcewki uzwojenia — przechodząca przez środki przekrojów poprzecznych cewki — jest linią ciągłą i w układzie współrzędnych walcowych r, ψ, x_3 jest przedstawiona na rys. 2.2. Składa się z dziewięciu i-tych elementów, a mianowicie: prostoliniowego odcinka wysięgu żłobkowego o izolacji żłobkowej ($i = 1$) i izolacji czołowej ($i = 2$), łuków ($i = 3, 4, 5$), które są składowymi wykorbienia czoła półcewki, głównego łuku stożkowego półcewki ($i = 6$), łuków ($i = 7, 8$) — stanowiących linię przejścia półcewki w główkę cewki ($i = 9$). Elementy *1*, *2*, *3* linii średniej półcewki leżą w płaszczyźnie symetrii żłobka rdzenia ($\psi = 0$), elementy *4*, *5*, *6*, *7*, *8* tej linii tworzą łuki przestrzenne (kąt ψ = var jest mierzony między płaszczyzną wyznaczoną przez osie współrzędnych r i x_3 a płaszczyzną wyznaczoną przez bieżący punkt linii średniej oraz oś x_3), zaś element *9* linii średniej leży na płaszczyźnie nachylonej pod kątem $\psi = \delta$ względem osi r (rys. 2.2c). Łuki *3* i *4* leżą na pobocznicy torusa o promieniu R_{os} jego okręgu podziałowego, na któ-

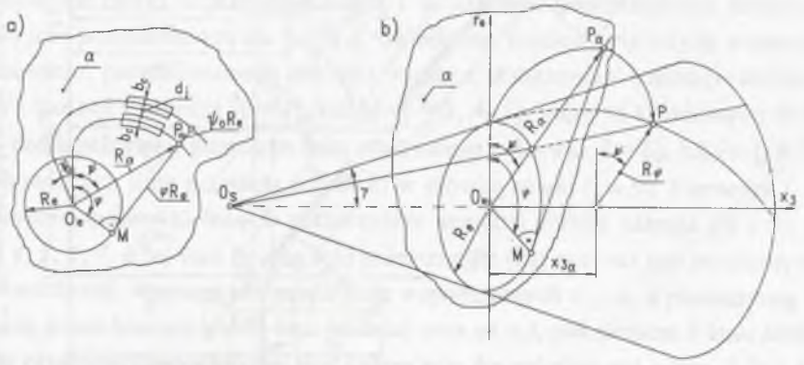
rym leżą środki O_p kołowych przekrojów poprzecznych torusa o promieniu R_s. Łuki *5*, *6*, i *7* leżą na pobocznicy stożka o kącie wierzchołkowym 2γ, zaś łuki *8* i *9* leżą na pobocznicy torusa o promieniu R_{odg} jego okręgu podziałowego i promieniu R_{sdg} kołowego przekroju poprzecznego torusa.



Rys. 2.2. Elementy składowe czoła cewki uzwojenia stojana
Fig. 2.2. Component elements of coil front of stator winding

Konstrukcję łuków *4* i *5* rozpoczyna się od poprowadzenia prostej prostopadłej do pobocznicy stożka z punktu S_1 styczności łuków *3* i *4*. Prosta ta przebija pobocznicę stożka w punkcie S_{1s} (rys. 2.2a i 2.2b). Przez ten punkt prowadzi się płaszczyznę β_1, przecinającą pobocznicę stożka w okręgu o promieniu R_{ps} (rys. 2.2b). W płaszczyźnie β_1 otacza się stycznie do okręgu o promieniu R_{ps} odcinek $S_{1s}O_1$, równy promieniowi R_{e1} krzywizny pomocniczego łuku o bieżącym środku O_1 (rys. 2.2b). Bieżącemu punktowi S_{io} (i = 4, 5) styczności odcinka $S_{1s}O_1$ z tym okręgiem odpowiada bieżące położenie środka O_1. Odcinek $S_{io}O_1$ jest równy różnicy promienia R_{e1} i długości łuku $S_{1s}S_{io}$. Ż punktu O_1 kreśli się łuk o promieniu R_{e1}, który przecina prostą przechodzącą przez środek O_{rp} okręgu o promieniu R_{ps} i punkt S_{io} w punkcie P_{io} (i = 4, 5). Punktowi P_{io} odpowiada kąt środkowy ψ_i segmentu okręgu o promieniu R_{ps}, mierzonego od punktu S_{1s} do S_{io} i współzależny kąt środkowy φ_i łuku o promieniu R_{e1} mierzony między otaczanym odcinkiem $S_{1s}O_1$ i promieniem O_1P_{io}. Punkty P_{io} tak otrzymanej krzywej na płaszczyźnie β_1 kładzie się na pobocznicę stożka, poprzez obrót bieżącego punktu P_{io} wokół punktu S_{io} w płaszczyźnie wyznaczonej przez oś x_3 i prostą przechodzącą przez punkty O_{rp}, S_{io}. Promieniem obrotu jest odcinek $S_{io}P_{io}$. Punktom P_{io} na płaszczyźnie β_1 odpowiadają punkty P_{is} na pobocznicy stożka (rys. 2.2b). Przez punkt bieżący P_{4s} prowadzi się prostą prostopadłą do pobocznicy stożka, która przebija pobocznicę torusa w punkcie P_4 łuku *4* (rys.2.2a). Punkty bieżące P_5 łuku *5* pokrywają się z punktami bieżącymi P_{5s}, ponieważ łuk *5* leży na pobocznicy stożka.

Główny łuk stożkowy *6* czoła półcewki jest kładem ewolwenty okręgu bezpośrednio na pobocznicę stożka (o wierzchołku O_s, osi x_3 i kącie wierzchołkowym 2γ). Okrąg podstawowy ewolwenty o założonym promieniu R_e przyjmuje się na płaszczyźnie α, przecinającej pobocznicę stożka w okręgu o promieniu R_e (rys. 2.3).



Rys. 2.3. Linia głównego łuku stożkowego *6* czoła półcewki
Fig. 2.3. Line of the main conical arc *6* a semi-coil overhang

Na płaszczyźnie α punkt P_α ewolwenty jest określony przez promień R_α i kąt ψ (mierzony od osi r_e), który jest zależny od kąta wodzącego φ promienia O_eM okręgu podstawowego ewolwenty. Przez obrót punktu P_α wokół punktu O_e w płaszczyźnie przechodzącej przez promień R_α i oś x_3 — w przebiciu pobocznicy stożka przez okrąg obrotu punktu P_a — otrzymuje się punkt P, który jest jednym z punktów krzywej, na której leży linia średnia głównego łuku *6* czoła półcewki.

Łuk stożkowy *6* jest połączony z główką cewki poprzez łuki *7* i *8*. Główka cewki *9* jest łukiem o promieniu R_{sdg}, leżącym w płaszczyźnie przechodzącej przez oś x_3 i obróconej o kąt δ względem osi r (rys. 2.2c).

Przedstawiona na rys. 2.2c konstrukcja łuków *7* i *8* jest analogiczna do konstrukcji łuków *5* i *4* (rys. 2.2b), przy czym odcinek $S_{2s}O_2$, równy promieniowi R_{e2} łuku pomocniczego, otacza się po okręgu o promieniu R_{ks} w płaszczyźnie β_2. Płaszczyzna ta przechodzi przez punkt S_{2s} będący rzutem prostopadłym punktu S_2 styczności łuku *8* z *9* na pobocznicę stożka.

W związkach analitycznych opisujących kształt linii średniej czoła cewki uzwojenia stojana wprowadza się indeks i = 1,..., 9 dla i-tych elementów składowych półcewki, a także indeks $j = d$ dla dolnej oraz $j = g$ dla górnej półcewki.

Z konstrukcji geometrycznych na rys. 2.2 wynikają zależności określające:

— promień okręgu, po którym otacza się odcinek równy promieniowi R_{e1j}

$$R_{psj} = R_{osj} - R_{sj}(\cos\gamma_j + \sin\gamma_j \sin\gamma_{1j}), \quad j = d, g \tag{2.1}$$

przy czym kąt γ_{1j} określający położenie punktu styczności łuków *3* i *4* przyjmuje się w przedziale $\langle 0, \gamma_j \rangle$,

— kąt między osią r_p i promieniem O_{rp}

$$\psi_{ij} = \frac{R_{e1j}(1-\cos\varphi_{ij})}{R_{psj}}, \qquad i = 4, 5, \tag{2.2}$$

gdzie φ_{ij} jest kątem wodzącym promienia R_{e1j}.

— promień okręgu, po którym otacza się odcinek równy promieniowi R_{e2j}

$$R_{ksj} = R_{odg} \pm R_{sdg}(\cos\gamma_j \pm \sin\gamma_j \sin\gamma_{2j}), \tag{2.3}$$

przy czym znaki górne obowiązują dla $j = g$, zaś znaki dolne dla $j = d$, a kąt γ_{2j} (określający położenie punktu styczności łuków *8* i *9*) przyjmuje się w przedziale $\langle 0, (\pi + \gamma_d - \gamma_g)/2\rangle$,

— kąt między osią r_k i promieniem $O_{rk}S_{io}$

$$\psi_{ij} = \frac{R_{e2j}(1-\cos\varphi_{ij})}{R_{ksj}}, \qquad i = 7,\ 8, \tag{2.4}$$

gdzie φ_{ij} jest kątem wodzącym promienia R_{e2j}

Wykorzystując właściwości linii głównego łuku stożkowego *6* [21] oraz oznaczenia z rys. 2.3, otrzymuje się zależności wyznaczające:

— kąt wodzący ψ_j punktu P (rys. 2.3b), równy kątowi między osią r_e i promieniem wodzącym R_α punktu P_α ewolwenty

$$\psi_j = \varphi_j - \operatorname{arc\,tg}\varphi_j, \tag{2.5}$$

gdzie φ_{ij} jest kątem wodzącym promienia O_eM ewolwenty (rys. 2.3b),

— promień wodzący punktu P równy odległości tego punktu od osi x_3,

$$R_{\varphi j} = R_{ej}\left(\cos^2\gamma_j + \sin\gamma_j\sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_j^2}\right), \tag{2.6}$$

gdzie promień okręgu podstawowego ewolwenty

$$R_{ej} = \frac{Q_s\left(b_c + d_j\right)}{2\pi} \tag{2.6a}$$

przy czym:

Q_s – liczba żłobków pakietu stojana,

d_i – odległość między bokami głównych segmentów stożkowych *6* czół j-tej warstwy uzwojenia stojana, mierzona na płaszczyźnie α (rys. 2.3a),

b_c – szerokość czoła cewki uzwojenia stojana.

— odległość punktu P od płaszczyzny α

$$x_{3\alpha} = R_{ej}\cos\gamma_j\left(\sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_j^2} - \sin\gamma_j\right). \tag{2.7}$$

Zależności (2.1),.., (2.7) umożliwiają zapis analityczny kształtu czół cewek uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy, których czoła cewek są rozłożone na powierzchniach stożkowych.

2.2. Analityczny zapis kształtu czół cewek uzwojenia stojana

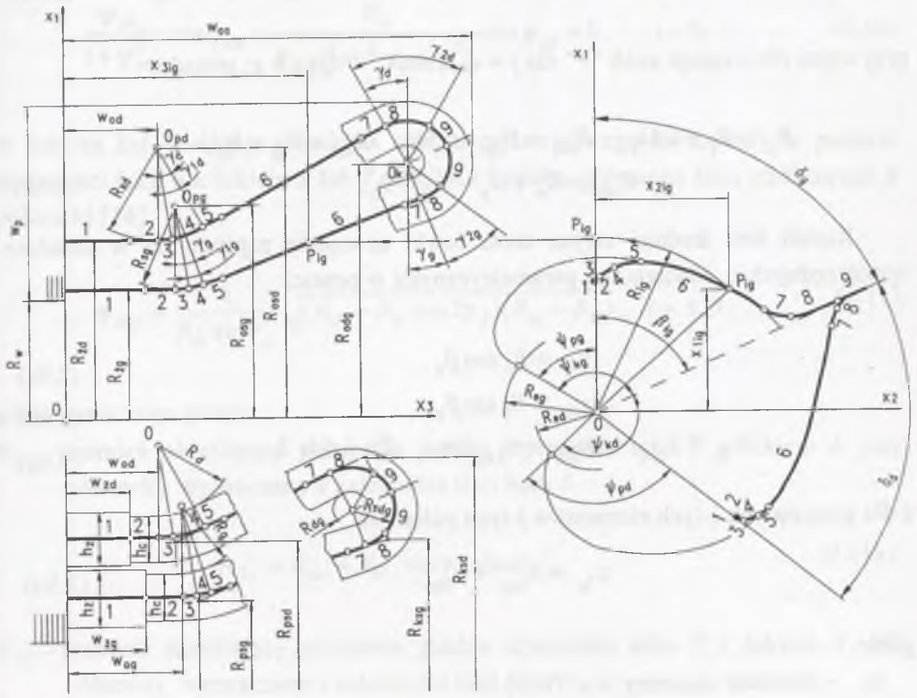
Kształt czoła cewki uzwojenia stojana zapisuje się związkami analitycznymi w układzie współrzędnych prostokątnych x_w (w = 1, 2, 3) przyjętym w następujący sposób (rys. 2.4):

— początek układu współrzędnych jest punktem przebicia płaszczyzny granicznej rdzenia stojana przez jego oś podłużną,

— oś x_1 pokrywa się z osią symetrii żłobka rdzenia, w którym jest umiejscowiona górna półcewka i jest zwrócona na zewnątrz stojana (oś x_1 pokrywa się z osią r układu r, ψ, x_3 przedstawionego na rys. 2.2),

— oś x_3 pokrywa się z osią podłużną rdzenia i jest zwrócona na zewnątrz stojana,

— zwrot osi x_2 jest zgodny ze skrętnością głównego łuku stożkowego *6* górnej półcewki i dlatego układ współrzędnych x_w może być prawo- lub lewoskrętny.



Rys. 2.4. Czoło cewki uzwojenia stojana w układzie współrzędnych x_w
Fig. 2.4. Stator winding coil overhang in coordinate system x_w

Zarys czół uzwojenia (rys. 2.4) jest określony przez: wysięg żłobkowy półcewki w_{oj} ($j = d$ dla dolnej oraz $j = g$ dla górnej półcewki), wysięg promieniowy w_p czoła dolnej półcewki, wysięg osiowy w_{os} czoła cewki, promienie R_j i R_{sdg} oraz wysokość przekrojów poprzecznych $h_{\dot{z}}$ elementów żłobkowych cewki i wysokość przekrojów poprzecznych h_c elementów czołowych cewki.

Kąty γ_j nachylenia tworzących stożków dolnej i górnej warstwy czół uzwojenia wyznacza się z zależności wynikających z rys. 2.4,

$$\gamma_j = \arcsin\frac{x_{o3j}R_{oj} + x_{o1j}\sqrt{x_{o1j}^2 + x_{o3j}^2 - R_{oj}^2}}{x_{o1j}^2 + x_{o3j}^2}, \qquad j = d, g, \tag{2.8}$$

gdzie:

$$x_{o1j} = R_{odg} - R_{osj}, \qquad x_{o3j} = w_{os} - h_c - w_{oj}, \qquad R_{oj} = R_{sj} \pm R_{sdg}, \tag{2.8a}$$

przy czym obowiązuje znak "+" dla $j = d$, a znak "-" dla $j = g$; ponadto

$$R_{sj} = R_j + 0{,}5h_c, \quad R_{sdg} = R_{dg} + 0{,}5h_c, \quad R_{osj} = R_{\dot{z}j} + R_{sj},$$
$$R_{odg} = R_w + w_p - R_{dg} - h_c. \tag{2.8b}$$

Kształt linii średniej zarysu czoła cewki uzwojenia zapisuje się w układzie współrzędnych x_w równaniami parametrycznymi w postaci:

$$x_{1ij} = R_{ij}\cos\beta_{ij}, \tag{2.9a}$$
$$x_{2ij} = R_{ij}\sin\beta_{ij}, \tag{2.9b}$$
$$x_{3ij} = x_{3pij} + (x_{3kij} - x_{3pij})m_i, \quad \text{dla } i = 1, 2, \tag{2.9c}$$

a dla pozostałych i-tych elementów j-tych półcewek

$$x_{3ij} = x_{3pij} + x_{3\varphi ij}, \tag{2.9d}$$

gdzie:

m_i – parametr zmienny w $\in \langle 0, 1\rangle$,

R_{ij} – rzut promienia wodzącego punktu linii średniej i-tego elementu j-tej półcewki na płaszczyznę x_1 - x_2 układu współrzędnych,

β_{ij} – kąt między osią x_1 i rzutem R_{ij} promienia wodzącego,

x_{3pij} – współrzędna x_{3ij} początkowego punktu i-tego elementu j-tej półcewki,

x_{3kij} – współrzędna x_{3ij} końcowego punktu i-tego elementu j-tej półcewki,

$x_{3\varphi ij}$ – współrzędna x_{3ij} punktów i-tego elementu j-tej półcewki zależna od kąta φ_{ij}.

Linia średnia czoła cewki musi spełniać warunek ciągłości pomiędzy poszczególnymi i-tymi elementami j-tych półcewek, a także między elementami $i = 9$ dolnej i górnej półcewki — tworzącymi główkę cewki. Ciągłość tej linii między elementami $i = 1, 2, 3, 4, 5$ oraz $i = 7, 8, 9$ dla każdej j-tej półcewki wynika bezpośrednio z ich konstrukcji. Dla zachowania ciągłości linii średniej w punktach połączenia głównego łuku stożkowego ***6*** półcewki z łukiem ***5*** oraz łukiem ***7*** niezbędna jest styczność łuków przestrzennych ***5*** i ***6*** oraz ***6*** i ***7*** w ich punktach wspólnych. Musi być spełniony warunek, iż w punkcie wspólnym łuków styczne do nich pokrywają się. Warunek ten wynika z równania

$$\frac{\varphi_{s6j}}{1+\varphi_{s6j}^2}\cos\varphi_{sij} - \frac{R_{ej}}{R_{s6j}\sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_{s6j}^2}}\sin\varphi_{sij} = 0, \qquad i = 5, 7, \tag{2.10}$$

w którym kąt wodzący promienia okręgu podstawowego ewolwenty w punkcie styczności łuku ***6*** z łukiem ***5*** lub ***7*** wynika z kształtu głównego łuku stożkowego ***6*** półcewki [14]

$$\varphi_{s6j} = \frac{1}{R_{ej}\sin\gamma_j}\sqrt{(R_{sij} - R_{ej}\cos 2\gamma_j)(R_{sij} - R_{ej})}, \quad i = 5, 7, \tag{2.11}$$

gdzie oznaczono przez:

R_{s5j} – promień określający położenie punktu styczności łuku ***5*** z łukiem ***6*** j-tej półcewki, wyznaczany z zależności linii łuku ***5***

$$R_{s5j} = R_{psj} + R_{e1j}\sin\gamma_j\sin\varphi_{s5j}, \tag{2.11a}$$

R_{s7j} – promień określający położenie punktu styczności łuku ***7*** z łukiem ***6*** j-tej półcewki, wyznaczany z zależności linii łuku ***7***

$$R_{s7j} = R_{ksj} - R_{e2j}\sin\gamma_j\sin\varphi_{s7j}. \tag{2.11b}$$

Wprowadzając zależności (2.11),..,(2.11b) do równania (2.10) otrzymuje się wyrażenia umożliwiające wyznaczenie kątów φ_{sij} dla:

— łuku $i = 5 \rightarrow$ kąta φ_{s5j}, który jest kątem wodzącym promienia R_{e1j} tego łuku w punkcie styczności z łukiem $i = 6$ j-tej półcewki,

— łuku $i = 7 \rightarrow$ kąta φ_{s7j}, który jest kątem wodzącym promienia R_{e2j} tego łuku w punkcie styczności z łukiem $i = 6$ j-tej półcewki.

Po wyznaczeniu kątów styczności oblicza się ze wzoru (2.11) kąt $\varphi_{psj} = \varphi_{s6j}$, przy podstawieniu $R_{sij} = R_{s5j}$. Kąt ten jest początkową wartością kąta wodzącego promienia określającego położenie początkowego punktu głównego łuku stożkowego ***6*** czoła półcewki. Podobnie, po podstawieniu we wzorze (2.11) $R_{sij} = R_{s7j}$, oblicza się kąt $\varphi_{ksj} = \varphi_{s6j}$, który jest końcową wartością kąta wodzącego promienia określającego położenie końcowego punktu łuku ***6*** *j*-tej półcewki. W zakresie różnicy tych kątów jest kształtowany główny łuk stożkowy **6** czoła *j*-tej półcewki uzwojenia stojana.

Początkowy kąt ψ_{pj}, przy którym linia średnia głównego łuku stożkowego ***6*** czoła *j*-tej półcewki przecina tworzącą stożka, leżącą w płaszczyźnie linii średniej wysięgu żłobkowego ***1*** i ***2*** oraz osi x_3 układu współrzędnych (rys. 2.4), wyznacza zależność

$$\psi_{pj} = \varphi_{psj} - \operatorname{arc\,tg}\varphi_{psj}\,\frac{R_{e1j}}{R_{psj}}(1-\cos\varphi_{s5j}), \tag{2.12a}$$

a końcowy kąt ψ_{kj}, przy którym linia średnia łuku $i = 6$ *j*-tej półcewki przecina tworzącą stożka, leżącą w płaszczyźnie przechodzącej przez linię średnią łuku $i = 9$ oraz oś x_3, wyznacza zależność

$$\psi_{kj} = \varphi_{ksj} - \operatorname{arc\,tg}\varphi_{ksj}\,\frac{R_{e2j}}{R_{ksj}}(1-\cos\varphi_{s7j}). \tag{2.12b}$$

Z warunku ciągłości linii średniej zarysu czoła cewki między dolną i górną półcewką wynika, że suma kątów rozpiętości *j*-tych półcewek wyznaczonych zależnością

$$\delta_j = \psi_{kj} - \psi_{pj}, \tag{2.13}$$

wynosi

$$\delta_d + \delta_g = \frac{2\pi}{Q_s}\,y_{Qs}. \tag{2.13a}$$

Zależności wyznaczające kąty: φ_{ji}, ψ_{ij} oraz β_{ij} dla *i*-tych elementów *j*-tych półcewek uzwojenia stojana podano w tablicy 2.1. W zależnościach tych oznaczono przez:

Q_s – liczbę żłobków rdzenia stojana,

y_{Qs} – rozpiętość cewek uzwojenia stojana,

k_{1j} – współczynnik określający kąt γ_{1sj}, przyjmowany w $\in \langle 0, 1\rangle$,

k_{2j} – współczynnik określający kąt γ_{2sj}, przyjmowany w $\in \langle 0, 1\rangle$.

Tablica 2.1

Zależności wyznaczające kąty φ_{ij}, ψ_{ij} i β_{ij}

Element	Kąty pomocnicze		Kąt
i	φ_{ij}	ψ_{ij}	β_{ij}
1	—	—	β_{wj}
2	—	—	β_{wj}
3	—	—	β_{wj}
4	$\arcsin\frac{R_{sj}}{R_{e1j}}\left[\sin\gamma_{1j} - \sin(1-m_4)\gamma_{1j}\right]$	$\frac{R_{e1j}}{R_{psj}}(1-\cos\varphi_{4j})$	$\beta_{wj} + \psi_{4j}$
5	$\varphi_{p5j} + (\varphi_{k5j} - \varphi_{p5j})\,m_5$ gdzie $\varphi_{p5j} = \varphi_{4j}$ dla $m_4 = 1$	$\frac{R_{e1j}}{R_{psj}}(1-\cos\varphi_{5j})$	$\beta_{wj} \pm \psi_{5j}$
6	$\varphi_{psj} + (\varphi_{ksj} - \varphi_{psj})\,m_6$	$\varphi_{6j} - \operatorname{arc\,tg}\varphi_{6j} - \psi_{pj}$	$\beta_{wj} \pm \psi_{6j}$
7	$\varphi_{p7j} + (\varphi_{k7j} - \varphi_{p7j})\,m_7$ gdzie $\varphi_{k7j} = \varphi_{8j}$ dla $m_8 = 0$	$\frac{R_{e2j}}{R_{ksj}}(1-\cos\varphi_{7j})$	$\beta_{wj} \mp \psi_{6j}$
8	$\arcsin\frac{R_{sdg}}{R_{e2j}}(\sin\gamma_{2j} - \sin\gamma_{2j}m_8)$	$\frac{R_{e2j}}{R_{ksj}}(1-\cos\varphi_{8j})$	$\beta_{dg} \mp \psi_{8j}$
9	—	—	β_{gd}

W powyższych zależnościach: znaki górne dla $j = g$, a znaki dolne dla $j = d$.

$\beta_{wg} = 0$, $\beta_{wd} = \frac{2\pi}{Q_s}\,y_{Q1}$, $\beta_{dg} = \delta_g$, $\gamma_{1j} = \gamma_j k_{1sj}$,

$\gamma_{2j} = k_{2j}(\pi + \gamma - \gamma_g)/2$, $\varphi_{k5j} = \varphi_{s5j}$, $\varphi_{p7j} = \varphi_{s7j}$.

Promienie R_{ij} punktów linii średniej i-tych elementów j-tych półcewek uzwojenia stojana wyznaczają zależności podane w tablicy 2.2, w której zamieszczono także początkowe i końcowe wartości kątów γ_{ij}.

Tablica 2.2

Zależności wyznaczające promienie R_{ij} oraz graniczne wartości kątów γ_{ij}

Element	Promień		Kąty graniczne	
i	R_{ij}		γ_{pij}	γ_{kij}
1	$R_{\dot{z}j}$		—	—
2	$R_{\dot{z}j}$		—	—
3	$R_{osj} - R_{sj}\cos\gamma_{3j}$		0	$\gamma_j(1-k_{1j})$
4	$R_{osj} - R_{sj}\cos\gamma_{4j}$		$\gamma_j(1-k_{1j})$	0
5	$R_{psj} + R_{e1j}\sin\gamma_j \sin\varphi_{5j}$		—	—
6	$R_{ej}\left(\cos^2_{\gamma j} + \sin\gamma_j \sqrt{\sin^2_{\gamma j} + \varphi^2_{6j}}\right)$		—	—
7	$R_{ksj} - R_{e2j}\sin\gamma_j \sin_{\varphi 7j}$		—	—
8	$R_{odg} - R_{sdg}\cos\gamma_{8j}$	dla $j = d$	$\pi + \gamma_j$	$\pi + \gamma_d + \gamma_{2g}$
8	$R_{odg} - R_{sdg}\cos\gamma_{8j}$	dla $j = g$	γ_g	$\gamma_2 + \gamma_{2g}$
9	$R_{odg} - R_{sdg}\cos\gamma_{9j}$	dla $j = d$	$\pi + \gamma_d + \gamma_{2d}$	$0{,}5(\pi+\gamma_d+\gamma_g)$
9	$R_{odg} - R_{sdg}\cos\gamma_{9j}$	dla $j = g$	$\gamma_g + \gamma_{2g}$	$0{,}5(\pi+\gamma_d+\gamma_g)$

W powyższych zależnościach:

$$\gamma_{ij} = \gamma_{pij} + \left(\gamma_{kij} - \gamma_{pij}\right)m_i, \qquad m_i \in \langle 0, 1\rangle, \qquad \gamma_{2j} = 0{,}5\left(\pi + \gamma_d + \gamma_g\right)k_{2j}$$

Graniczne wartości współrzędnych x_{3ij} oraz zależności wyznaczające współrzędne $x_{3\varphi ij}$ podano w tablicy 2.3.

Tablica 2.3

Graniczne wartości współrzędnych x_{3ij} oraz zależności wyznaczające współrzędne $x_{3\varphi ij}$ linii średniej czoła cewki uzwojenia stojana

Element	Wartości graniczne współrzędnej x_{3ij}		Współrzędna $x_{3\varphi ij}$ kierunku osi x_3
i	x_{3pij}	x_{3kij}	$x_{3\varphi ij}$
1	0	$w_{\dot{z}j}$	—
2	$w_{\dot{z}j}$	w_{oj}	—
3	w_{oj}	—	$R_{sj}\sin\varphi_{3j}$
4	w_{oj}	—	$R_{sj}\sin\varphi_{4j}$
5	x_{3psj}	—	$R_{e1j}\cos\gamma_j \sin\varphi_{5j}$
6	$x_{3p6j} = x_{3\varphi 5j}$ przy $m_5 = 1$	—	$R_{ej}\cos\gamma_j\left(\sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi^2_{6j}} - \sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi^2_{psj}}\right)$
7	x_{3ksj}	—	$-R_{e2j}\cos\gamma_j \sin\varphi_{7j}$
8	$w_{os} - R_{zdg}$	—	$R_{sdg}\sin\gamma_{8j}$
9	$w_{os} - R_{zdg}$	—	$R_{sdg}\sin\gamma_{9j}$

W powyższych zależnościach:

1) $R_{zdg} = R_{dg} + h_c$

2) $x_{3psj} = w_{oj} + R_{sj}\left(\sin\gamma_j - \cos\gamma_j \sin\gamma_{1j}\right)$

3) $x_{3ksj} = -R_{zdg} \pm R_{sdg}\left(\sin\gamma_j \pm \cos\gamma_j \cos\gamma_{2j}\right)$,

przy czym znaki górne → dla $j = g$, a dolne → dla $j = d$.

Długość linii średniej poszczególnych i-tych elementów czoła j-tej półcewki uzwojenia stojana

$$s_{ij} = \int_0^1 \sqrt{\left(\frac{dx_{1ij}}{dm_i}\right)^2 + \left(\frac{dx_{2ij}}{dm_i}\right)^2 + \left(\frac{dx_{3ij}}{dm_i}\right)^2}\, dm_i, \tag{2.14}$$

gdzie:

$$\frac{dx_{1ij}}{dm_i} = A_{ij} \sin\delta_{ij} \cos\beta_{ij} - B_i \sin\beta_{ij}, \tag{2.15a}$$

$$\frac{dx_{2ij}}{dm_i} = A_{ij} \sin\delta_{ij} \sin\beta_{ij} + B_i \cos\beta_{ij}, \tag{2.15b}$$

$$\frac{dx_{3ij}}{dm_i} = A_{ij} \cos\delta_{ij}, \tag{2.15c}$$

przy czym: kąt $\delta_{ij} = 0 \rightarrow$ dla $i = 1, 2$; kąt $\delta_{ij} = \gamma_{ij} \rightarrow$ dla $i = 3, 4, 8, 9$; $\delta_{ij} = \gamma_j \rightarrow$ dla $i = 5, 6, 7$.

Zależności wyznaczające wielkości A_{ij} oraz B_{ij}, występujące w równaniach (2.15a ... 2.15c), podano w tablicy 2.4.

Długość średniej linii czoła j-tej półcewki (łącznie z prostoliniowym wysięgiem żłobkowym)

$$s_j = \sum_{i=1}^{i=9} s_{ij}, \tag{2.16}$$

a długość średniej linii cewki uzwojenia stojana

$$L_{sr} = 2\left(s_d + s_g + l_s\right), \tag{2.17}$$

gdzie l_s- długość pakietu stojana.

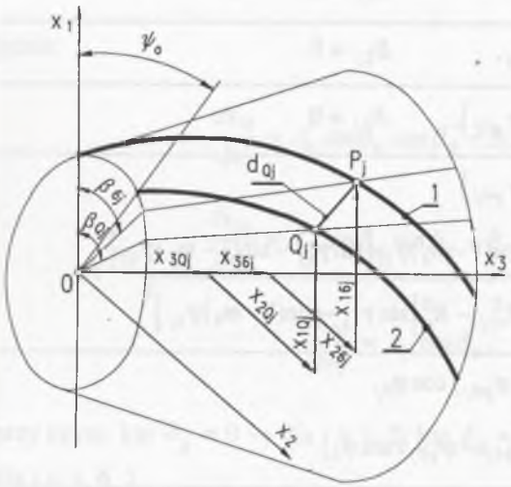
Tablica 2.4

Zależności wyznaczające wielkości A_{ij} oraz B_{ij}

Element i czoła	Wielkości A_{ij} oraz B_{ij}
1	$A_{1j} = x_{3k1j} - x_{3p1j}$, $\quad B_{1j} = 0$
2	$A_{2j} = x_{3k2j} - x_{3p2j}$, $\quad B_{2j} = 0$
3	$A_{3j} = R_{sj}\left(\gamma_{k3j} - \gamma_{p3j}\right)$, $\quad B_{3j} = 0$
4	$A_{4j} = R_{sj}\left(\gamma_{k4j} - \gamma_{p4j}\right)$ $B_{4j} = \pm\frac{R_{sj}^2}{R_{psj}} \frac{\gamma_{1j}\cos(1-m_4)\gamma_{1j}\left[\sin\gamma_{1j} - \sin(1-m_4)\gamma_{1j}\right]}{\sqrt{R_{e1j}^2 - R_{sj}^2\left[\sin\gamma_{1j} - \sin(1-m_4)\gamma_{1j}\right]^2}} R_{4j}$
5	$A_{5j} = R_{e1j}\left(\varphi_{k5j} - \varphi_{p5j}\right)\cos\varphi_{5j}$ $B_{5j} = \pm\frac{R_{e1j}}{R_{psj}} R_{5j}\left(\varphi_{k5j} - \varphi_{p5j}\right)\sin\varphi_{5j}$
6	$A_{6j} = R_{ej}\frac{\left(\varphi_{ksj} - \varphi_{psj}\right)\varphi_{6j}}{\sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_{6j}^2}}$, $\quad B_{6j} = \pm R_{6j}\frac{\left(\varphi_{ksj} - \varphi_{psj}\right)\varphi_{6j}}{1+\varphi_{6j}^2}$
7	$A_{7j} = -R_{e2j}\left(\varphi_{k7j} - \varphi_{p7j}\right)\cos\varphi_{7j}$ $B_{7j} = \pm\frac{R_{e2j}}{R_{ksj}} R_{7j}\left(\varphi_{k7j} - \varphi_{p7j}\right)\sin\varphi_{7j}$
8	$A_{8j} = R_{sdg}\left(\gamma_{k8j} - \gamma_{p8j}\right)$ $B_{8j} = \frac{R_{sdg}^2}{R_{ksj}} \frac{\gamma_{2sj}\cos m_8\gamma_{2j}\left(\sin\gamma_{2j} - \sin m_8\gamma_{2j}\right)}{\sqrt{R_{e2j}^2 - R_{sdg}^2\left(\sin\gamma_{2j} - \sin m_8\gamma_{2j}\right)^2}} R_{8j}$
9	$A_{9j} = R_{sdg}\left(\gamma_{k9j} - \gamma_{p9j}\right)$, $\quad B_{9j} = 0$
Uwaga: znaki górne obowiązują dla $j = g$, a znaki dolne dla $j = d$	

2.2.1. Umowna odległość między liniami średnimi głównych łuków stożkowych czół uzwojenia stojana

W zależności (2.6a) oznaczono przez $b_c + d_j$ odległość linii średnich dwóch sąsiednich ewolwent na płaszczyźnie α (rys. 2.2), obróconych względem siebie o kąt $\psi_o = 2\pi / Q_s$ (rys.2.5).



Rys. 2.5. Odległość między dwoma łukami stożkowymi *6* obróconymi o podziałkę żłobkową
Fig. 2.5. Distance between two conical arcs *6* turned by a slot pitch

Z uwagi na krzywiznę pobocznicy stożka zmniejsza się odległość między liniami kładu tych ewolwent z płaszczyzny α na pobocznicę stożka. Na potrzeby dalszych obliczeń definiuje się umowną odległość linii *1* od linii *2* (rys. 2.5) jako odległość punktu P_j na linii *1* od punktu Q_j na linii *2*, otrzymanego w wyniku przecięcia linii *1* i *2* płaszczyzną przechodzącą przez punkt P_j i prostopadłą do linii *1* w tym punkcie.

Współrzędne punktu P_j linii *1* wyznaczają równania (2.9), które obowiązują dla łuku $i = 6$ j-tej półcewki, a współrzędne punktu Q_j na linii *2* wyznaczają jej równania parametryczne w postaci:

$$x_{1Qj} = R_{\varphi Qj} \cos\beta_{Qj}, \tag{2.18a}$$

$$x_{2Qj} = R_{\varphi Qj} \sin\beta_{Qj}, \tag{2.18b}$$

$$x_{3Qj} = x_{3p6j} + x_{3\varphi Qj}, \tag{2.18c}$$

w których z własności linii głównego łuku stożkowego *6* [21]:

$$R_{\varphi Qj} = R_{ej}\left(\cos^2\gamma_j + \sin\gamma_j \sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_{Qj}^2}\right) \tag{2.19a}$$

$$x_{3\varphi Qj} = R_{ej} \cos\gamma_j \left(\sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_{Qj}^2} - \sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_{psj}^2}\right), \tag{2.19b}$$

$$\beta_{Qj} = \beta_{wj} \pm \left(\frac{2\pi}{Q_s} + \psi_{Qj} - \psi_{pj}\right), \quad \text{"+" dla } j = g, \ \text{"–" dla } j = d, \tag{2.19c}$$

gdzie

$$\psi_{Qj} = \varphi_{Qj} - \operatorname{arc\,tg}\varphi_{Qj} \tag{2.19d}$$

wynika z zależności (2.5), a kąt ψ_{pj} z zależności (2.12a).

Współrzędne punktu Q_j przecięcia linii *2* płaszczyzną prostopadłą do linii *1* w punkcie P_j (rys.2.4) oblicza się po wyznaczeniu kąta φ_{Qj} z równania

$$\left(x_{1Qj} - x_{16j}\right)\frac{dx_{16j}}{dm_6} + \left(x_{2Qj} - x_{26j}\right)\frac{dx_{26j}}{dm_6} + \left(x_{3Qj} - x_{36j}\right)\frac{dx_{36j}}{dm_6} = 0, \tag{2.20}$$

w którym pochodne promienia wodzącego $\frac{dx_{w6j}}{dm_6}$ linii *1* w punkcie P_j wyznaczają wzory (2.15). Kąt φ_{Qj} przyjmuje wartości z $\in \langle(\varphi_{6j} - 2\pi / Q_s), \varphi_{6j}\rangle$.

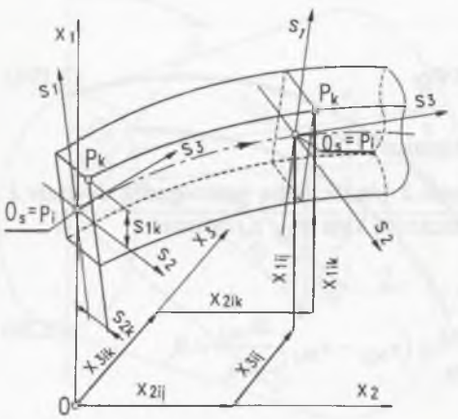
Po wyznaczeniu kąta φ_{Qj} oblicza się współrzędne punktu Q_j, a następnie odległość punktu P_j od punktu Q_j

$$d_{Qj} = \sqrt{\left(x_{1Qj} - x_{16j}\right)^2 + \left(x_{2Qj} - x_{26j}\right)^2 + \left(x_{3Qj} - x_{36j}\right)^2}, \tag{2.21}$$

gdzie x_{w6j} są współrzędnymi punktu P_j na linii *1* (rys. 2.5).

2.2.2. Zarys zewnętrzny czoła cewki uzwojenia stojana

W zapisie analitycznym linii zarysu zewnętrznego czoła cewki uzwojenia stojana przyjmuje się lokalny układ współrzędnych prostokątnych s_w (w = 1, 2, 3) o początku w punkcie $0_s = P_i$ (rys. 2.6) linii średniej, którego osie s_1 i s_2 pokrywają się z głównymi osiami przekroju poprzecznego czoła cewki. Układ ten, który jest zgodny ze skrętnością głównego łuku stożkowego **6** j-tej półcewki, przesuwa się wzdłuż linii średniej czoła półcewki w ten sposób, że:



Rys. 2.6. Układ współrzędnych s_w
Fig. 2. 6. Coordinate system s_w

— oś s_3 pokrywa się ze styczną do linii średniej w punkcie P_i.
— oś s_2 w punkcie P_i jest styczna do powierzchni: walcowych o promieniach R_{zj} — dla elementów i = 1, 2 czoła półcewki, torusa — odpowiednio dla elementów i = 3, 4, 8, 9 oraz powierzchni stożkowej, na której leżą elementy i = 5, 6, 7 czoła półcewki,
— oś s_1 w punkcie P_i jest prostopadła do tych powierzchni, do których oś s_2 jest styczna w tym punkcie.

Wykorzystując zależności obowiązujące przy przesuwaniu i obrocie układu współrzędnych s_w względem stacjonarnego układu współrzędnych x_w, współrzędne punktu $P_k(s_{wk})$ przekroju poprzecznego czoła cewki w układzie s_w przyjmują następujące wartości w układzie x_w:

$$x_{1ik} = a_{11}s_{1k} + a_{21}s_{2k} + a_{31}s_{3k} + x_{1ij}, \tag{2.22a}$$

$$x_{2ik} = a_{12}s_{1k} + a_{22}s_{2k} + a_{32}s_{3k} + x_{2ij}, \tag{2.22b}$$

$$x_{3ik} = a_{13}s_{1k} + a_{23}s_{2k} + a_{33}s_{3k} + x_{3ij}. \tag{2.22c}$$

Wartości cosinusów kierunkowych a_{11}, a_{12}, a_{13} kątów między osią s_1 układu s_w oraz osiami x_w układu x_w wyznacza się z zależności:

$$a_{11} = \pm\cos\delta_{ij}\cos\beta_{ij}, \tag{2.23a}$$

$$a_{12} = \pm\cos\delta_{ij}\sin\beta_{ij}, \tag{2.23b}$$

$$a_{13} = \pm\sin\delta_{ij}, \tag{2.23c}$$

przy czym znaki dolne obowiązują tylko dla elementów i = 8, 9 półcewki $j = d$, a znaki górne obowiązują dla pozostałych i-tych elementów j-tych półcewek. Pozostałe wartości cosinusów kierunkowych wynoszą:

$$a_{21} = \mp C_{ij}\left(A_{ij}\sin\beta_{ij} + B_{ij}\cos\beta_{ij}\sin\delta_{ij}\right), \tag{2.23d}$$

$$a_{22} = \pm C_{ij}\left(A_{ij}\cos\beta_{ij} - B_{ij}\sin\beta_{ij}\sin\delta_{ij}\right), \tag{2.23e}$$

$$a_{21} = \mp C_{ij}B_{ij}\cos\delta_{ij} \tag{2.23f}$$

oraz

$$a_{31} = \pm C_{ij}\left(A_{ij}\cos\beta_{ij}\sin\delta_{ij} - B_{ij}\sin\beta_{ij}\right), \tag{2.23g}$$

$$a_{32} = \pm C_{ij}\left(A_{ij}\sin\beta_{ij}\sin\delta_{ij} - B_{ij}\cos\beta_{ij}\right), \tag{2.23h}$$

$$a_{31} = \pm C_{ij}A_{ij}\cos\delta_{ij}, \tag{2.23i}$$

gdzie

$$C_{ij} = \frac{1}{\sqrt{A_{ij}^2 + B_{ij}^2}}, \tag{2.23j}$$

przy czym znaki górne obowiązują dla dolnej półcewki $j = d$, a znaki dolne dla górnej półcewki $j = g$.

We wzorach (2.23a)..(2.23j): kąt $\delta_{ij} = 0$ dla $\rightarrow$ i = 1, 2, kąt $\delta_{ij} = \gamma_{ij}$ dla $\rightarrow$ i = 3, 4, 8, 9 oraz kąt $\delta_{ij} = \gamma_j$ dla $\rightarrow$ i = 5, 6, 7.

Promień wodzący punktu P_{ik}, równy jego odległości od osi x_y wynosi

$$R_{ik} = \sqrt{x_{1ik}^2 + x_{2ik}^2}. \tag{2.24}$$

We wzorach (2.22a, ..., 2.22c) współrzędna s_{3k} = 0 dla zarysu zewnętrznego przekroju poprzecznego czoła cewki płaszczyzną prostopadłą do stycznej do linii średniej w punkcie P_i, a współrzędne s_{1k}, s_{2k} takiego przekroju podano w tablicy 2.5.

Tablica 2.5

Współrzędne s_{1k}, s_{2k} punktów P_k przekroju poprzecznego czoła cewki

Współ-rzędna	k-ty punkt P_k przekroju				Uwagi
	1	2	3	4	$h_i = h_z$, $b_i = b_z$ dla $i = 1$ oraz
s_{1k}	$0,5h_i$	$-0,5h_i$	$-0,5h_i$	$0,5h_i$	$h_i = h_c$, $b_i = b_c$ dla pozostałych
s_{2k}	$0,5b_i$	$0,5b_i$	$-0,5b_i$	$-0,5b_i$	i-tych elementów czoła półcewki

2.3. Schemat programu obliczeń komputerowych kształtu czół cewek uzwojeń stojanów

Podany w rozdz. 2.2 zestaw równań i zależności geometryczno-analitycznych jest podstawą opracowania programu obliczeń komputerowych kształtu cewek uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy, których czoła tworzą dwie powierzchnie stożkowe — dolnej i górnej warstwy uzwojenia. Na rys. 2.7 podano schemat blokowy programu obliczeń komputerowych. Program ten umożliwia projektowanie kształtu czół cewek w trzech różnych wariantach rozwiązań konstrukcyjnych cewek.

***Wariant* A** ⇒ umożliwia projektowanie kształtu czół cewek symetrycznych o równych rozwarciach kątowych ($\delta_d = \delta_g$),

***Wariant* B** ⇒ umożliwia projektowanie kształtu czół cewek o równych długościach ich półcewek ($s_d = s_g$),

***Wariant* C** ⇒ umożliwia projektowanie kształtu czół cewek o równych odległościach między bokami czół głównych łuków stożkowych półcewek dolnej i górnej warstwy uzwojenia stojana ($d_d = d_g$).

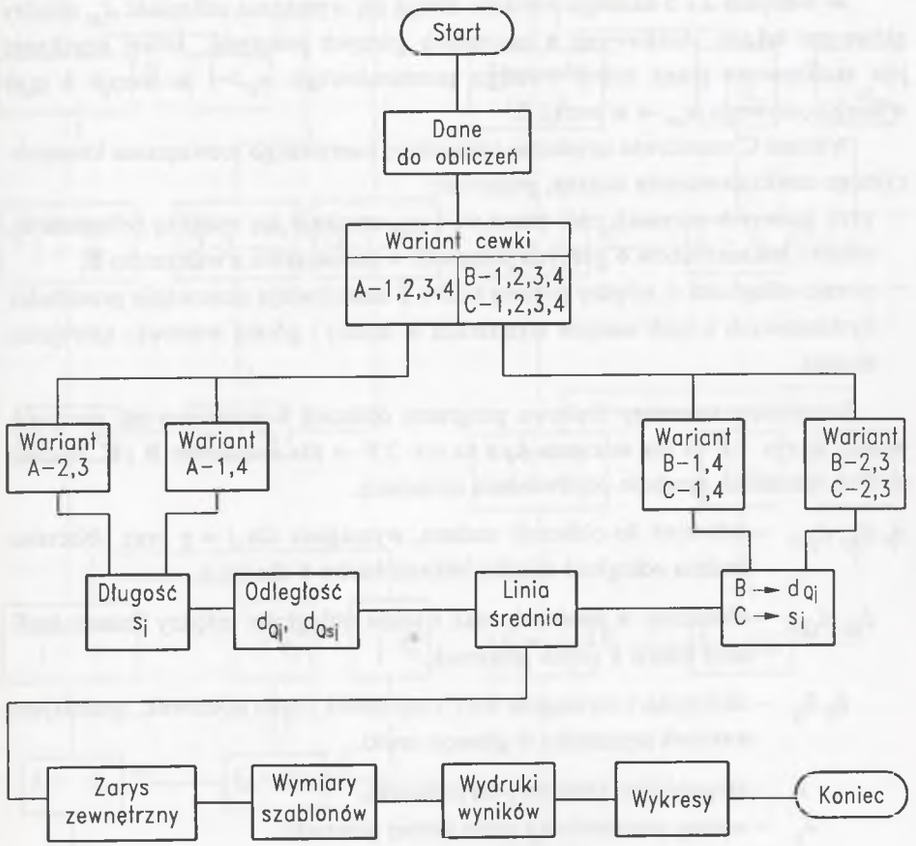
Każdy wariant ma cztery wersje zmian parametrów umożliwiających uzyskanie odpowiedniego kształtu czół cewek:

***Wersja* 1** ⇒ umożliwia projektowanie kształtu czół przy zadanym wysięgu promieniowym w_p i osiowym w_{os}, przy czym kąt nachylenia tworzącej stożka dolnej warstwy γ_d = var.

***Wersja* 2** ⇒ umożliwia projektowanie kształtu czół przy zadanym wysięgu osiowym w_{os} oraz wymaganej odległości d_{gz} między bokami górnej warstwy czół.

***Wersja* 3** ⇒ umożliwia projektowania kształtu czół przy zadanym wysięgu promieniowym w_p oraz wymaganej odległości d_{gz} między bokami górnej warstwy czół.

***Wersja* 4** ⇒ umożliwia projektowanie kształtu czół przy zadanym wysięgu promieniowym w_p i osiowym w_{os}, przy czym kąt γ_d nachylenia tworzącej stożka dolnej warstwy czół jest wyznaczony wymiarami i położeniem pierścieni usztywniających.



Rys. 2.7. Schemat blokowy obliczeń komputerowych kształtu czół uzwojenia stojana maszyn elektrycznych

Fig. 2.7. Block diagram of computer calculations involving the shape of stator end windings of electric machines

Wersje **1** i **4** każdego wariantu są dogodne do stosowania przy optymalizacji kształtu czół cewek uzwojeń stojanów maszyn już produkowanych lub remontowanych. Wersje **2** i **3** nadają się bezpośrednio przy projektowaniu nowych maszyn elektrycznych dużej mocy.

W wersjach **1** i **4** każdego wariantu — przy zadanym wysięgu promieniowym w_p i osiowym w_{os} — wyznaczane są odległości d_j między głównymi łukami stożkowymi ***6*** sąsiednich półcewek uzwojenia stojana, możliwe do osiągnięcia przy zadanych wysięgach w_p i w_{os}.

W wersjach **2** i **3** każdego wariantu zadaje się wymaganą odległość d_{gz} między głównymi łukami stożkowymi ***6*** sąsiednich górnych półcewek, której uzyskanie jest realizowane przez dobór wysięgu promieniowego $w_p \rightarrow$ w wersji **2** oraz wysięgu osiowego $w_{os} \rightarrow$ w wersji **3**.

Wariant **C** umożliwia uzyskanie najbardziej korzystnego rozwiązania konstrukcyjnego cewki uzwojenia stojana, ponieważ:

— przy zadanych zarysach czół przez w_p i w_{os} uzyskuje się większą odległość d_g, między bokami łuków ***6*** górnych półcewek w porównaniu z wariantem **B**,

— równe odległości d_j między bokami łuków ***6*** umożliwiają stosowanie przekładek dystansowych o tych samych wymiarach w dolnej i górnej warstwie uzwojenia stojana.

Rozwinięte schematy blokowe programu obliczeń komputerowych przedstawiono: na rys. 2.8 → dla wariantu **A**, a na rys. 2.9 → dla wariantów **B** i **C**. Podane na tych rysunkach symbole odpowiednio oznaczają:

d_j, d_{gz}, d_{gos} – założone do obliczeń: zadana, wymagana dla $j = g$ oraz obliczona średnia odległość między bokami łuków ***6*** dla $j = g$,

d_{Qj}, d_{Qjs} – obliczone w punktach oraz średnie odległości między liniami średnimi łuków ***6*** j-tych półcewek,

δ_j, δ_{sj} – obliczone i wymagane kąty rozpiętości j-tych półcewek, spełniające warunek styczności w główce cewki,

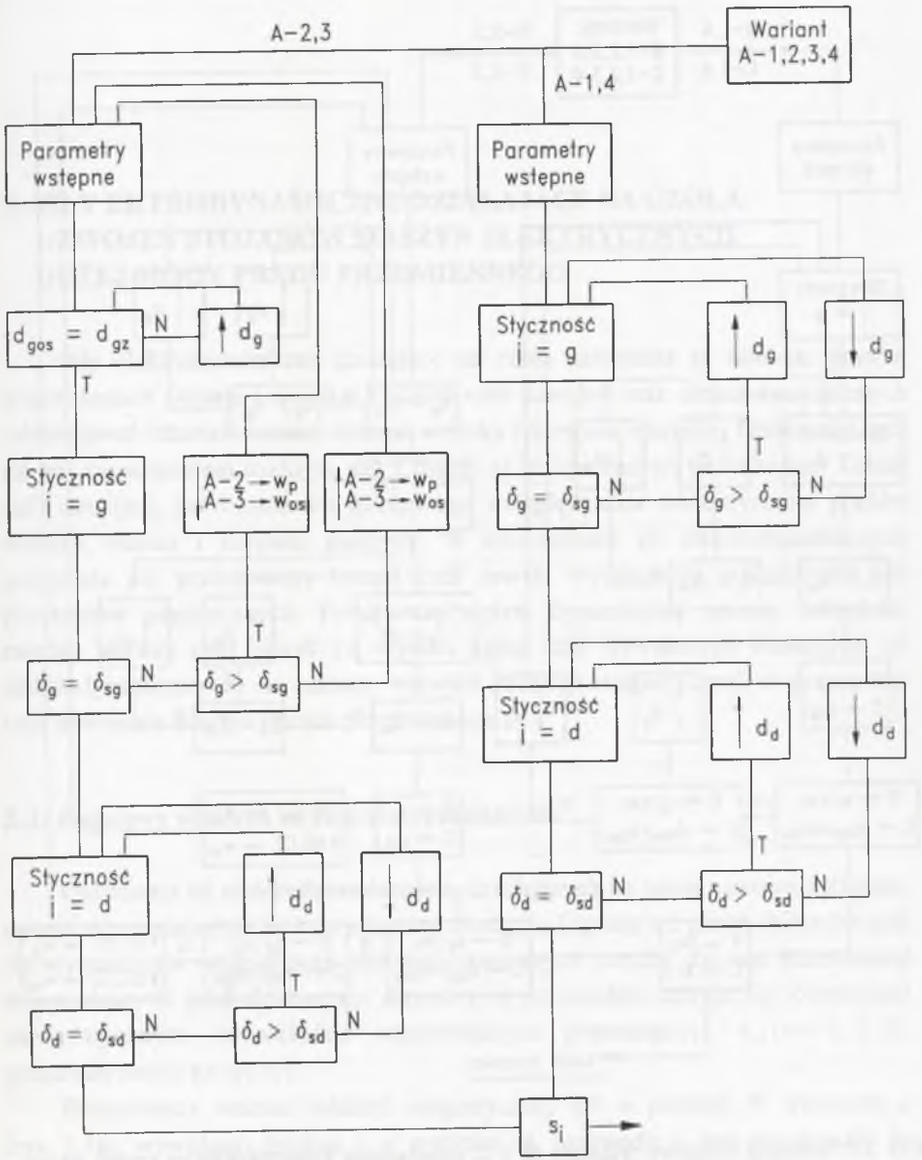
s_j – długość linii średniej j-tej półcewki,

w_p – wysięg promieniowy czoła dolnej półcewki,

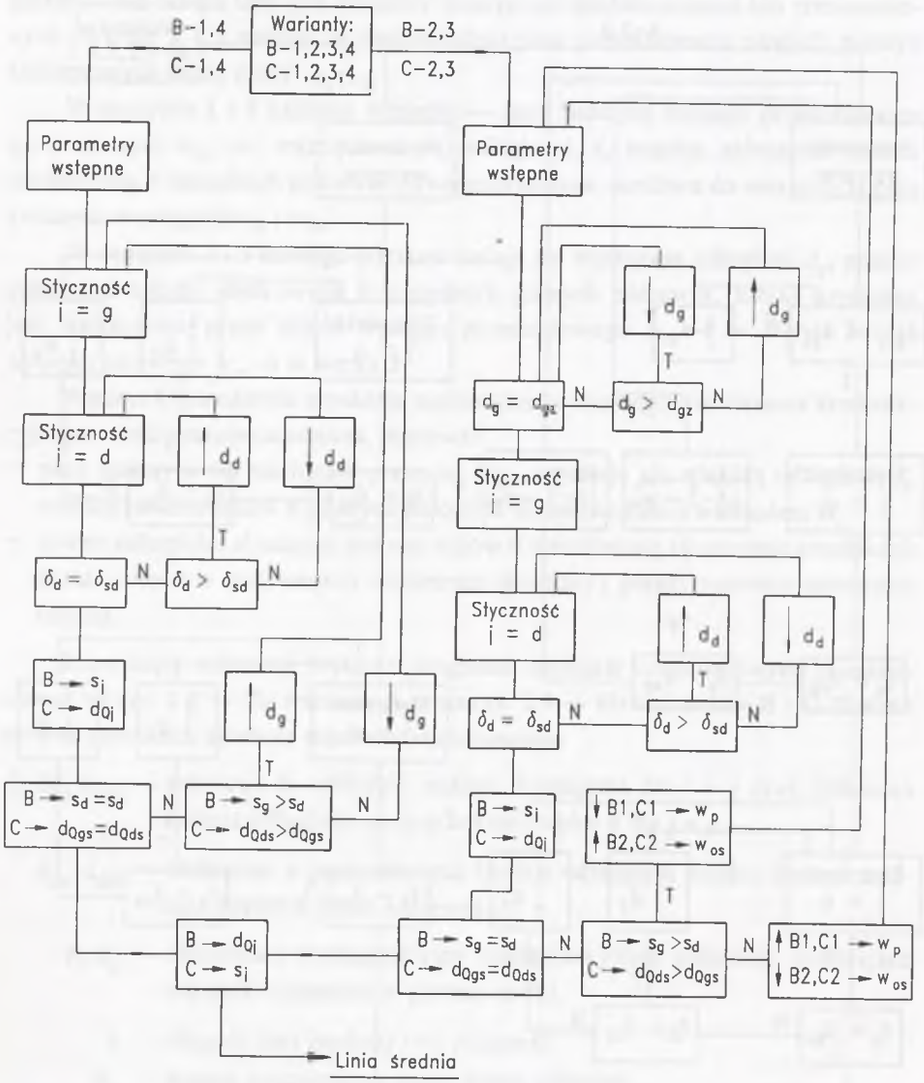
w_{os} – wysięg osiowy główki cewki,

T, N – wymagany warunek spełniony, niespełniony,

↑,↓ – zwiększenie, zmniejszenie zadanej wartości.



Rys. 2.8. Schemat blokowy wariantu **A** rozwiązania konstrukcyjnego cewek uzwojenia stojana
Fig. 2.8. Block diagram of the alternative solution A involving the construction of stator winding coils



Rys. 2.9. Schemat blokowy wariantu **B** i **C** rozwiązania konstrukcyjnego cewek uzwojenia stojana

Fig. 2.9. Block diagram of the alternative solutions **B** and **C** involving the construction of stator winding coils

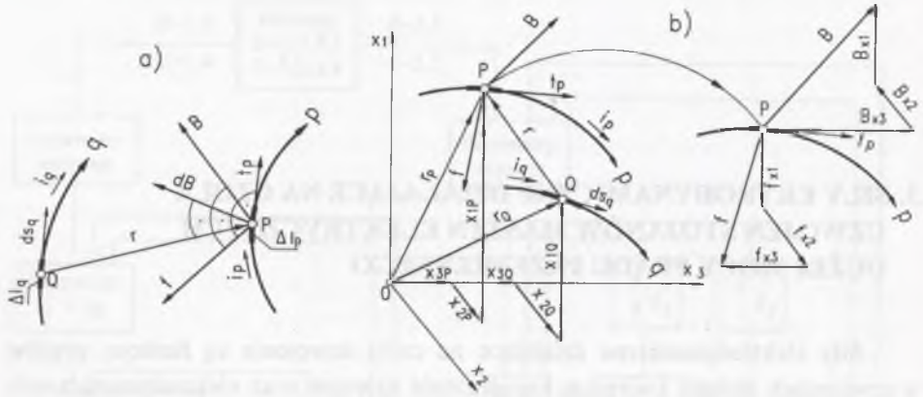
3. SIŁY EKTRODYNAMICZNE DZIAŁAJĄCE NA CZOŁA UZWOJEŃ STOJANÓW MASZYN ELEKTRYCZNYCH DUŻEJ MOCY PRĄDU PRZEMIENNEGO

Siły elektrodynamiczne działające na czoła uzwojenia są funkcją: prądów w uzwojeniach stojana i wirnika, kształtu czół uzwojeń oraz elektrodynamicznych oddziaływań rdzenia stojana, rdzenia wirnika i korpusu maszyny. Obliczenie tych sił jest zagadnieniem trudnym, tak z uwagi na krzywoliniowy przestrzenny kształt czół uzwojeń, jak i trudności dokładnego uwzględnienia oddziaływania prądów wirnika, rdzeni i korpusu maszyny. W obliczeniach sił elektrodynamicznych przyjmuje się przestrzenny kształt czół cewek, wyznaczony przez środki ich przekrojów poprzecznych. Pomija się wpływ dynamicznej zmiany odległości między bokami czół cewek (w wyniku ugięć czół wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych) na zmiany wartości indukcji magnetycznej w przestrzeni czół uzwojenia maszyny prądu przemiennego.

3.1. Podstawy obliczeń sił elektrodynamicznych

Obliczenia sił elektrodynamicznych, działających na czoła uzwojenia stojana, opiera się na metodzie wykorzystującej równania Laplace'a i prawa Biota-Savarta do wyznaczania oddziaływań elektrodynamicznych między dwoma przewodami przewodzącymi prąd elektryczny. Kształt tych przewodów opisuje się równaniami parametrycznymi w układzie współrzędnych prostokątnych x_w ($w = 1, 2, 3$), przedstawionym na rys.3.1.

Elementarny wektor indukcji magnetycznej $d\boldsymbol{B}$ w punkcie P przewodu p (rys. 3.1a), wywołanej prądem i_q w wycinku Δl_q przewodu q, jest prostopadły do płaszczyzny utworzonej przez ten punkt oraz wektor ds_q, styczny do przewodu q w punkcie Q.



Rys. 3.1. Oddziaływanie elektrodynamiczne między przewodami p i q
Fig. 3.1. Electrodynamic interaction between conductors p and q

Wypadkowy wektor indukcji magnetycznej $\boldsymbol{B}$ w punkcie P — wywołanej prądem i_q płynącym w przewodzie q o długości l_q — wyznacza zależność

$$\boldsymbol{B} = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{l_q} \frac{[\mathrm{d}\boldsymbol{s}_q \times \boldsymbol{r}]}{|\boldsymbol{r}|^3} i_q, \tag{3.1}$$

w której:

μ_0 – przenikalność magnetyczna próżni,

$\mathrm{d}\boldsymbol{s}_q$ – wektor elementarny, styczny do przewodu q w punkcie Q,

$\boldsymbol{r}$ – wektor od punktu Q do punktu P o długości $|\boldsymbol{r}|$,

i_q – prąd w przewodzie q, zgodny ze zwrotem wektora $\mathrm{d}\boldsymbol{s}_q$.

Wektor liniowej gęstości siły elektrodynamicznej $\boldsymbol{f}$ w punkcie P elementarnego wycinka Δl_p przewodu p, wywołanej oddziaływaniem prądu i_p tego przewodu i indukcji magnetycznej $\boldsymbol{B}$ w tym punkcie, wytworzonej przez prąd i_q, jest równy

$$\boldsymbol{f} = i_p [\boldsymbol{t}_p \times \boldsymbol{B}], \tag{3.2}$$

gdzie:

$\boldsymbol{t}_p$ – wektor jednostkowy, styczny do przewodu p w punkcie P,

i_p – prąd w przewodzie p, zgodny ze zwrotem wektora $\boldsymbol{t}_p$.

Położenia punktów P na przewodzie p oraz punktów Q na przewodzie q wyznaczają odpowiednio wektory wodzące $\boldsymbol{r}_P$ i $\boldsymbol{r}_Q$ (rys. 3.1 b). W układzie współrzędnych x_w (w = 1, 2, 3) składowe tych wektorów opisuje się równaniami parametrycznymi o parametrze m. Wektory wodzące mają składowe

$$\boldsymbol{r}_P = [x_{1P}, x_{2P}, x_{3P}], \quad \boldsymbol{r}_Q = [x_{1Q}, x_{2Q}, x_{3Q}]. \tag{3.3}$$

Różnica tych wektorów jest wektorem $\boldsymbol{r}$; wodzącym punkty Q na przewodzie q względem punktu P na przewodzie p. Wektor

$$\boldsymbol{r} = \boldsymbol{r}_P - \boldsymbol{r}_Q = [x_{wP} - x_{wQ}], \; w = 1, 2, 3, \tag{3.4}$$

a jego moduł

$$|\boldsymbol{r}| = \sqrt{\sum_w (x_{wP} - x_{wQ})^2}. \tag{3.5}$$

Wektor elementarny $\mathrm{d}\boldsymbol{s}_q$, styczny do przewodu q w punkcie Q, ma składowe

$$\mathrm{d}\boldsymbol{s}_q = \left[\frac{\mathrm{d}x_{1Q}}{\mathrm{d}m}, \frac{\mathrm{d}x_{2Q}}{\mathrm{d}m}, \frac{\mathrm{d}x_{3Q}}{\mathrm{d}m}\right], \tag{3.6}$$

gdzie m jest parametrem ($m \in \langle 0, 1 \rangle$).

Wektor jednostkowy $\boldsymbol{t}_p$, figurujący w równaniu (3.2), można zapisać w postaci

$$\boldsymbol{t}_p = \mathrm{col}(t_{px_w}) = \mathrm{col}\left(\frac{\frac{dx_{wP}}{dm_P}}{\sqrt{\frac{dx_{1P}}{dm}^2 + \frac{dx_{2P}}{dm}^2 + \frac{dx_{2P}}{dm}^2}} \right), \quad w = 1, 2, 3. \tag{3.7}$$

W obliczeniach liniowej gęstości sił elektrodynamicznych dla różnych wartości prądów celowe jest wcześniejsze jej obliczenie dla prądów $i_p = i_q = i_o = 1\mathrm{A}$ zgodnych z orientacją przewodów p i q. Liniowa gęstość tych sił zależy wówczas tylko od wzajemnej konfiguracji przewodów. Dla rzeczywistych wartości prądów należy pomnożyć obliczone wartości sił przez wartości względne prądów

$$i_{(r)p} = \frac{i_p}{i_o} \quad \text{oraz} \quad i_{(r)q} = \frac{i_q}{i_o} \tag{3.8}$$

Po wprowadzeniu wzorów (3.4), (3.5), (3.6) do równania (3.1) i równoczesnym oznaczeniu przez a_{xw} w-tej składowej wektora $[\mathrm{d}\boldsymbol{s}_q \times \boldsymbol{r}]$, przy czym:

$$a_{x1}=\frac{dx_{2Q}}{dm}(x_{3P}-x_{3Q})-\frac{dx_{3Q}}{dm}(x_{2P}-x_{2Q}),$$
$$a_{x2}=\frac{dx_{3Q}}{dm}(x_{1P}-x_{1Q})-\frac{dx_{1Q}}{dm}(x_{3P}-x_{3Q}), \qquad (3.9a)$$
$$a_{x3}=\frac{dx_{1Q}}{dm}(x_{2P}-x_{2Q})-\frac{dx_{2Q}}{dm}(x_{1P}-x_{1Q}),$$

oraz przyjęciu $i_q=i_o=1\text{A}$ wyznacza się składowe wektora $\boldsymbol{B}_o$ w punkcie P przewodu p:

$$\boldsymbol{B}^o=\operatorname{col}\left(B^o_{xw}\right)=\operatorname{col}\left(\frac{\mu_o i_o}{4\pi}\int_0^1 \frac{a_{xw}}{\left[(x_{1P}-x_{1Q})^2+(x_{2P}-x_{2Q})^2(x_{3P}-x_{3Q})^2\right]^{\frac{3}{2}}}\right)dm, \qquad (3.9b)$$

a następnie składowe wektora indukcji magnetycznej $\boldsymbol{B}$ w punkcie P, wywołanej prądem i_q o dowolnej wartości

$$\boldsymbol{B}=\operatorname{col}\left(B_{xw}\right)=i_{(r)q}\operatorname{col}\left(B^o_{xw}\right). \qquad (3.10)$$

Po uwzględnieniu zależności (3.7) i (3.9b) w równaniu (3.2) wyznacza się wektor liniowej gęstości siły elektrodynamicznej $\boldsymbol{f}^o$ w punkcie P przewodu p, występującej przy prądach jednostkowych i_o w przewodach. Wektor ten będzie dalej nazywany ***wektorem podatności elektrodynamicznej***. Wyznaczają go składowe

$$\boldsymbol{f}^o=\operatorname{col}\left(f^o_{xw}\right)=i_o\begin{bmatrix} t_{px_2}B^o_{x_3}-t_{px_3}B^o_{x_2}\\ t_{px_3}B^o_{x_1}-t_{px_1}B^o_{x_3}\\ t_{px_1}B^o_{x_2}-t_{px_2}B^o_{x_1}\end{bmatrix}. \qquad (3.11)$$

Wektor liniowej gęstości siły elektrodynamicznej $\boldsymbol{f}$ w punkcie P przewodu p, wywołanej prądami i_p oraz i_q ma współrzędne

$$\boldsymbol{f}=\operatorname{col}\left(f_{xw}\right)=i_{(r)p}i_{(r)q}\operatorname{col}\left(f^o_{xw}\right), \qquad (3.12)$$

przy czym prądy w przewodach p i q, zgodne z ich orientacją, uważa się za dodatnie.

3.2. Metoda obliczeń sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych prądu przemiennego

Liniową gęstość sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana wyznacza się przez superpozycję oddziaływań elektrodynamicznych decydująco wpływających na ich wartość. I tak uwzględnia się:

— oddziaływanie prądów w uzwojeniu stojana,
— oddziaływanie prądów w uzwojeniach lub obwodach zastępczych wirnika,
— wpływ rdzenia stojana i wirnika oraz wpływ korpusu maszyny elektrycznej.

Przyjmuje się prądy stojana w nitkowych (o pomijalnie małych przekrojach poprzecznych) cewkach jego uzwojenia oraz prądy wirnika w nitkowych uzwojeniach wirnika lub jego obwodach zastępczych.

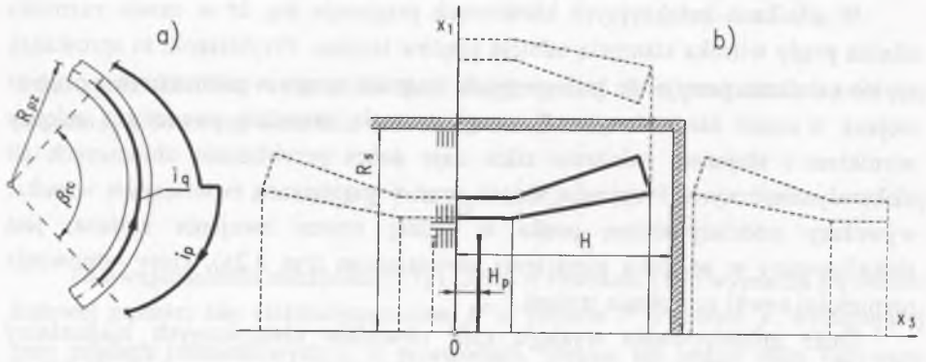
W silnikach indukcyjnych klatkowych przyjmuje się, że w czasie rozruchu silnika prądy wirnika stanowią odbicie prądów stojana. Przybliżenie to sprowadza się do założenia pomijalnie małego prądu magnesującego w porównaniu z prądem stojana w stanie nieustalonym. Z uwagi na małą szczelinę powietrzną między wirnikiem i stojanem założenie takie daje dobre przybliżenie obliczanych sił elektrodynamicznych. Przyjmuje się, że prąd w pierścieniu zwierającym wirnika, wywołany oddziaływaniem prądu w jednej cewce zwojenia stojana, jest zlokalizowany w wycinku pierścienia zwierającego (rys. 3.2a), który odpowiada rozpiętości cewki uzwojenia stojana.

Duże zróżnicowanie wysięgu czół obwodów elektrycznych magneśnicy turbogeneratora wymaga wyodrębnienia wartości prądów w poszczególnych obwodach czół uzwojenia wzbudzenia. Przyjmuje się, że zastępcze przypowierzchniowe strugi prądów wirowych (łącznie z prądami ewentualnej rzeczywistej klatki tłumiącej) zamykają się w nitkowych umyślonych pierścieniach zwierających, umiejscowionych w cylindrze wirnika w założonej małej odległości od jego płaszczyzny granicznej. Pomija się oddziaływanie strug prądów wirowych umiejscowionych w głębi rdzenia wirnika.

Wpływ ferromagnetycznego rdzenia stojana i wirnika oraz korpusu maszyny elektrycznej na liniową gęstość sił elektrodynamicznych wyznacza się w oparciu o metodę odbić zwierciadlanych. Mimo to, że ta metoda dotyczy przede wszystkim pól statycznych, to jest także stosowana do prądów przemiennych [83]. Należy jednak uwzględnić wpływ prądów wirowych indukowanych w ferromagnetyku, które dają efekt pozornego zmniejszenia przenikalności magnetycznej materiału oraz zniekształcają obraz pola magnetycznego, powodując jego przesunięcie

fazowe. Dlatego w obliczeniach liniowej gęstości sił elektrodynamicznych wprowadza się współczynnik μ_r, uwzględniający w ogólnych przypadku wpływ ścian ferromagnetycznych bądź nieferromagnetycznych na przewody z prądem. W przypadku ścian stalowych oraz pakietu stojana można na podstawie badań przyjąć, iż te materiały nie powodują przesunięcia fazowego prądów odbitych, a współczynnik μ_r przyjmuje wartości od 0,9 do 0,95.

Przy wyznaczaniu wpływu ścian metalowych na liniową gęstość sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana uwzględnia się najbliższe odbicia uzwojeń względem płaszczyzn i powierzchni granicznych. Odbicia te zaznaczono na rys. 3.2b linią kreskową.



Rys. 3.2. Usytuowanie czół uzwojenia stojana i pierścienia zwierającego zastępczą klatkę wirnika: a) segment zastępczy wycinka pierścienia zwierającego, b) usytuowanie najbliższych odbić czół uzwojenia

Fig. 3.2. Location of stator end windings and the ring short-circuiting the rotor equivalent: a) equivalent segment of the ring sector, b) location of the nearest reflection of end windings

3.3. Model fizyczny czół uzwojeń maszyn elektrycznych dużej mocy prądu przemiennego

Zapis analityczny kształtu czół cewek uzwojenia stojana (podany w rozdz. 2) umożliwia przeprowadzenie obliczeń liniowej gęstości sił elektrodynamicznych, działających na czoła jego uzwojenia, przy uwzględnieniu ich rzeczywistego kształtu. Jednak z uwagi na to, że elementy wykorbienia czół półcewek (i = 3, 4, 5 na rys. 2.1) oraz elementy przejść (i = 7, 8) są stosunkowo krótkie w porównaniu z głównym łukiem stożkowym **6**, dokonuje się uproszczeń rzeczywistego kształtu czół cewek. Dokonuje się także nieznacznych uproszczeń w kształcie uzwojeń wirnika maszyny elektrycznej. Uproszczenia te nie mają znaczącego wpływu na wartość liniowej gęstości sił elektrodynamicznych. Uproszczone kształty uzwojenia stojana i wirnika tworzą ***uproszczony model fizyczny uzwojeń maszyny elektrycznej***, przyjęty w obliczeniach sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana.

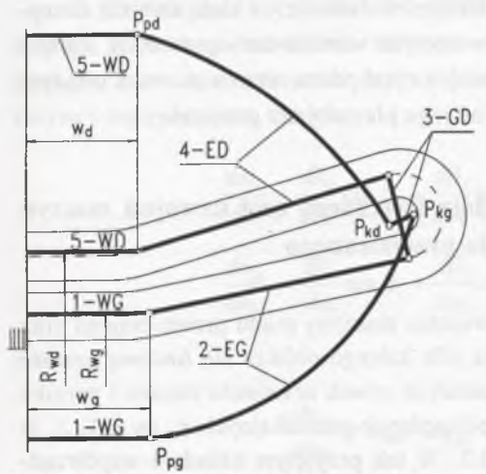
Czoło cewki uzwojenia stojana maszyny elektrycznej dużej mocy, ułożone na dwóch powierzchniach stożkowych, zastępuje się przewodem nitkowym pokrywającym się z linią średnią czoła cewki (rys. 3.3), przy czym:

— zakłada się bezpośrednie przejście prostoliniowego wysięgu żłobkowego półcewki w jej główny łuk stożkowy,

— przyjmuje się prostoliniowy wysięg żłobkowy w_j ($j = d, g$) równy odległości punktu P_{pj} (w którym przedłużenie linii średniej głównego łuku stożkowego **6** przebija płaszczyznę wyznaczoną przez wysięg żłobkowy **2** i oś wzdłużną maszyny) od płaszczyzny granicznej rdzenia stojana,

— przyjmuje się, że główny łuk stożkowy półcewki jest zawarty pomiędzy punktem P_{pj} i P_{kj}, w którym przedłużenie linii tego łuku przebija płaszczyznę symetrii główki cewki,

— główkę cewki zastępuje się odcinkiem łączącym punkty P_{kj} głównych łuków stożkowych **6** dolnej i górnej półcewki.



Rys. 3.3. Kształt modelu fizycznego czoła uzwojenia stojana

Fig. 3.3. Physical model of a stator end winding

W tak przyjętym modelu fizycznym czoła cewki uzwojenia stojana wyróżnia się pięć elementów składowych (rys. 3.3), a mianowicie:

$i = 1 \rightarrow$ (1-WG) – prostoliniowy wysięg żłobkowy górnej półcewki,

$i = 2 \rightarrow$ (2-EG) – główny łuk stożkowy górnej półcewki,

$i = 3 \rightarrow$ (3-DG) – prostoliniowy odcinek zastępujący główkę cewki,

$i = 4 \rightarrow$ (4-ED) – główny łuk stożkowy dolnej półcewki,

$i = 5 \rightarrow$ (5-WD) – prostoliniowy wysięg żłobkowy dolnej półcewki.

Pierścień zwierający klatkę wirnika silnika indukcyjnego zastępuje się przewodem nitkowym w kształcie okręgu, przechodzącym przez środki ciężkości przekrojów poprzecznych pierścienia. Można pominąć wpływ prądów w krótkich wysięgach prętów klatki wirnika na liniową gęstość sił elektrodynamicznych, działających na czoła uzwojenia stojana.

Uzwojenie wzbudzenia turbogeneratora zastępuje się przewodami nitkowymi, przechodzącymi przez środki przekrojów poprzecznych cewek tego uzwojenia. Pomija się łuki przejścia między prostoliniowymi wysięgami żłobkowymi i łukowymi elementami czół cewek uzwojenia wzbudzenia, a przyjmuje się bezpośrednie przejście między nimi.

Umyślony pierścień zwierający, w którym zakłada się, że zamykają się zastępcze przypowierzchniowe strugi prądów wirowych wirnika turbogeneratora i prądy ewentualnej klatki tłumiącej, przyjmuje się, że jest przewodem nitkowym leżącym na cylindrze wirnika w małej odległości od jego płaszczyzny granicznej.

3.4. Zapis analityczny kształtu modelu fizycznego czół uzwojeń maszyn elektrycznych dużej mocy prądu przemiennego

Kształt modelu fizycznego czół uzwojenia maszyny prądu przemiennego oraz położenie czoła cewki uzwojenia stojana (dla którego oblicza się ***liniową gęstość sił elektrodynamicznych***) względem pozostałych cewek uzwojenia stojana i wirnika opisuje się w stacjonarnym układzie współrzędnych prostokątnych x_w (w = 1, 2, 3) przyjętym w sposób podany w rozdz. 2.2. W tak przyjętym układzie współrzędnych położenie punktów i-tego elementu modelu uzwojeń maszyny prądu przemiennego wyznaczają współrzędne określone równaniami parametrycznymi, analogicznymi do równań (2.9). Z uwagi na połączenie czół j-tych półcewek uzwojenia stojana w jedną całość oraz uwzględnienie czół uzwojenia wirnika pomija się indeks "j" w tych równaniach. Wobec tego:

$$x_{1i} = R_i \cos\beta_i, \tag{3.13a}$$

$$x_{2i} = R_i \sin\beta_i \tag{3.13b}$$

oraz

$$x_{3i} = x_{3pi} + (x_{3ki} - x_{3pi})m_i, \quad m_i \in \langle 0, 1\rangle \tag{3.13c}$$

dla elementów prostoliniowych, a dla elementów łukowych

$$x_{3i} = x_{3pi} + x_{3\varphi i}, \tag{3.13d}$$

gdzie:

R_i – rzut promienia wodzącego punktu modelu fizycznego uzwojenia na płaszczyznę x_1 - x_2 układu współrzędnych,

β_i – kąt między osią x_1 i rzutem R_i promienia wodzącego ,

x_{3pi} – współrzędna x_{3i} początkowego punktu i-tego elementu modelu uzwojenia,

x_{3ki} – współrzędna x_{3i} końcowego punktu i-tego elementu modelu uzwojenia,

$x_{3\varphi j}$ – współrzędna x_{3i} punktu modelu fizycznego uzwojenia zależna od kąta φ_i,

m_i – parametr ($m_i \in \langle 0,1\rangle$).

Z równań (3.13) wyznacza się składowe wektora stycznego do linii zarysu modelu fizycznego uzwojenia maszyny elektrycznej w dowolnie obranym jej punkcie, które są równe pochodnym składowych wektora wodzącego punktu linii zarysu i-tego elementu modelu:

$$\frac{dx_{1i}}{dm_i} = \frac{dR_i}{dm_i}\cos\beta_i - \frac{d\beta_i}{dm_i}\sin\beta_i, \tag{3.14a}$$

$$\frac{dx_{2i}}{dm_i} = \frac{dR_i}{dm_i}\sin\beta_i + \frac{d\beta_i}{dm_i}\cos\beta_i \tag{3.14b}$$

oraz

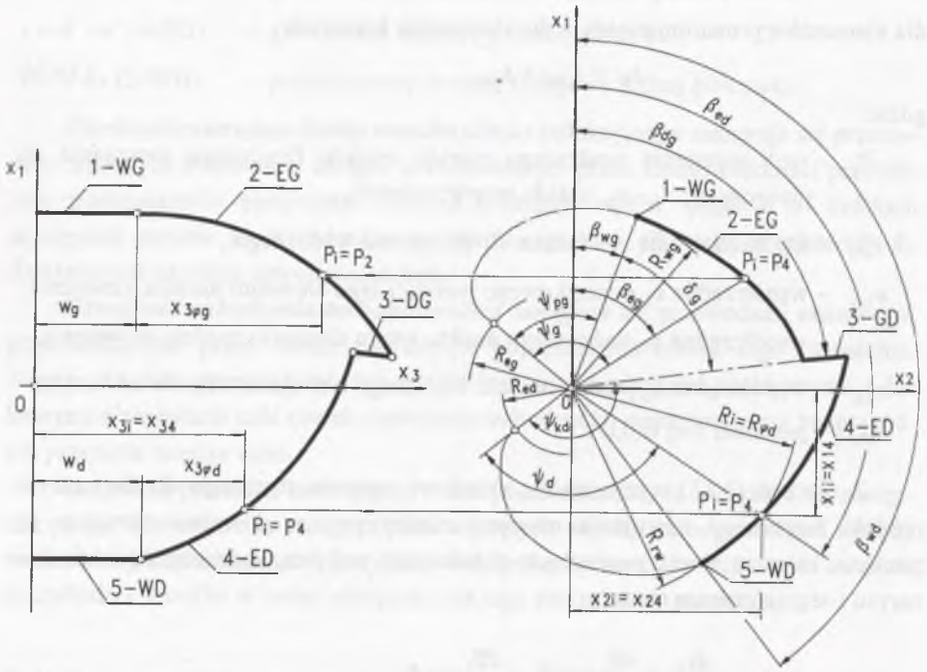
$$\frac{dx_{3i}}{dm_i} = x_{3ki} - x_{3pi} \tag{3.14c}$$

dla elementów prostoliniowych, a dla elementów łukowych

$$\frac{dx_{3i}}{dm_i} = \frac{dx_{3\varphi i}}{dm_i}. \tag{3.14d}$$

3.4.1. Czoła cewek uzwojenia stojana silnika indukcyjnego dużej mocy

Linia modelu fizycznego czoła cewki uzwojenia stojana (rys. 3.4) jest linią zorientowaną od początkowego punktu elementu $i = 1 \rightarrow$ (1-WG) do końcowego punktu elementu $i = 5 \rightarrow$ (5-WD).



Rys. 3.4. Model fizyczny czoła cewki uzwojenia stojana w układzie współrzędnych x_w
Fig. 3.4. Physical model of a stator winding coil overhang in coordinate system x_w

Elementy: $i = 1$ oraz $i = 5$ są odcinkami równoległymi do osi x_3 — wobec tego promienie R_i odpowiednio wynoszą: dla $i = 1 \rightarrow R_1 = R_{wg}$, a dla $i = 5 \rightarrow R_5 = R_{wd}$. Kąty β_i dla tych elementów, odpowiadające n-tej cewce uzwojenia stojana, wynikają z następujących zależności:

— dla $i = 1 \rightarrow$

$$\beta_1 = \beta_{wg} = \frac{2\pi}{Q_s}(n-1), \tag{3.15a}$$

— dla $i = 5 \rightarrow$

$$\beta_5 = \beta_{wd} = \frac{2\pi}{Q_s}\left(y_{Qs} + n - 1\right), \tag{3.15b}$$

w których:

Q_s – liczba żłobków pakietu stojana,

y_{Qs} – poskok uzwojenia stojana,

$n = 1, 2, \ldots Q_s$ – kolejna cewka uzwojenia stojana, przy czym cewka, której górna półcewka jest ułożona w żłobku nr 1 pakietu stojana, odpowiada cewce $n = 1$.

Elementy $i = 2$ oraz $i = 4$ są łukami leżącymi na pobocznicach stożków górnej ($i = 2$) i dolnej ($i = 4$) warstwy uzwojenia stojana i pokrywają się z liniami średnimi głównych łuków stożkowych *6* (rys. 2.2) czół półcewek.

W zapisie matematycznym kształtu tych elementów wykorzystuje się zależności i równania podane w rozdz. 2.2. Promienie R_i wynikają ze wzoru (2.6) po przyrównaniu $R_i = R_{\varphi j}$, przy czym: elementowi $i = 2$ odpowiada indeks $j = g$, a elementowi $i = 4$ odpowiada indeks $j = d$. Elementy te mają rozpiętość kątową równą różnicy kątów $\varphi_{kj} - \varphi_{pj}$, obliczanych według wzorów (2.12), przy takim samym przyporządkowaniu indeksów j. Graniczne wartości kąta $\varphi_j = f(\psi_{pj}, \psi_{kj})$ w równaniu (2.6) otrzymuje się z równania (2.5), po podstawieniu za ψ_j wartości kątów ψ_{pj} i ψ_{kj}. Kąty φ_i dla tych elementów wyznacza zależność

$$\varphi_i = \varphi_{pj} + \left(\varphi_{kj} - \varphi_{pj}\right) m_i, \qquad i = 2, 4, \tag{3.16}$$

przy czym dla $i = 2 \rightarrow j = g$, a dla $i = 4 \rightarrow j = d$.

Kąty β_i dla punktów elementów $i = 2$ oraz $i = 4$, odpowiednio wynoszą:

$$\beta_2 = \beta_{eg} = \frac{2\pi}{Q_s}(n-1) + \left(\psi_g - \psi_{pg}\right), \tag{3.17a}$$

$$\beta_4 = \beta_{ed} = \frac{2\pi}{Q_s}\left(y_{Qs} + n - 1\right) + \left(\psi_d - \psi_{kd}\right), \tag{3.17b}$$

przy czym kąt ψ_j ($j = d, g$) wynika ze wzoru (2.5).

Korzystając z równań opisujących linię średnią głównych łuków stożkowych *6* (rys. 2.1) j-tych półcewek uzwojenia stojana otrzymuje się

$$x_{3\varphi i} = x_{3\varphi j} = R_{ej}\cos\beta_j\left(\sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_j^2} - \sqrt{\sin^2\gamma_j + \varphi_{pj}^2}\right), \tag{3.18}$$

przy czym: dla $i = 2 \rightarrow j = g$, a dla $i = 4 \rightarrow j = d$.

Element $i = 3$ jest odcinkiem łączącym końcowy punkt P_{kg} elementu $i = 2$ z punktem P_{kd}, który jest początkowym punktem elementu $i = 4$. Odcinek ten leży w płaszczyźnie przechodzącej przez oś x_3 układu współrzędnych. Promień R_i dla tego elementu

$$R_3 = R_{dg} = R_{\varphi kg} + \left(R_{\varphi pd} - R_{\varphi kg}\right) m_3, \qquad m_3 \in \langle 0, 1 \rangle, \tag{3.19}$$

przy czym promień $R_{\varphi kg}$ oblicza się według wzoru (2.5) dla kąta φ_2 odpowiadającego $m_2 = 1$, zaś promień $R_{\varphi pd}$ wynika również z tego wzoru, lecz dla kąta φ_4 przy $m_4 = 0$.

Kąt β_i dla elementu $i = 3$ wynosi

$$\beta_3 = \beta_{dg} = \delta_g + \frac{2\pi}{Q_s}(n-1), \qquad n = 1, 2, \ldots, Q_s, \tag{3.20}$$

gdzie δ_g jest kątową rozpiętością górnej półcewki obliczaną według wzoru (2.13).

Zestawienie wzorów do obliczenia w stacjonarnym układzie współrzędnych x_w kształtu modelu fizycznego czół n-tych cewek uzwojenia stojana oraz ich odbić względem płaszczyzn i powierzchni granicznych podano w tablicy 3.1, a zestawienie wzorów pomocniczych do wyznaczenia składowych stycznych do tych linii podano w tablicy 3.2. Przez A_j i B_j, występujące w tablicy 3.2, oznaczono:

$$A_j = R_{ej} \frac{\left(\varphi_{kj} - \varphi_{pj}\right)\varphi_j}{\sqrt{\sin^2 \gamma_j + \varphi_j^2}}, \qquad B_j = R_{ej} \frac{\left(\varphi_{kj} - \varphi_{pj}\right)\varphi_j^2}{1 + \varphi_j^2}, \tag{3.21}$$

przy czym dla elementu $i = 2 \rightarrow j = g$, a dla segmentu $i = 4 \rightarrow j = d$.

Tablica 3.1

Wzory wyznaczające kształt modelu fizycznego czół uzwojenia stojana

Lp.	Położenie czół	Element czoła i	Wielkości				
			R_i	β_i	x_{3pi}	x_{3ki}	$x_{3\varphi i}$
1	Czoła cewek uzwojenia stojana	1-WG	R_{wg}	β_{wg}	0	w_g	—
		2-EG	$R_{\varphi g}$	β_{eg}	w_g	—	$x_{3\varphi g}$
		3-GD	R_{dg}	δ_g	x_{3kg}	x_{3pd}	—
		4-ED	$R_{\varphi d}$	β_{ed}	w_d	—	$x_{3\varphi d}$
		5-WD	R_{wd}	β_{wd}	w_d	0	—
2	Odbicie czół względem pakietu stojana	1-WG	R_{wg}	β_{wg}	0	$-w_g$	—
		2-EG	$R_{\varphi g}$	β_{eg}	$-w_g$	—	$-x_{3\varphi g}$
		3-GD	R_{dg}	δ_g	x_{3kg}	x_{3pd}	—
		4-ED	$R_{\varphi d}$	β_{ed}	$-w_d$	—	$-x_{3\varphi d}$
		5-WD	R_{wd}	β_{wd}	$-w_d$	0	—
3	Odbicie czół względem korpusu maszyny	1-WG	$2R_s - R_{wg}$	β_{wg}	0	w_g	—
		2-EG	$2R_s - R_{\varphi g}$	β_{eg}	w_g	—	$x_{3\varphi g}$
		3-GD	$2R_s - R_{gd}$	δ_g	x_{3kg}	x_{3pd}	—
		4-ED	$2R_s - R_{\varphi g}$	β_{ed}	w_d	—	$x_{3\varphi d}$
		5-WD	$2R_s - R_{wd}$	β_{wd}	w_d	0	—
4	Odbicie czół względem obudowy bocznej	1-WG	R_{wg}	β_{wg}	$2H$	$2H - w_g$	—
		2-EG	$R_{\varphi g}$	β_{eg}	$2H - w_g$	—	$-x_{3\varphi g}$
		3-GD	R_{dg}	δ_g	x_{3kg}	x_{3pd}	—
		4-ED	$R_{\varphi d}$	β_{ed}	$2H - w_d$	—	$-x_{3\varphi d}$
		5-WD	R_{wd}	β_{wd}	$2H - w_d$	$2H$	—

Tablica 3.2

Wzory pomocnicze do wyznaczenia pochodnych promienia wodzącego punktów linii fizycznego uzwojenia stojana

Lp.	Położenie czół	Element czoła i	Pochodna		
			$\frac{dR_i}{dm_i}$	$\frac{d\beta_i}{dm_i}$	$\frac{dx_{\varphi i}}{dm_i}$
1	Czoła cewek uzwojenia stojana	1-WG	0	0	w_g
		2-EG	$A_g \sin\gamma_g$	B_g	$A_g \sin\gamma_g$
		3-GD	$R_{\varphi pd} - R_{\varphi kg}$	0	$x_{3pd} - x_{3kg}$
		4-ED	$-A_d \sin\gamma_d$	$-B_d$	$-A_d \cos\gamma_d$
		5-WD	0	0	$-w_d$
2	Odbicie czół względem pakietu stojana	1-WG	0	0	$-w_g$
		2-EG	$A_g \sin\gamma_g$	B_g	$-A_g \cos\gamma_g$
		3-GD	$R_{\varphi pd} - R_{\varphi kg}$	0	$x_{3pd} - x_{3kg}$
		4-ED	$-A_d \sin\gamma_d$	$-B_d$	$A_d \cos\gamma_d$
		5-WD	0	0	w_d
3	Odbicie czół względem korpusu maszyny	1-WG	0	0	w_g
		2-EG	$-A_g \sin\gamma_g$	B_g	$A_g \cos\gamma_g$
		3-GD	$R_{\varphi pd} - R_{\varphi kg}$	0	$x_{3pd} - x_{3kg}$
		4-ED	$A_d \sin\gamma_d$	$-B_d$	$-A_d \sin\gamma_d$
		5-WD	0	0	$-w_d$
4	Odbicie czół względem obudowy bocznej	1-WG	0	0	$-w_g$
		2-EG	$A_g \sin\gamma_g$	B_g	$-A_g \cos\gamma_g$
		3-GD	$R_{\varphi pd} - R_{\varphi kg}$	0	$x_{3pd} - x_{3kg}$
		4-ED	$-A_d \sin\gamma_d$	B_d	$-A_d \cos\gamma_d$
		5-WD	0	0	w_d

3.4.2. Pierścień zwierający zastępczą klatkę wirnika silnika indukcyjnego

W przyjętym układzie współrzędnych x_w (w = 1, 2, 3) współrzędne punktów wycinka linii średniej pierścienia zwierającego klatkę wirnika silnika indukcyjnego o promieniu $R_i = R_{pz}$ i kącie rozpiętości $2\pi y_{Qs}/Q_s$ (rys. 3.2a) wyznaczają równania (3.13), a składowe stycznej do tej linii w dowolnie obranym jej punkcie wyznaczają wzory (3.14). Zestawienie zależności na wymiarowe parametry występujące w tych wzorach, a dotyczące pierścienia zwierającego, podano w tablicy 3.3, w której kąt

$$\beta_i = \beta_{pz} = \frac{2\pi}{Q_s}\left[n - 1 + y_{Qs}(1 - m_i)\right], \qquad m_i \in \langle 0, 1\rangle, \tag{3.22}$$

przy czym n = 1, 2,.., Q_s jest kolejną cewką uzwojenia stojana, której oddziaływanie na prąd w pierścieniu zwierającym klatkę wirnika uwzględnia się przy obliczaniu liniowej gęstości sił elektrodynamicznych, działających na czoła cewek uzwojenia stojana.

Tablica 3.3

Parametry wyznaczające kształt modelu fizycznego pierścienia zwierającego zastępczą klatkę wirnika silnika indukcyjnego

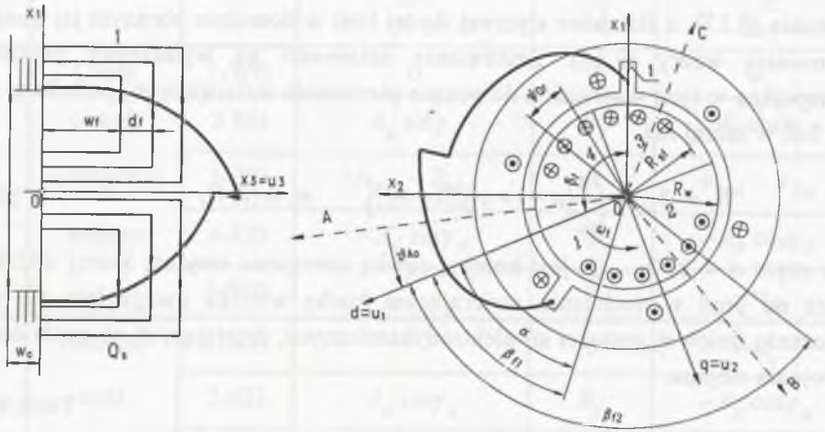
Lp.	Usytuowanie pierścienia	Parametr						
		R_i	β_i	x_{3pi}	$x_{3\varphi i}$	$\frac{dR_i}{dm_i}$	$\frac{d\beta_i}{dm_i}$	$\frac{dx_{3\varphi i}}{dm_i}$
1	Pierścień zwierający - PZ	R_{pz}	β_{pz}	H_p	0	0	$-\frac{2\pi}{Q_s} y_{Q_s}$	0
2	Odbicie pierścienia - OPZ	R_{pz}	β_{pz}	$-H_p$	0	0	$-\frac{2\pi}{Q_s} y_{Q_s}$	0

3.4.3. Uzwojenia i obwody elektryczne turbogeneratora

Zapis matematyczny kształtu modelu fizycznego czół uzwojenia stojana turbogeneratora jest analogiczny do zapisu modelu czół uzwojenia silnika indukcyjnego dużej mocy, podanego w rozdz. 3.4.1.

W zapisie analitycznym modelu fizycznego czół uzwojenia wzbudzenia oraz umyślnego pierścienia zwierającego, w którym zamykają się strugi prądów wiro-

wych wirnika, przyjmuje się dodatkowy układ współrzędnych u_w (w = 1, 2, 3) wirujący z prędkością kątową ω względem układu x_w (rys. 3.5). Osie u_1 i u_2 wirującego układu współrzędnych leżą w płaszczyźnie x_1 - x_2 układu x_w i pokrywają się odpowiednio z osiami ***d*** i ***q*** magneśnicy, a oś u_3 pokrywa się z osią x_3 układu x_w.



Rys. 3.5. Model fizyczny uzwojeń wirnika turbogeneratora
Fig. 3.5. Physical model of turbogenerator rotor windings

W układzie współrzędnych u_w, współrzędne punktów i-tych elementów modelu uzwojenia wzbudzenia oraz zastępczego pierścienia zwierającego zapisuje się równaniami parametrycznymi (3.13), po zastąpieniu oznaczeń współrzędnych x_w przez współrzędne u_w. Składowe wektorów stycznych do linii i-tych elementów modelu fizycznego uzwojenia wirnika otrzymuje się ze wzorów (3.14), przy takiej samej zamianie oznaczeń współrzędnych. Dla punktów prostoliniowych elementów modelu fizycznego cewki uzwojenia wzbudzenia, położonych w 1 i 4 ćwiartce układu współrzędnych u_w, obowiązuje kąt

$$\beta_{f1} = \pm\left[\frac{\pi}{2} - (n_w - 0{,}5)\,\psi_{Qr}\right], \qquad n_w = 1, 2, .., Q_r / 4, \tag{3.23a}$$

zaś dla punktów takich elementów modelu, położonych w 2 i 3 ćwiartce układu współrzędnych u_w, wynika kąt

$$\beta_{f2} = \pm\left[\frac{\pi}{2} + (n_w - 0{,}5)\,\psi_{Qr}\right], \qquad n_w = 1, 2, .., Q_r / 4. \tag{3.23b}$$

Znaki "+" odpowiadają punktom w 1 i 2 ćwiartce, a znaki "–" odpowiadają punktom w 3 i 4 ćwiartce układu współrzędnych u_w .

Położenie kątowe punktów łukowych elementów modelu fizycznego uzwojenia wzbudzenia, umiejscowionych w 1 i 4 ćwiartce układu współrzędnych u_w, określa się za pomocą kąta $\beta_{f4\text{-}1}$, a położenie kątowe punktów takich elementów, umiejscowionych w 2 i 3 ćwiartce tego układu współrzędnych określa kąt $\beta_{f3\text{-}2}$. Obowiązują przy tym następujące zależności:

$$\beta_{f4\text{-}1} = \beta_{f1}(2m_i - 1), \qquad m_i \in \langle 0, 1\rangle, \tag{3.24a}$$

$$\beta_{f3\text{-}2} = 2\pi - \beta_{f2} - 2(\pi - \beta_{f2})m_i \qquad m_i \in \langle 0, 1\rangle. \tag{3.24b}$$

Długość prostoliniowego elementu modelu fizycznego n-tej cewki uzwojenia wzbudzenia lub odległość jej elementu łukowego od płaszczyzny u_1 - u_2 układu u_w wynosi

$$w_n = w_f + d_f\left(\frac{Q_r}{4} - n\right), \qquad n = 1, 2, .., Q_r / 4. \tag{3.25}$$

Wielkości występujące we wzorach (3.23),...,(3.25) zaznaczono na rys. 3.5.

W zapisie analitycznym elementów zastępczego pierścienia zwierającego, w którym przyjmuje się strugi prądów wirowych, kąt α_c jest mierzony od osi u_1 do środka wybranego i-tego elementu (rys. 3.7c) o założonej rozpiętości kątowej równej $2\pi/n_\alpha$. Wobec tego

$$\alpha_{ci} = \frac{2\pi}{n_\alpha}(i - 0{,}5), \qquad i = 1, 2, .., n_\alpha \tag{3.26}$$

gdzie n_α jest przyjętą ilością równych elementów zastępczego pierścienia zwierającego.

Położenie kątowe punktów i-tego elementu zastępczego pierścienia zwierającego wyznacza kąt

$$\beta_{ci} = \alpha_{ci} + \frac{\pi}{n_\alpha}(1 - 2m_i), \qquad m_i \in \langle 0, 1\rangle. \tag{3.27}$$

W tablicy 3.4 podano zestawienia zależności na parametry wyznaczające kształt modelu fizycznego uzwojenia wzbudzenia i zastępczego pierścienia zwierającego oraz składowe stycznych do ich linii zarysu.

Tablica 3.4

Parametry wymiarowe wyznaczające kształt modelu fizycznego uzwojenia wirnika

Lp.	Element i	Parametr							
		R_i	β_i	x_{3pi}	x_{3ki}	$x_{3\varphi i}$	$\frac{dR_i}{dm_i}$	$\frac{d\beta_i}{dm_i}$	$\frac{dx_{3\varphi i}}{dm_i}$
Uzwojenie wzbudzenia									
1	"1"	R_{sf}	β_{f1}	w_n	0	—	0	0	—
2	"2"	R_{sf}	β_{f2}	w_n	0	—	0	0	—
3	"3"	R_{sf}	$-\beta_{f2}$	0	w_n	—	0	0	—
4	"4"	R_{sf}	$-\beta_{f1}$	0	w_n	—	0	0	—
5	"4-1"	R_{sf}	$\beta_{f4\text{-}1}$	w_n	—	0	0	$2\beta_{f1}$	0
6	"3-2"	R_{sf}	$\beta_{f3\text{-}2}$	w_n	—	0	0	$2\beta_{f2}$	0
Umyślony pierścień zwierający									
1	—	R_w	β_{ci}	w_c	—	0	0	$-\frac{2\pi}{n_\alpha}$	0

Współrzędne punktów modelu fizycznego uzwojeń wirnika turbogeneratora, wyznaczone w wirującym układzie współrzędnych u_w, transformuje się do układu x_w przy wykorzystaniu związków transformacji między tymi układami w postaci:

$$x_{1i} = u_{1i}\cos\beta_t - u_{2i}\sin\beta_t, \tag{3.28a}$$

$$x_{2i} = u_{1i}\sin\beta_t - u_{2i}\cos\beta_t, \tag{3.28b}$$

$$x_{3i} = u_{3i}, \tag{3.28c}$$

w których

$$\beta_t = \frac{\pi}{Q_s}\left(y_{Q_s} + q - 1\right) + \vartheta_{oA} + \omega t \tag{3.29}$$

jest kątem między osią x_1 i u_1, gdy oś x_1 przechodzi przez oś symetrii żłobka nr 1 pakietu stojana, przy czym q jest liczbą prętów na biegun-fazę.

3.5. Prądy w stanach nieustalonych maszyn elektrycznych prądu przemiennego

3.5.1. Prądy w stanach nieustalonych silników indukcyjnych dużej mocy

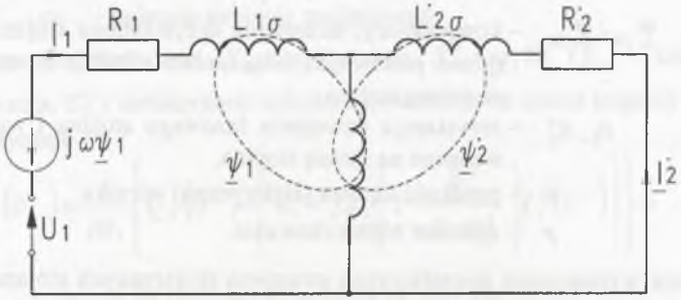
Stan nieustalony silnika indukcyjnego powoduje pokaźne zwiększenie prądów w uzwojeniach silnika, a tym samym zwiększenie liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na uzwojenia stojana, głównie przy:

— rozruchu silnika od zerowej prędkości obrotowej,

— ponownym rozruchu silnika, przy wirującym wirniku i przy niezerowym napięciu resztkowym, występującym na zaciskach stojana.

Pierwszy rodzaj stanu nieustalonego można traktować jako szczególny przypadek drugiego, dlatego jako podstawę dalszych rozważań można przyjąć analizę stanu elektromagnetycznego występującego po ponownym załączeniu silnika, przy różnej od zera jego prędkości obrotowej i przy napięciu resztkowym na zaciskach stojana. Zakłada się, że ponowne załączenie następuje po chwilowej przerwie zasilania silnika, który przed wyłączeniem pracował w stanie ustalonym ze stałą elektryczną prędkością kątową ω (nie uwzględnia się tu przypadku wybiegu grupy silników połączonych równolegle, przy którym ujawnia się wypadkowe grupowe napięcie resztkowe).

W czasie trwania przerwy zasilania stojana prądy obwodów zastępczych wirnika podtrzymują zanikający w miarę upływu czasu strumień sprzężony tych obwodów. Aby uniezależnić się od skomplikowanego rozłożenia prądu wirnika na jego obwody zastępcze w czasie trwania przerwy zasilania, przyjmuje się uproszczenie polegające na przyjęciu schematu zastępczego silnika indukcyjnego o jednym zastępczym obwodzie wirnika (rys. 3.6), obowiązującego dla układu odniesienia wirującego wraz z wirnikiem.



Rys. 3.6. Schemat zastępczy silnika indukcyjnego

Fig. 3.6. Equivalent diagram of an induction motor

Przy takim uproszczeniu ułatwione jest analityczne rozwiązanie stanu nieustalonego. Parametry zastępcze takiej uproszczonej maszyny indukcyjnej wyznacza się przez porównanie z warunkami stanu ustalonego przed wyłączeniem zasilania uzwojeń stojana (przy pominięciu wypierania prądu w uzwojeniach wirnika).

Schemat zastępczy na rys. 3.6 odnosi się do zależności kompleksorowych elektromagnetycznych zmiennych stanu $\underline{W}$, wirujących na płaszczyźnie liczb zespolonych, związanej z wirnikiem (na płaszczyźnie wirnika), przy czym $\underline{W}$ oznacza: napięcie, strumień sprzężony bądź prąd. Zależności między kompleksorami $\underline{W}$ i fazowymi zmiennymi stanu wynikają z ortogonalnej transformacji układu współrzędnych

$$\underline{W} = \sqrt{\frac{2}{3}} \sum_{k=1}^{k=3} w_k e^{-j\vartheta k}, w_k = \sqrt{\frac{2}{3}} \mathrm{Re}\left(\underline{W} e^{-j\vartheta k}\right), \vartheta_k = \vartheta_{ko} + \omega t, \tag{3.30}$$

przy czym $k = 1, 2, 3$ oznacza odpowiednio numery faz A, B, C.

Przy założeniu liniowego obwodu magnetycznego oraz przy stałej elektrycznej prędkości kątowej ω silnika równania opisujące jego stan elektromagnetyczny można przedstawić w postaci operatorowej [75]

$$\underline{U}_1(p) = R_1 \underline{I}_1(p) + (p + j\omega)\underline{\psi}_1(p) - \underline{\psi}_{10}, \tag{3.31a}$$

$$0 = R_2^* \underline{I}_2^*(p) + p\underline{\psi}_2^*(p) - \underline{\psi}_{20}^* \tag{3.31b}$$

gdzie:

$\underline{U}_1(p), \underline{I}_1(p), \underline{\psi}_1(p)$ – kompleksory: napięcia, prądu i strumienia skojarzonego stojana,

$\underline{I}_2^*(p), \underline{\psi}_2^*(p)$ – kompleksory: prądu i strumienia skojarzonego wirnika — sprowadzone na stronę stojana,

$\underline{\psi}_{10}, \underline{\psi}_{20}^*$ – kompleksory: strumienia skojarzonego stojana i wirnika (przed ponownym załączeniem silnika) — sprowadzone na stronę stojana,

R_1, R_2^* – rezystancja uzwojenia fazowego stojana i wirnika sprowadzona na stronę stojana,

ω – prędkość kątowa (elektryczna) wirnika,

p – operator różniczkowania.

W celu wyznaczenia początkowych strumieni skojarzonych stojana i wirnika rozpatruje się stan silnika przed jego ponownym załączeniem. W tym stanie pracy silnik znajduje się również w stanie nieustalonym, wywołanym przez jego odłączenie od sieci zasilającej. W początkowej chwili po wyłączeniu napięcia zasilającego silnik prędkość obrotowa silnika jest taka sama jak przed jego wyłączeniem. Szybkość zmniejszania się prędkości obrotowej zależy od momentu obciążenia oraz inercji układu napędowego. Po przerwaniu obwodu stojana utrzymuje się początkowo niezmieniony strumień skojarzony z uzwojeniem wirnika, zanikający z upływem czasu ze stałą czasową T_2 obwodu wirnika. Strumień ten indukuje napięcie resztkowe na zaciskach stojana. Po wyłączeniu silnika z sieci strumień wirnika zachowuje ciągłość, a więc:

$$\underline{\psi}_2^*(0^+) = \underline{\psi}_2^*(0^-), \tag{3.32}$$

gdzie znak (0^-) dotyczy chwili przed zanikiem napięcia, a znak (0^+) dotyczy chwili po wyłączeniu napięcia.

Strumień skojarzony wirnika $\underline{\psi}_2^*(0^-)$ można obliczyć z równań stanu ustalonego, w jakim znajdował się silnik w chwili $t = t(0^-)$ poprzedzającej zanikanie napięcia [61]. Po przekształceniach tych równań można wyznaczyć strumień początkowy wirnika. Równania te przyjmują postać:

$$\underline{U}_1(0^-) - R_1 \underline{I}_1(0^-) - jX_1 \underline{I}_1(0^-) = jX_\mu \underline{I}_2^*(0^-) = \frac{X_\mu}{X_2^*}\left[j\omega_1 \underline{\psi}_2^*(0^-) - j\omega_1 X_\mu \underline{I}_1(0^-)\right], \tag{3.33}$$

gdzie:

X_1, X_2^*, X_μ – reaktancja: stojana, wirnika (sprowadzone na stronę stojana) i reaktancja magnesowania,

$\underline{I}_1(0^-)$ – prąd stojana w stanie ustalonym, poprzedzającym odłączenie silnika od sieci,

$\sigma = 1 - \frac{X_\mu^2}{X_1 X_2^*}$ – ogólny współczynnik rozproszenia,

ω_1 – pulsacja napięcia zasilającego,

Po uwzględnieniu, że $X_\mu = \omega_1 L_\mu$ oraz $X_2^* = \omega_1 L_2^*$ (L_μ - indukcyjność magnesowania, L_2^* - indukcyjność wirnika sprowadzona na stronę stojana) z równania (3.33) otrzymuje się

$$\frac{L_\mu}{L_2^*}\underline{\psi}_2^*(0^-) = \frac{1}{j\omega_1}\left\{\underline{U}_1(0^-) - \left[R_1 + jX_1\left(1 - \frac{X_\mu^2}{X_1 X_2^*}\right)\underline{I}_1(0^-)\right]\right\} =$$

$$= \frac{1}{j\omega_1}\left\{\underline{U}_1(0^-) - [R_1 + jX_1\sigma]\underline{I}_1(0^-)\right\} \tag{3.33a}$$

W czasie wybiegu silnika zmniejsza się napięcie resztkowe [75], odpowiednio do równania

$$\underline{U}_1 = \left(\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t} + j\omega\right)\underline{\Psi}_1, \tag{3.34a}$$

a po uwzględnieniu, że

$$\underline{\Psi}_1 = \frac{L_\mu}{L_2^*}\underline{\Psi}_2^*(0^-)e^{-\frac{t'}{T_2}}, \tag{3.34b}$$

gdzie:

t' – czas liczony od chwili wyłączenia silnika z sieci do chwili $\Delta t'$ ponownego załączenia do rezerwowego źródła zasilania,

$T_2 = \frac{L_2^*}{R_2^*}$ – stała czasowa obwodu wirnika,

otrzymuje się

$$\underline{U}_1(t') = \underline{E}'(0^-)\left(1 - \frac{1}{j\omega T_2}\right)\frac{\omega}{\omega_1}e^{-\frac{t'}{T_2}}, \tag{3.34c}$$

gdzie ze wzoru (3.33a)

$$\underline{E}'(0^-) = \underline{U}_1(0^-) - (R_1 + jX_1\sigma)\underline{I}_1(0^-). \tag{3.34d}$$

Przy założeniu stałej prędkości obrotowej w początkowym przedziale czasu t, liczonego od zera po powtórnym załączeniu uzwojenia stojana do napięcia sieci $\underline{V}_1(0^+)$, kompleksor napięcia dla $t > 0$, wyraża równanie

$$\underline{U}_1(p) = \frac{\underline{V}_1(0^+)}{p - js\omega_1}, \tag{3.35}$$

gdzie s - poślizg wirnika w chwili ponownego włączenia silnika do sieci.

Związek strumieni skojarzonych z prądami stojana i wirnika wynika ze schematu zastępczego na rys. 3.6 i z równania (3.31b). Przyjmuje on postać

$$\underline{\Psi}_1(p) = L_1\frac{1 + pT_2\sigma}{1 + pT_2}\underline{I}_1(p) + \frac{L_\mu}{R_2^*(1 + pT_2)}\underline{\Psi}_{20}^*. \tag{3.36}$$

Podstawiając z kolei otrzymany związek do równania (3.31a), otrzymuje się:

$$\underline{U}_1(p) + \underline{\Psi}_{10} - \frac{(p + j\omega)L_\mu}{R_2^*(1 + pT_2)}\underline{\Psi}_{20}^* = \left[R_1 + (p + j\omega)L_1\frac{1 + pT_2\sigma}{1 + pT_2}\right]\underline{I}_1(p), \tag{3.37}$$

$$\underline{I}_1(p) = \frac{\underline{U}_1(p) + \underline{\Psi}_{10} - \frac{L_\mu(p + j\omega)}{R_2^* + pT_2}}{\underline{Z}_1(p)}, \tag{3.38}$$

gdzie impedancja operatorowa stojana

$$\underline{Z}_1(p) = R_2 + (p + j\omega)L_1\frac{1 + pT_2\sigma}{1 + pT_2}. \tag{3.38a}$$

W celu przedyskutowania wpływu napięcia resztkowego na przetężenie prądowe zakłada się, że po czasie $\Delta t'$ wybiegu (po wyłączeniu silnika z sieci) następuje jego ponowne załączenie na rezerwowe źródło zasilania $\underline{V}_1(0^+)$o jednakowym przebiegu jak $\underline{U}_1(0^-)$, lecz o innym kącie fazowym i amplitudzie. Z równania (3.37) otrzymuje się

$$\underline{I}_1(p) = \frac{\underline{V}_1(0^+) + \frac{1 - j\omega T_2}{1 + pT_2}\frac{p - js\omega_1}{j\omega_1}\underline{U}_1'(0^-)}{Z_1(p)(p - js\omega_1)} = \frac{L(p)}{M(p)}, \tag{3.38b}$$

gdzie

$$\underline{U}_1'(0^-) = \underline{U}_1(t' = 0^+)\frac{j\omega_1}{j\omega - \frac{1}{T_2'}}e^{-\frac{\Delta t'}{T_2'}}. \tag{3.38c}$$

Po przejściu w równaniu 3.38b na postać czasową

$$\underline{I}_1(t) = \lambda^{-1}[\underline{I}_1(p)] = \sum_{k=1}^{n}\frac{\underline{L}(p_k)}{\frac{\mathrm{d}\underline{M}(p)}{\mathrm{d}p}\Big|_{p_k}}e^{-p_k t}, \tag{3.39}$$

gdzie p_k są zerami funkcji $\underline{\mathbf{M}}(p)$.

W silnikach indukcyjnych dużej mocy rezystancja R_1 uzwojenia stojana jest bardzo mała, dlatego przyjmuje się wstępnie tak zwane zerowe przybliżenie $R_1 \cong 0$ i w konsekwencji

$$\underline{Z}_1(p) \equiv (p+j\omega)L_1 \frac{1+pT_2\sigma}{1+pT_2}(p+j\omega)L_1(p) \tag{3.40}$$

Przy takim założeniu mianownik $M(p)$ wyrażenia (3.38) jest wielomianem 3 stopnia o trzech różnych pierwiastkach:

$$p_1 = j\omega_1, \quad p_2 = -j\omega, \quad p_3 = -\frac{1}{T_2\sigma}. \tag{3.41}$$

Stąd zerowe przybliżenie prądu stojana

$$\underline{I}_1(t) \equiv \underline{I}_{1u}(0)e^{js\omega_1 t} + \underline{I}_{1a}(0)\left[1-\frac{\underline{U}_1'(0^-)}{\underline{V}_1(0^+)}\right]e^{-j\omega t} + \left[\underline{I}_{1b}(0)+\frac{\underline{U}_1'(0^-)}{\underline{V}_1(0^+)}\underline{I}_{1a}(0)\right]e^{\frac{t}{T_2\sigma}}. \tag{3.42}$$

Po przybliżonym uwzględnieniu wpływu rezystancji stojana przez wprowadzenie poprawek Newtona na miejsca zerowe wielomianu $M(p)$ i po wprowadzeniu współczynnika

$$Ke^{j\delta} = \frac{\underline{U}_1(0^-)}{\underline{V}_1(0^+)} \tag{3.42a}$$

uwzględniającego stosunek amplitudy napięcia resztkowego poprzedzającego chwilę ponownego załączenia silnika do napięcia rezerwowego źródła zasilania, przy kącie δ, zawartym między kompleksorami napięć $\underline{V}_1(0^+)$, $\underline{U}_1'(0^-)$ w tej chwili, otrzymuje się czasowy przebieg prądu stojana w czasie rozruchu w postaci

$$\underline{I}_1(t) \approx \underline{I}_{1u}(0)e^{j\omega_1 t} + \underline{I}_{1a}(0)\left(1-Ke^{j\delta}\right)e^{\frac{t}{T_a}-j(\omega-\omega_a)t} + \left[\underline{I}_{1b}(0)+\underline{I}_{1a}Ke^{j\delta}(0)\right]e^{-\frac{t}{T_b}}e^{-j\omega_a t}, \tag{3.43}$$

gdzie:

$$\underline{I}_{1u}(0) \approx \frac{\underline{V}_1(0^+)(1+js\omega_1 T_2)}{R_1 + j\omega_1 L_1(1+js\omega_1 T_2\sigma)}, \tag{3.43a}$$

$$\underline{I}_{1a}(0) \approx -\frac{\underline{V}_1(0^+)(1-js_c\omega_1 T_2)}{j\omega_1 L_1(1-js_c\omega_1 T_2\sigma)}, \tag{3.43b}$$

przy czym $s_c = 1 - s$ jest umyślonym poślizgiem dopełniającym do jedności, równym względnej prędkości wirowania ω/ω_1.

Amplituda prądu $\underline{I}_{1b}(0)$, który zanika ze stałą czasową T_b, spełnia warunek początkowy $\underline{I}_1(0) = 0$ (rys. 3.6) i wynosi

$$\underline{I}_{1b}(0) \approx -[\underline{I}_{1u}(0) + \underline{I}_{1a}(0)]. \tag{3.43c}$$

Po oznaczeniu we wzorze (3.43b) przez

$$\underline{A} = \frac{R_1(1-js_c\omega_1 T_2)}{L_1(1-js_c\omega_1 T_2\sigma)}, \tag{3.44}$$

otrzymuje się:

— stałą czasową zanikania składowej prądu I_{1a}

$$T_a = \frac{1}{\mathrm{Re}[\underline{A}]} \tag{3.44a}$$

— stałą czasową zanikania składowej prądu $\underline{I}_{1b}$

$$T_b = \frac{1}{\frac{1}{T_1\sigma} + \frac{1}{T_2\sigma} - \frac{1}{T_a}} \tag{3.44b}$$

— pulsację

$$\omega_a = -\mathrm{Im}[\underline{A}]. \tag{3.44c}$$

Ostatecznie otrzymuje się — odpowiednio do zależności (3.30) — czasowy przebieg prądów w uzwojeniach fazowych stojana

$$i_k(t) = \sqrt{\frac{2}{3}}\left\{\mathrm{Re}\left[\underline{I}_{1u}(0^-)e^{j(\omega_1 t+\vartheta_{ko})}\right] + e^{\frac{t}{T_a}}\mathrm{Re}\left[\underline{I}_{1a}(0^-)\left(1-Ke^{j\delta}\right)\right]e^{-j[(\omega-\omega_a)t+\vartheta_{ko}]} + e^{\frac{t}{T_b}}\mathrm{Re}\left[\underline{I}_{1b}(0^-)Ke^{-j\omega_a t}\right]\right\} \tag{3.45}$$

gdzie

$$\vartheta_{ko} = \vartheta_o + (k-1)\frac{2\pi}{3}, \tag{3.45a}$$

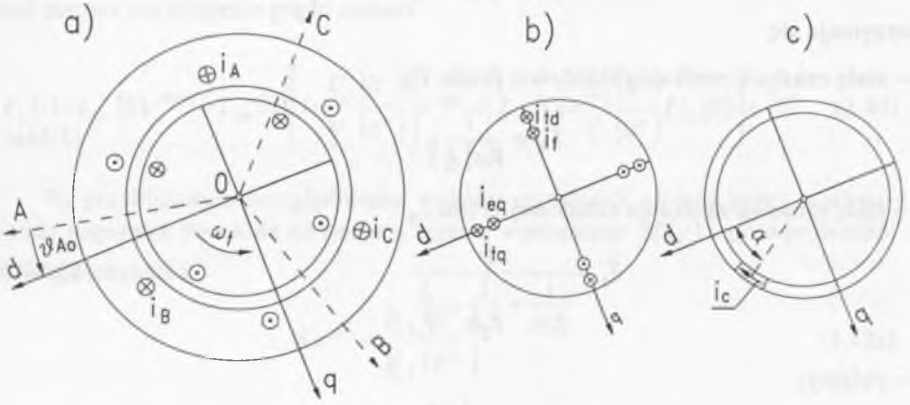
przy czym:

ϑ_o – kąt początkowy,

$k = 1, 2, 3$ – oznacza odpowiednio numery faz A, B, C uzwojenia stojana.

3.5.2. Prądy w uzwojeniach turbogeneratora

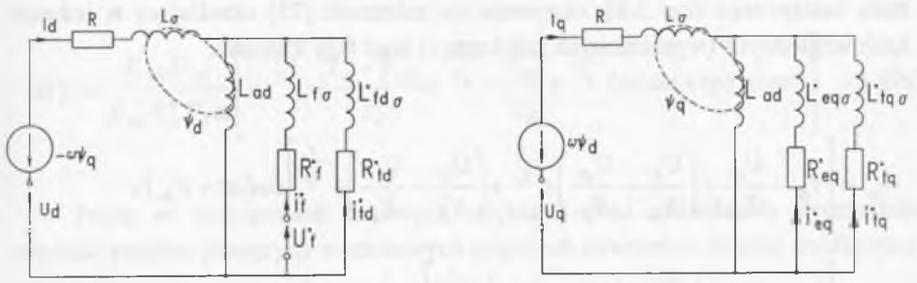
Podstawą obliczeń przebiegów prądowych jest model maszyny synchronicznej (rys. 3.7a), odwzorowujący turbogenerator o symetrycznym uzwojeniu strefowym stojana w stojanie (bez wyprowadzenia czynnego przewodu neutralnego) z wirującą magneśnicą cylindryczną, mieszczącą uzwojenie wzbudzenia rozłożone w żłobkach z czołami umieszczonymi pod kołpakami ze stali niemagnetycznej, osadzonymi na beczce wirniku.



Rys. 3.7. Model turbogeneratora
Fig. 3.7. Model of a turbogenerator

W modelu turbogeneratora uzwojenie stojana odwzorowane jest przez umyślone zastępcze uzwojenia dwufazowe ***d*** i ***q*** (rys. 3.7b) o rozłożeniu sinusoidalnym, które są nieruchome względem magneśnicy i są zasilane prądami odpowiednio I_d, I_q. Ponadto uwzględnia się następujące zastępcze obwody magneśnicy: obwód uzwojenia wzbudzenia ***f*** w osi wzdłużnej ***d*** maszyny oraz obwody tłumiące w osi ***d*** i ***q*** maszyny.

Obwód tłumiący t_d w osi wzdłużnej ***d*** magneśnicy odwzorowuje strugi prądów wirowych w bloku litym, klinach przewodzących i ewentualnych uzwojeniach tłumiących w osi ***d***. Natomiast w osi poprzecznej ***q*** magneśnicy uwzględnia się dwa zastępcze obwody elektryczne: obwód e_q odwzorowujący oddziaływanie podstawowej strugi prądów wirowych i obwód t_q reprezentujący działanie pozostałych obwodów tłumiących w osi ***q*** magneśnicy. W konsekwencji otrzymuje się schemat zastępczy maszyny synchronicznej przedstawiony na rys. 3.8.



Rys. 3.8. Schemat zastępczy maszyny synchronicznej
Fig. 3.8. Equivalent diagram of a synchronous machine

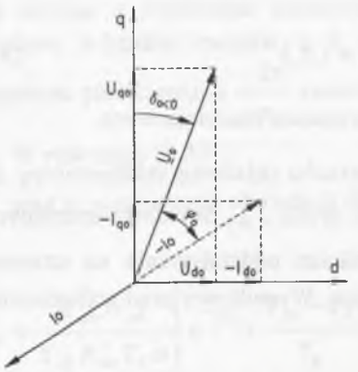
Związek między elektromagnetycznymi zmiennymi stanu stojana (u,y, i) we współrzędnych fazowych k = 1, 2, 3 i we współrzędnych osiowych ***d*** i ***q*** oraz składowej zerowej ujmuje transformacja ortogonalna. Prądy fazowe przy nie występującej składowej zerowej

$$i_k = \sqrt{\frac{2}{3}}\left(I_d \cos\vartheta_k - I_q \sin\vartheta_k\right), \quad k = 1,2,3, \tag{3.46}$$

przy czym

$$\vartheta_k = \vartheta_{ko} + \oint \omega\, dt, \tag{3.46a}$$

gdzie ϑ_{ko} oblicza się według wzoru (3.45a).



Rys. 3.9. Wektory napięć i prądów
Fig. 3.9. Vectors of voltages and currents

Krytyczne warunki, określające maksymalne obciążenia elektrodynamiczne czół uzwojenia stojana, otrzymuje się przy zwarciach symetrycznych stojana. Ogólne zależności wynikają z rozpatrzenia symetrycznego zwarcia nieustalonego turbogeneratora po obciążeniu wyrównanym przy stałej prędkości obrotowej. Stan obciążenia wyrównanego generatora jest określony przez różne od zera składowe osiowe napięcia stojana U_{do},U_{qo} i prądu stojana I_{do},I_{qo} oraz wartością kąta fazowego φ_o, kąta mocy δ_o (rys. 3.9) oraz prądu wzbudzenia I_{fo}.

Po rozwiązaniu równań stanu elektromagnetycznego, wynikających ze schematu zastępczego (rys. 3.8), otrzymuje się zależność [75] określającą w jednostkach względnych (wyróżnionych indeksem *r*) prąd fazy *k* stojana

$$-i_{kr} = \left[I_{dr} + \frac{U_{qr}}{X_{dr}} + \left(\frac{U_{qr}}{X'_{dr}} - \frac{U_{qr}}{X_{dr}} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \left(\frac{U_{qr}}{X''_{dr}} - \frac{U_{qr}}{X'_{dr}} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} \right] \cos(\omega t + \vartheta_{ko}) +$$

$$+ \left[\left(I_{qr} + \frac{U_{dr}}{X'_{qr}} \right) e^{-\frac{t}{T'_q}} + \left(\frac{U_{dr}}{X''_{qr}} - \frac{U_{dr}}{X'_{qr}} \right) e^{-\frac{t}{T''_q}} \right] \sin(\omega t + \vartheta_{ko}) - \qquad (3.47)$$

$$-B''_{srr} U_{or} e^{-\frac{t}{T_a}} \cos(\delta_o + \vartheta_{ko}) - B_{asr} U_{or} e^{-\frac{t}{T_a}} \cos(2\omega t - \delta_o + \vartheta_{ko}),$$

gdzie

$$-I_{dr} = I_{or} \cos(\varphi_o - \delta_o), \qquad -I_{qr} = I_{or} \sin(\varphi_o - \delta_o),$$
$$U_{dr} = U_{or} \sin\delta_o \langle 0, \qquad U_{qr} = U_{or} \cos\delta_o \rangle 0, \qquad (3.47a)$$
$$B''_{srr} = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{X''_{dr}} + \frac{1}{X''_{qr}} \right), \qquad B''_{asr} = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{X''_{dr}} - \frac{1}{X''_{qr}} \right).$$

Prąd *k*-tej fazy uzwojenia stojana wyznacza zależność

$$i_k = i_{kr} \hat{i}_{kN}, \qquad k = 1,2,3 \qquad (3.48)$$

gdzie $\hat{i}_{kN}$ jest amplitudą prądu fazowego w warunkach znamionowych.

Prąd wzbudzenia i_f zawiera w czasie rozruchu składową zakłóceniową Δi^*_{fr} nakładającą się na przedzakłóceniową wartość prądu I_{fo}. Składowa aperiodyczna zakłóceniowego prądu wzbudzenia jest wynikiem oddziaływania na uzwojenie wzbudzenia składowej nieustalonej prądu stojana. Wypadkowy prąd wzbudzenia

$$i_f = I_{fo} + \Delta i^*_{fr} I_{fj} \frac{X_{adr}}{\omega_r}, \qquad (3.49)$$

gdzie składowa zakłóceniowa prądu wzbudzenia

$$\Delta i^*_{fr} = \frac{X_{adr} U_{qr}}{X_{dr} R^*_{fr} T'_d \omega} \left[e^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{T'_d - T_{td\sigma}}{T''_d} e^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{T_{td\sigma}}{T''_d} e^{-\frac{t}{T_a}} (\cos\omega t + \mathrm{tg}\delta \sin\omega t) \right] \qquad (3.49a)$$

Prądy w uzwojeniach fazowych stojana i prąd wzbudzenia determinują wartość prądów płynących w czołowych częściach uzwojeń o zwartej konfiguracji geometrycznej.

Prądy w obwodach t_d, t_q oraz e_q magneśnicy zamykają się w czołowych partiach bloku litego wirnika. Umyślone czołowe fragmenty strugi prądów wirowych oraz czołowych uzwojeń tłumiących zastąpiono w sposób przybliżony idealnymi pierścieniami zwierającymi, umieszczonymi na płaszczyznach czołowych lub w sąsiedztwie płaszczyzn czołowych cylindra wirnika.

Prądy płynące w umyślonych segmentach pierścieni zwierających wynikają z wypadkowego przepływu umyślonych obwodów elektrycznych magneśnicy t_d, t_q (założonego jako przepływ o rozłożeniu sinusoidalnym) w jednostkach względnych wynoszą

$$i^*_{cr} = \left[i^*_{tdr} \cos\alpha + \left(i^*_{tqr} + i^*_{eqr} \right) \sin\alpha \right] \frac{z_{zs}}{2p}, \qquad (3.50)$$

przy czym $z_{zs} = z_1 \xi_1 \frac{4}{\pi} \sqrt{\frac{3}{2}}$ jest liczbą zwojów umyślonego dwufazowego uzwojenia stojana o rozłożeniu sinusoidalnym, które zastępuje trójfazowe uzwojenie strefowe o liczbie zwojów z_1 i współczynniku uzwojenia ξ_1. Kąt położenia segmentu pierścienia $\alpha = \frac{2\pi}{n_\alpha}$ zaznaczono na rys. 3.7c.

W równaniu (3.50):

— prąd w zastępczych obwodach tłumiących w osi wzdłużnej *d* maszyny

$$i^*_{tdr} = \frac{X_{adr} U_{qr}}{X_{dr} R^*_{tdr} T'_d \omega} \left[e^{-\frac{t}{T'_d}} + \frac{T_{f\sigma} - T''_d}{T''_q} e^{-\frac{t}{T'_d}} - \frac{T_{f\sigma}}{T''_q} e^{-\frac{t}{T_a}} (\cos\omega t + \mathrm{tg}\delta \sin\omega t) \right] \qquad (3.50a)$$

— prądy w zastępczych obwodach magneśnicy w osi poprzecznej q maszyny

$$i^{\bullet}_{tqr} = \frac{U_{qr} X_{aqr}}{X_{qr} R^{\bullet}_{tqr} T'_q \omega} \left[\operatorname{tg}\delta \left(e^{-\frac{t}{T'_q}} - \frac{T''_q - T_{eq\sigma}}{T''_q} e^{-\frac{t}{T'_q}} \right) + \frac{T_{eq\sigma}}{T''_q} e^{-\frac{t}{T''_a}} \left(\sin\omega t - \operatorname{tg}\delta \cos\omega t \right) \right], \quad (3.50b)$$

$$i^{\bullet}_{eqr} = \frac{U_{qr} X_{aqr}}{X_{qr} R^{\bullet}_{eqr} T'_q \omega} \left[\operatorname{tg}\delta \left(e^{-\frac{t}{T'_q}} - \frac{T''_q - T_{tq\sigma}}{T''_q} e^{-\frac{t}{T'_q}} \right) + \frac{T_{tq\sigma}}{T''_q} e^{-\frac{t}{T''_a}} \left(\sin\omega t - \operatorname{tg}\delta \cos\omega t \right) \right] \quad (3.50c)$$

Prąd w segmencie umyślonego pierścienia zwierającego wirnika wynosi

$$i_c(\alpha) = i^{\bullet}_{cr}(\alpha) I_N = i_{cr}(\alpha) i_{kN} \sqrt{\frac{3}{2}}. \quad (3.51)$$

W zależnościach (3.47) do (3.51) przyjęto ogólnie stosowane oznaczenia parametrów elektromagnetycznych maszyny synchronicznej [75].

Parametry elektromagnetyczne występujące w równaniach (3.47) do (3.51), które wyznaczają prądy zwarciowe, można w sposób przybliżony określić na podstawie znajomości podstawowych parametrów syntetycznych maszyny, a mianowicie: $T'_d, T''_d, T'_q, T''_q, X_{dr}, X'_{dr}, X''_{dr}, X_{qr}, X'_{qr}, X''_{qr}$ i oszacowaniu indukcyjności rozproszenia $X_{\sigma r}$ oraz wyznaczeniu ze schematu zastępczego turbogeneratora następujących stałych czasowych: $T_{td\sigma} = L^{\bullet}_{td\sigma} / R^{\bullet}_{td}$, $T_{eq\sigma} = L^{\bullet}_{eq\sigma} / R^{\bullet}_{eq}$, $T_{f\sigma} = L^{\bullet}_{f\sigma} / R^{\bullet}_{f}$. W przypadku turbogeneratorów dużej mocy można przyjąć: $X_{dr} \cong X_{qr}$, $X_{adr} \cong X_{aqr}$, $X''_{dr} \cong X''_{qr}$, $T''_d \cong T''_q$.

W obliczeniach sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana turbogeneratora uwzględnia się: prądy płynące w k fazach uzwojenia stojana, prąd wzbudzenia oraz prądy płynące w wycinkach umyślonego pierścienia zwierającego.

3.6. Schemat obliczeń komputerowych podatności elektrodynamicznej uzwojeń maszyn indukcyjnych dużej mocy

Podatność elektrodynamiczna uzwojeń stojana maszyny indukcyjnej — będąca liniową gęstością sił elektrodynamicznych przy prądach jednostkowych — zależy od konfiguracji czół uzwojenia stojana i wirnika oraz wymiarów przestrzeni czołowej maszyny. Podstawą jej obliczeń są zależności (3.3) do (3.11) oraz zapis analityczny modelu uzwojeń podany w rozdz. 3.4.

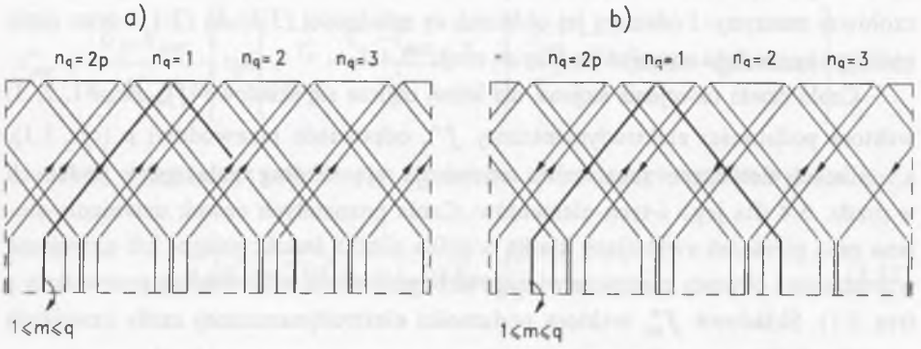
Czoło cewki uzwojenia stojana, dla której oblicza się składowe f^{o}_{xw} (w = 1, 2, 3) wektora podatności elektrodynamicznej f^{o}, odpowiada przewodowi p (rys. 3.1), a wielkości dotyczące tego czoła otrzymuje się według zależności podanych w rozdz. 3.4 dla jego i-tych elementów. Czoła pozostałych cewek uzwojenia stojana oraz pierścień zwierający klatkę wirnika silnika indukcyjnego, lub uzwojenie wzbudzenia i obwody zastępcze wirnika turbogeneratora, odpowiadają przewodom q (rys. 3.1). Składowe f^{o}_{xw} wektora podatności elektrodynamicznej czoła uzwojenia stojana oblicza się przez superpozycję oddziaływań poszczególnych k-tych grup uzwojenia stojana i wirnika.

3.6.1. Podatność elektrodynamiczna czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy

W obliczeniach składowych f^{o}_{xw} wektora podatności elektrodynamicznej f^{o} czół uzwojenia stojana silnika indukcyjnego wykorzystuje się własności wynikające z symetrycznego rozłożenia kątowego jednakowych cewek tego uzwojenia. Przy pominięciu prądu magnesującego prąd w pierścieniu zwierającym klatkę wirnika równy jest sumarycznemu prądowi w czołach cewek uzwojenia stojana z przeciwnym znakiem. Wykorzystanie tych własności zasadniczo skraca czas obliczeń komputerowych składowych f^{o}_{xw}.

Układ współrzędnych prostokątnych x_w (w = 1, 2, 3) przyjmuje się w ten sposób, aby oś x_1 przechodziła przez środek przekroju poprzecznego prostoliniowego wysięgu żłobkowego górnej półcewki cewki uzwojenia stojana, dla której wyznacza się składowe f^{o}_{xw} wektora podatności elektrodynamicznej. W obliczeniach uwzględnia się wpływ prądów jednostkowych o wartości 1A w poszczególnych grupach fazowych uzwojenia stojana i elementach pierścienia zwierającego klatkę wirnika, a także wpływ najbliższych odbić tych prądów względem powierzchni gra-

nicznych pakietu stojana, wirnika oraz korpusu silnika (rys. 3.2). Przyjmuje się wstępnie, że istnieją jednokierunkowe połączenia szeregowe między cewkami we wszystkich grupach fazowych uzwojenia stojana (rys. 3.10a), w których jest po q cewek oraz że oś x_1 układu x_w przechodzi przez górną półcewkę ułożoną w żłobku nr 1 pakietu stojana.



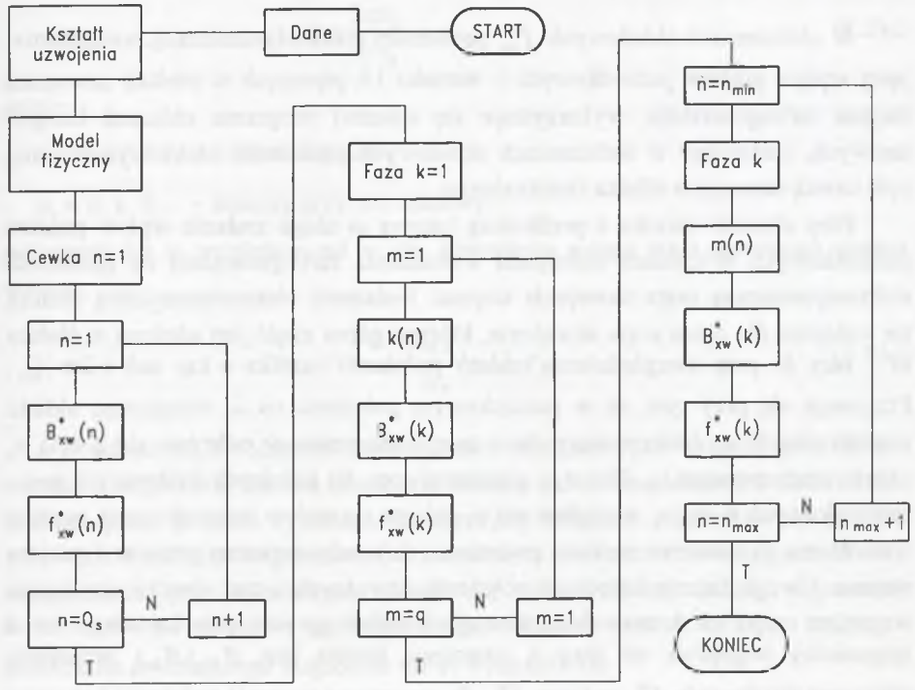
Rys. 3.10. Połączenia szeregowe między cewkami w grupach fazowych uzwojenia stojana; a) jednokierunkowe, b) połączenia rzeczywiste

Fig. 3.10. Series connections between coils in phase groups of the stator winding: a) unidirectional, b) real connections

Dla tak przyjętych połączeń szeregowych między cewkami oblicza się składowe f^o_{xw} oddzielnie od wszystkich n-tych $(n \in \langle 1,\ Q_s \rangle)$ cewek uzwojenia stojana. W rzeczywistym uzwojeniu — w sąsiednich grupach fazowych cewek — połączenia te są o przeciwnych zwrotach (rys.3.10b). Fakt ten uwzględnia się przy sumowaniu składowych f^o_{xw} od poszczególnych n-tych cewek, sumując je ze znakiem "+" lub "-", uwzględniającym kierunek połączenia szeregowego w poszczególnych grupach fazowych.

Uwzględniając występowanie przeciwnych kierunków w połączeniach szeregowych między cewkami w poszczególnych sąsiednich grupach fazowych, wystarczy obliczyć składowe f^o_{xw} wektora f^o dla czoła każdej m-tej $(m \in \langle 1,\ q \rangle)$ cewki jednej grupy fazowej w szeregu punktach i-tych elementów składowych czoła cewki, a przez to uzyskuje się rozkład składowych podatności elektrodynamicznej dla czół wszystkich cewek.

Schemat obliczeń komputerowych składowych f^o_{xw} podatności elektrodynamicznej czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych podano na rys. 3.11.



Rys. 3.11. Schemat obliczeń komputerowych składowych f^o_{xw} podatności elektrodynamicznej czół uzwojeń silników indukcyjnych

Fig. 3.11. Diagram of computer calculations of f^o_{xw} components of electrodynamic flexibility of induction motor end windings

Przyporządkowanie wyników obliczeń składowych podatności elektrodynamicznej dla dowolnej n-tej cewki uzwojenia stojana otrzymuje się po uprzednim przyporządkowaniu jej grupie fazowej uzwojenia stojana w ten sposób, że:

$$\Rightarrow \text{dla fazy A, } k=1 \rightarrow n \in \langle [3q(n_q-1)+1],\ [(3n_q-2)q] \rangle, \tag{3.52a}$$

$$\Rightarrow \text{dla fazy B, } k=2 \rightarrow n \in \langle [(3n_q-2)q+1],\ [(3n_q-1)q] \rangle, \tag{3.52b}$$

$$\Rightarrow \text{dla fazy C, } k=3 \rightarrow n \in \langle [(3n_q-1)q+1],\ [3n_q q] \rangle, \tag{3.52c}$$

gdzie:

$n_q = 1,\ldots,2p$ – kolejna grupa fazowa,

q – ilość cewek w grupie na biegun-fazę.

3.6.2. Podatność elektrodynamiczna czół uzwojeń stojanów turbogeneratorów

W obliczeniach składowych f^{o}_{xw} podatności elektrodynamicznej, uwzględniającej wpływ prądów jednostkowych o wartości 1A płynących w czołach uzwojenia stojana turbogeneratora, wykorzystuje się schemat programu obliczeń komputerowych, stosowany w obliczeniach składowych podatności elektrodynamicznej czół cewek uzwojenia silnika indukcyjnego.

Przy obrocie wirnika z prędkością kątowa ω ulega zmianie wpływ prądów jednostkowych w czołach uzwojenia wzbudzenia turbogeneratora na podatność elektrodynamiczną pręta uzwojenia stojana. Podatność elektrodynamiczną oblicza się wstępnie dla czoła pręta uzwojenia, którego górna część jest ułożona w żłobku nr 1 fazy A, przy uwzględnieniu zmiany położenia wirnika o kąt $\omega\Delta t = 2\pi / Q_s$. Przyjmuje się przy tym, że w początkowym położeniu oś u_1 wirującego układu współrzędnych u_w (pokrywająca się z osią ***d*** magneśnicy) pokrywa się z osią x_1 układu stacjonarnego x_w. Dla tego położenia oraz dla kolejnych dyskretnych położeń krokowych n_k osi u_1 względem osi x_1 oblicza się wpływ jednostkowych prądów wzbudzenia na składowe wektora podatności elektrodynamicznej pręta nr 1 pakietu stojana. Uwzględnienie kątowego położenia dowolnych n-tych prętów uzwojenia względem pręta nr 1 oraz początkowego i bieżącego położenia kątowego osi ***d*** magneśnicy względem osi fazy A uzwojenia stojana (kąt ϑ_{ko} i ϑ_k), umożliwia obliczenie składowych f^{o}_{xw} wektora f^{o}, dla zmiennego w czasie położenia kątowego (o zmiennej przyrostowej $\omega\Delta t = 2\pi / Q_s$) osi u_1 względem osi x_1. Jak wynika z rys. 3.5:

— w czasie $t = 0$, położenie dyskretne osi u_1 względem osi x_1, przechodzącej przez górny pręt ułożony w żłobku nr 1 rdzenia stojana, wyznacza zależność

$$n_{ko1} = Q_s\left(\frac{\vartheta_{Ao}}{2\pi} + \frac{y_{Q1} + q - 1}{2Q_s}\right) \tag{3.53a}$$

przy czym n_{ko1} przyjmuje się równe najbliższej liczbie całkowitej,

— w tym samym czasie $t = 0$, położenie dyskretne osi u_1 względem osi x_1, przechodzącej przez n-ty górny pręt uzwojenia stojana wyznacza zależność

$$n_{kon} = Q_s\left(1 - e_n\right) + 2 + n_{ko1} - n, \tag{3.53b}$$

przy czym $e_n = 0, 1, 2,...$ jest liczbą spełniającą warunek, aby $0 < n_{kon} \le Q_s$.

Dla dowolnego czasu t, określonego jako

$$t = \frac{2\pi n_t}{\omega n_\pi} \tag{3.53c}$$

gdzie:

n_π – podział kąta 2π,

$n_t = 0, 1, 2,..$ – kolejny przyrost czasowy,

położenie osi u_1 względem osi x_1 dla dowolnego n-tego pręta uzwojenia stojana wynosi

$$n_{ktn} = n_{kon} + \frac{Q_s}{n_\pi} t - Q_s e_n . \tag{3.53d}$$

Podobnie jak dla uzwojenia wzbudzenia turbogeneratora, również przy obrocie wirnika z prędkością kątową ω, ulegają zmianie składowe podatności elektrodynamicznej pręta stojana wywołanej zastępczymi strugami jednostkowych prądów wirowych wirnika turbogeneratora w umyślonym pierścieniu zwierającym. W celu wyznaczenia tych składowych dzieli się ten pierścień na n_α segmentów o rozpiętości kątowej $2\pi / n_\alpha$. Położenie kątowe środka symetrii n_α-tego segmentu pierścienia zwierającego względem osi u_1 wyznacza kąt

$$\alpha_n = \frac{2\pi}{n_\alpha}\left(k_\alpha - 0{,}5\right), \quad k_\alpha = 1, 2, \ldots, n_\alpha . \tag{3.54}$$

Tok obliczeń składowych f^{o}_{xw}, uwzględniających wpływ prądów jednostkowych umyślonego pierścienia zwierającego na podatność elektrodynamiczną czoła pręta uzwojenia stojana, jest podobny do obliczeń tych składowych od prądów uzwojenia wzbudzenia. Odmienność polega na tym, że dla położenia osi u_1 względem osi x_1 w danym kroku n_k dokonuje się oddzielnie obliczenia składowych f^{o}_{xw} od prądów jednostkowych w poszczególnych segmentach, wynikających z podziału tego pierścienia.

3.7. Schemat obliczeń komputerowych liniowej gęstości sił elektrodynamicznych

Liniowa gęstość sił elektrodynamicznych wzdłuż długości czół uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych obliczana jest po wyznaczeniu:

- składowych f^{o}_{xw} wektora podatności elektrodynamicznej, wywołanej prądami o wartości i_o = 1A w poszczególnych grupach uzwojenia stojana i wirnika,
- prądu w cewce lub pręcie uzwojenia stojana, dla którego oblicza się liniową gęstość sił elektrodynamicznych,
- prądów w poszczególnych grupach fazowych uzwojenia stojana oraz prądów wirnika.

Obliczenia przeprowadza się przede wszystkim dla nieustalonych stanów maszyny indukcyjnej, w których siły elektrodynamiczne są wielokrotnie większe od ich wartości w ustalonych jej stanach pracy. Liniową gęstość tych sił oblicza się przez superpozycje oddziaływań prądów w poszczególnych grupach fazowych uzwojenia stojana oraz prądów uzwojenia wzbudzenia i obwodów zastępczych wirnika.

Składowe f^{o}_{xw} liniowej gęstości sił elektrodynamicznych (rys. 3.1) w dowolnie obranym punkcie i-tego elementu czoła uzwojenia stojana (rys. 3.4) są sumą oddziaływań elektrodynamicznych prądów poszczególnych grup fazowych uzwojenia stojana oraz prądów wirnika. W układzie współrzędnych x_w (w = 1, 2, 3)

$$f_{xw} = \sum_{n_q} f_{xw}(n_q), \quad w = 1, 2, 3, \tag{3.55}$$

przy czym poszczególne składowe od n_q-tych grup uzwojenia

$$f_{xw}(n_q) = f^{o}_{xw}(n_q) i_{(r)p} i_{(r)q}(n_q), \tag{3.56}$$

gdzie:

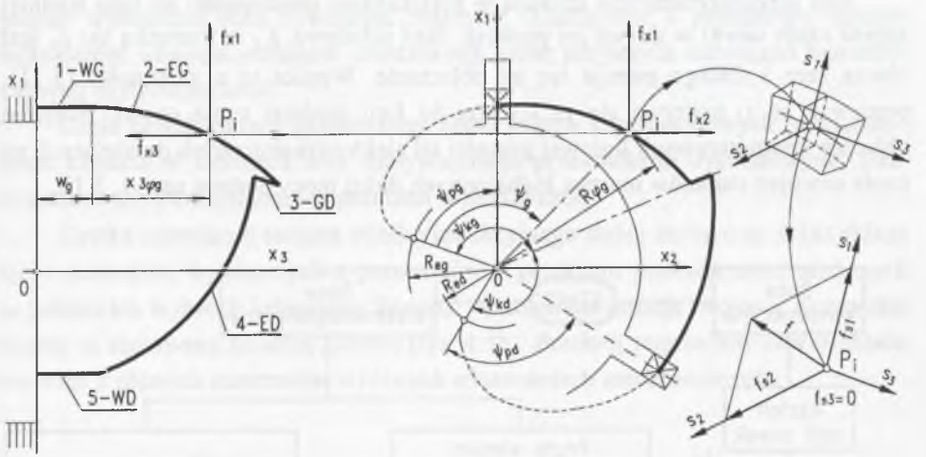
$f^{o}_{xw}(n_q)$ – w-ta składowa wektora podatności elektrodynamicznej f^{o}, uwzględniająca wpływ prądów jednostkowych i_o w poszczególnych n_a-tych grupach uzwojenia stojana i wirnika,

$i_{(r)p}$ – prąd względny w czole uzwojenia stojana, dla którego oblicza się liniową gęstość sił elektrodynamicznych,

$i_{(r)q}(n_q)$ – prąd względny w poszczególnych n_a-tych grupach uzwojenia lub obwodach zastępczych, uwzględnianych w obliczeniach liniowej gęstości sił elektrodynamicznych.

Liniową gęstość sił elektrodynamicznych oblicza się w punktach podziału i-tych elementów czół uzwojenia stojana, w których wcześniej zostały obliczone składowe podatności elektrodynamicznej.

W obliczeniach skutków działania sił elektrodynamicznych na czoła cewek uzwojenia stojana, w tym momentów zginających i skręcających czoła cewek, naprężeń i ugięć czół, dogodniejsza jest znajomość składowych liniowej gęstości sił elektrodynamicznych w lokalnym układzie współrzędnych s_w (w = 1, 2, 3), uwidocznionym na rys. 2.6 i 3.12.



Rys. 3.12. Składowe liniowej gęstości sił elektrodynamicznych w stacjonarnym i lokalnym układzie współrzędnych

Fig. 3.12. Components of linear density of electrodynamic forces in time-invariant and local coordinate system

Wyzyskanie związków transformacyjnych (2.23) między prostokątnymi układami współrzędnych x_w oraz s_w, w odniesieniu do modelu fizycznego czoła cewki uzwojenia stojana umożliwia wyznaczenie składowych wektora liniowej gęstości sił elektrodynamicznych w układzie współrzędnych s_w. Współrzędne tego wektora wynoszą

$$f = \mathrm{col}(f_{sw}) = \left[f_{sw}(n_q)\right]_{n_q xw} \mathrm{col}(1)_{n_q} = \left[a_{ww}\right]_{wxw} \left[f_{xw}(n_q)\right]_{n_q xw} \mathrm{col}(1)_{n_q}, \tag{3.57}$$

gdzie:

f_{sw} – wypadkowa w-ta składowa wektora liniowej gęstości sił eletrodynamicznych f w układzie współrzędnych s_w,

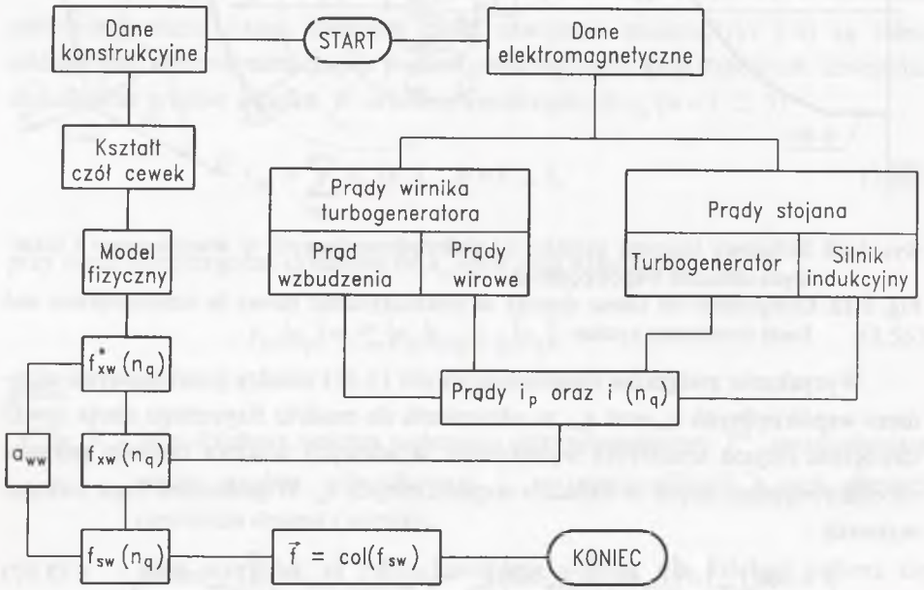
$f_{sw}(n_q)$ – w-ta składowa wektora f w lokalnym układzie współrzędnych, uwzględniająca oddziaływanie prądów n_q-tej grupy uzwojenia,

$f_{xw}(n_q)$ – w-ta składowa wektora f w stacjonarnym układzie współrzędnych, uwzględniająca oddziaływania n_q-tej grupy uzwojenia,

a_{ww} – wartości cosinusów kątów transformacji między lokalnym i stacjonarnym układem współrzędnych,

$(1)_{n_q}$ – jednokolumnowa macierz jedynek w n_q wierszach.

Siły elektrodynamiczne działają w płaszczyźnie prostopadłej do linii średniej zarysu czoła cewki w danym jej punkcie. Stąd składowa f_{s3} w kierunku osi s_3 jest równa zero i dlatego pomija się jej obliczanie. Wynika to z zależności (3.11), ponieważ oś s_3 pokrywa się ze styczną do linii średniej czoła cewki. Schemat obliczeń komputerowych liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy podano na rys. 3.13.



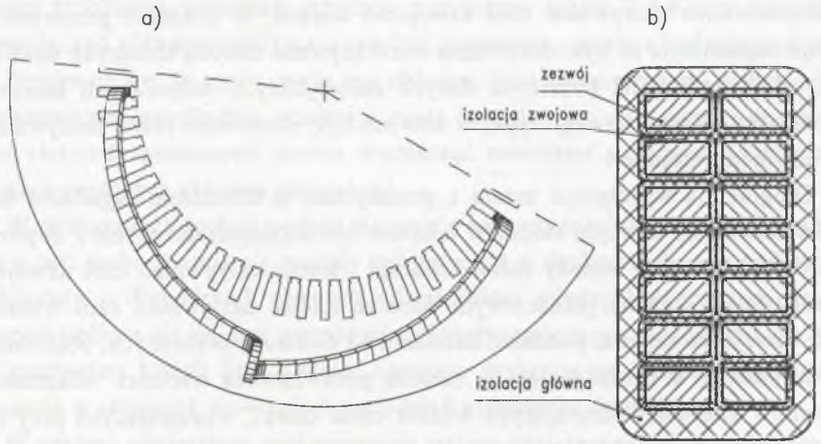
Rys. 3.13. Schemat obliczeń komputerowych liniowej gęstości sił elektrodynamicznych
Fig. 3.13. Diagram of computer calculations involving the linear density of electrodynamic forces

4. ODKSZTAŁCENIA CZÓŁ UZWOJEŃ STOJANÓW I DOBÓR MIEJSC ICH USZTYWNIEŃ

Obliczenia odkształceń czół uzwojenia stojana wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych są ważnym czynnikiem określającym: poziom projektowania, jakość wykonania oraz żywotność maszyny. Analityczne i pomiarowe badania odkształceń uzwojeń stojanów umożliwiają ocenę przyjętych rozwiązań konstrukcyjnych usztywnień czół.

Czoła cewek tworzą przestrzenny układ prętów krzywoliniowych, utwierdzonych klinami w żłobkach oraz usztywnionych przekładkami dystansowymi, pierścieniami usztywniającymi i wiązaniami w strefie czół.

Cewka uzwojenia stojana silnika indukcyjnego dużej mocy (rys. 4.1a) składa się z zezwojów wykonanych z przewodów o przekroju prostokątnym, ułożonych w jednym lub w dwóch kolumnach. Zezwoje są izolowane izolacją zwojową, a wszystkie razem są izolowane izolacją główną (rys. 4.1b). Przekrój poprzeczny cewki składa się więc z różnych materiałów o różnych własnościach mechanicznych.



Rys. 4.1. Widok czoła cewki — a) i przekrój poprzeczny — b)
Fig. 4.1. View of coil overhang — a); cross-section — b)

Badania autora oraz dane literaturowe wykazują, że sztywność zastępcza cewki i odkształcenia jej płaskiego przekroju poprzecznego zależą od technologii wykonania cewki i jej temperatury pracy. W części żłobkowej o izolacji głównej termoutwardzalnej można przyjąć, że przy zginaniu cewki zostaje zachowana płaskość odkształconego jej przekroju poprzecznego. Przy zginaniu części czołowej cewki może wystąpić wzajemne przesuwanie się przewodów zwojowych. Zależy to od technologii wykonania izolacji głównej części czołowej oraz od temperatury pracy uzwojenia. Badania autora wykazały, że przy temperaturach powyżej 60^0 C można pominąć wpływ izolacji na sztywność cewki. Różne metody obliczania sztywności zastępczej czoła cewki z uwzględnieniem tarcia między izolacją zwojową poszczególnych jej zezwojów nie znalazły pełnego potwierdzenia w badaniach kontrolnych. Okazuje się, że najlepsze wyniki dają doświadczalne metody wyznaczania zastępczej sztywności czół uzwojenia stojana.

Zmienność sztywności cewki wywołana wpływem wysokiej temperatury powoduje, że istnieją zasadnicze trudności dokładnych obliczeń odkształceń czół, wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych. Podobny problem istnieje przy uwzględnianiu sztywności wiązań czół uzwojenia stojana do przekładek dystansowych i pierścieni usztywniających wykonanych sznurami lub taśmami. Zmienność własności mechanicznych wymienionych elementów w czasie eksploatacji uniemożliwia dokładne obliczenie odkształceń czół wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych.

Najważniejszym zagadnieniem w pracach konstruktorskich jest dobór: rodzaju, i umiejscowienia usztywnień czół uzwojenia stojana. W praktyce przemysłowej w kraju zagadnienie to było dotychczas rozwiązywane metodą kolejnych doświadczeń, zdobywanych na podstawie danych statystycznych dotyczących kolejnych egzemplarzy maszyn nowego typu, w których były stosowane różne usztywnienia czół uzwojenia stojana.

Długoletnia współpraca autora z przemysłem w dziedzinie zagadnień elektromechanicznych uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy doprowadziła do opracowania metody doboru rodzaju i miejsc usztywnień czół uzwojenia stojana. Polega ona na jakościowym doborze miejsc usztywnień czół wybranej cewki uzwojenia stojana, poddanej działaniu sił elektrodynamicznych, obliczanych metodą podaną w rozdz. 3. Jest to metoda porównawcza wartości: odkształceń, momentów gnących i skręcających wzdłuż czoła cewki, występujących przy różnych jej usztywnieniach. Pomija się przy tym wpływ masy cewki na odkształcenia wywołane działaniem sił elektrodynamicznych. Przyjmuje się przez to gorsze warunki odkształceń czoła cewki, gdyż, jak wykazały badania pomiarowe, częstotliwość drgań własnych cewki jest niższa od częstotliwości działających sił elektrodynamicznych. Podana w tym rozdziale metoda doboru usztywnień czół uzwojeń stojanów została zastosowana z dobrymi rezultatami przy modernizacji usztywnień czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych w zakresie mocy 400 do 6300 kW.

4.1. Obliczenia wytrzymałościowe czoła cewki uzwojenia stojana

Czoło cewki dwuwarstwowego uzwojenia stojana, które jest rozłożone na dwóch powierzchniach stożkowych (dolnej i górnej warstwy uzwojenia), rozpatrywane jest jako pręt przestrzennie krzywoliniowy — zamocowany sztywno w żłobkach pakietu stojana oraz podparty na pierścieniach usztywniających i przekładkach dystansowych. Podpory te można przyjmować jako stałe lub sprężyste. Z uwagi na to, że promienie krzywizny głównych łuków stożkowych czoła cewki są wielokrotnie większe od wymiarów ich przekrojów poprzecznych, można rozpatrywać je jako pręt słabo zakrzywiony i stosować metody obliczeń wytrzymałościowych, obowiązujące dla prętów prostoliniowych przestrzennie usytuowanych [55].

Zakłada się uproszczony model fizyczny czoła cewki, którego linia średnia pokrywa się z modelem cewki stojana, przyjętym w obliczeniach liniowej gęstości sił elektrodynamicznych (rys. 3.3 i 3.4.). Przekroje poprzeczne prostoliniowych wysięgów żłobkowych *1* i *5* modelu są równe przekrojowi poprzecznemu cewki w części żłobkowej, natomiast przekroje poprzeczne łuków *2* i *4* oraz odcinka *3* (zastępującego główkę cewki) mają przekrój poprzeczny cewki z izolacją czołową.

Przyjmuje się, że czoło cewki jest układem liniowo-sprężystym, wobec czego przemieszczenia uogólnione przekroju czoła (translacyjne i rotacyjne) wywołane siłami elektrodynamicznymi można wyznaczać metodami superpozycji oddziaływań poszczególnych składowych tych sił.

W obliczeniach reakcji podpór statycznie niewyznaczalnych oraz odkształceń czoła cewki wykorzystuje się metody energetyczne w dyskretnych jego podziałach na elementy o długościach równych odległościom między kolejnymi punktami, w których oblicza się liniową gęstość sił elektrodynamicznych. Pozostawia się przy tym rzeczywisty kształt linii średniej elementu dyskretnego. Zakłada się sztywne połączenie w skrajnych przekrojach sąsiednich elementów dyskretnych.

W analizie odkształceń czół uzwojenia stojana istnieje możliwość umiejscowienia więzów czół między sobą i do pierścieni usztywniających w dowolnych punktach czoła cewki, w których została obliczona liniowa gęstość sił elektrodynamicznych.

4.1.1. Zależności podstawowe

W obliczeniach odkształceń czół uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych dużej mocy wykorzystuje się niżej podane zależności podstawowe, obowiązujące w mechanice technicznej.

1. Gdy na układ prętów liniowo-sprężystych działa szereg sił uogólnionych P_k (sił skupionych, pary sił), to przemieszczenie u_i na kierunku działania P_i-tej siły uogólnionej wynosi

$$u_i = \sum_{k=1}^{k=n} \delta_{ik} P_k \tag{4.1}$$

gdzie δ_{ik} są współczynnikami określającymi wpływ, jaki wywierają odpowiednie siły P_k na przemieszczenia u_i w miejscu działania siły $P_{k=1}$ i nazywane są ***liczbami wpływowymi przemieszczeń sprężystych***. Zależą one od: kształtu i wymiarów prętów, od miejsc działania sił, od sprężystych własności materiałów prętów, a nie są zależne od wartości sił. Liczby wpływowe są równe przemieszczeniom wywołanym siłą uogólnioną o jednostkowej wartości.

2. Jeżeli na układ liniowo-sprężysty działają dwa układy sił, to suma prac układu pierwszego (P_i) na odpowiadającym im przemieszczeniach $u_i(k)$ tego układu, wywołanych siłami układu drugiego (P_k), jest równa sumie prac układu P_k na przemieszczeniach $u_k(i)$ wywołanych siłami układu pierwszego (twierdzenie Bettiego). Czyli

$$\frac{1}{2}\sum_{i=1}^{i=n}\sum_{k=1}^{k=n} P_i u_i(k) = \frac{1}{2}\sum_{k=1}^{k=n}\sum_{i=1}^{i=n} P_k u_k(i), \tag{4.2a}$$

a wyzyskując odpowiednio zależność (4.1)

$$\frac{1}{2}\sum_{i=1}^{i=n}\sum_{k=1}^{k=n} P_i P_k \delta_{ik} = \frac{1}{2}\sum_{k=1}^{k=n}\sum_{i=1}^{i=n} P_k P_i \delta_{ki}, \tag{4.2b}$$

wobec tego

$$\delta_{ik} = \delta_{ki} \tag{4.3}$$

3. Energia sprężysta układu liniowo-sprężystego jest kwadratową funkcją obciążeń, równą pracy tych obciążeń (twierdzenia Castigliano). Wobec tego na podstawie (4.2b) i (4.3) energia sprężysta układu prętów

$$V = \frac{1}{2}\left(\delta_{11}P_1^2 + \delta_{22}P_2^2 + \cdots + \delta_{nn}P_n^2 + 2\delta_{12}P_1P_2 + \cdots + 2\delta_{1n}P_1P_n + \cdots\right) \tag{4.4}$$

Po zróżniczkowaniu wyrażenia (4.4) względem jednej z siły np. P_1

$$\frac{\partial V}{\partial P_1} = \delta_{11}P_1 + \delta_{12}P_2 + \cdots + \delta_{1n}P_n \tag{4.5a}$$

wynika uogólnienie, że pochodna energii sprężystej względem P_i-tej siły jest równa przemieszczeniu w miejscu działania tej siły, wywołanemu działaniem układu sił P_k

$$\frac{\partial V}{\partial P_i} = u_i \tag{4.5b}$$

4. Energia sprężysta w układach prętowych, wyrażona jako praca sił uogólnionych wewnętrznych i przypadająca na jednostkę długości pręta, odpowiednio wynosi:

— dla rozciągania i ściskania $\dfrac{\partial V}{\partial s} = \dfrac{1}{2}\cdot\dfrac{N^2}{EA}$,

— dla zginania $\dfrac{\partial V}{\partial s} = \dfrac{1}{2}\cdot\dfrac{M_g^2}{EJ}$,

— dla ścinania $\dfrac{\partial V}{\partial s} = \dfrac{1}{2}\beta\dfrac{T^2}{GA}$,

— dla skręcania $\dfrac{\partial V}{\partial s} = \dfrac{1}{2}\cdot\dfrac{M_s^2}{\gamma G J_o}$,

gdzie:

N – wewnętrzna siła podłużna,
T – wewnętrzna siła poprzeczna,
M_g – wewnętrzny moment gnący,
M_s – wewnętrzny moment skręcający,
A – przekrój poprzeczny,
E – moduł sprężystości podłużnej materiału,
G – moduł sprężystości poprzecznej materiału,
J – moment bezwładności przekroju na zginanie,
J_o – moment bezwładności przekroju na skręcanie,
β,γ – współczynniki wymiarów przekroju poprzecznego.

W układach prętowych lub w pręcie podzielonym na przedziały, w których działają siły uogólnione wywołujące wewnętrzne siły uogólnione — energia sprężysta układu prętów lub całego pręta jest sumą energii sprężystych poszczególnych prętów lub przedziałów pręta. Po pominięciu wpływu sił poprzecznych na energię sprężystą układu prętów (z uwagi na mały ich udział w porównaniu do wpływu momentów i sił osiowych)

$$V=\sum_i\int_{s_i}\frac{N_i^2}{2E_iA_i}ds_i+\sum_i\int_{s_i}\frac{M_g^2}{2E_iJ_i}ds_i+\sum_i\int_{s_i}\frac{M_s^2}{2G_iJ_{oi}}ds_i. \tag{4.6}$$

5. W celu wyznaczenia przemieszczeń uogólnionych w miejscu działania sił uogólnionych korzysta się z zależności (4.5b). Wówczas przy dodatkowym oznaczeniu przez

$$C_{iN}=\frac{1}{E_iA_i},\qquad C_{iMg}=\frac{1}{E_iJ_i},\qquad C_{iMs}=\frac{1}{G_iJ_{oi}}, \tag{4.7}$$

otrzymuje się przemieszczenia uogólnione dowolnego punktu, w którym działa siła uogólniona F_j

$$u_j=\frac{\partial V}{\partial F_j}=\sum_i C_{iN}\int_{s_i}N_i\frac{\partial N_i}{\partial F_j}ds_i+\sum_i C_{iMg}\int_{s_i}M_g\frac{\partial M_{gi}}{\partial F_j}ds_i+\sum_i C_{iMs}\int_{s_i}M_s\frac{\partial M_{si}}{\partial F_j}ds_i. \tag{4.8}$$

W przypadku gdy w danym punkcie układu, dla którego wymagane jest obliczenie przemieszczenia, nie działa siła uogólniona, to zakłada się wstępnie jej istnienie, a następnie przyrównuje się ją do zera.

Zależność (4.8) można stosować także do wyznaczania reakcji podpór statycznie niewyznaczalnych sztywnych i sprężystych. Na podstawie twierdzenia Menabrea-Castigliano — w układzie sprężysto-liniowym sztywno podpartym — pochodna cząstkowa całego układu względem wielkości podporowej statycznie niewyznaczalnej R_i jest równa zero. Czyli dla podpory stałej

$$\frac{\partial V}{\partial R_i}=0, \tag{4.9a}$$

a dla podpory sprężystej

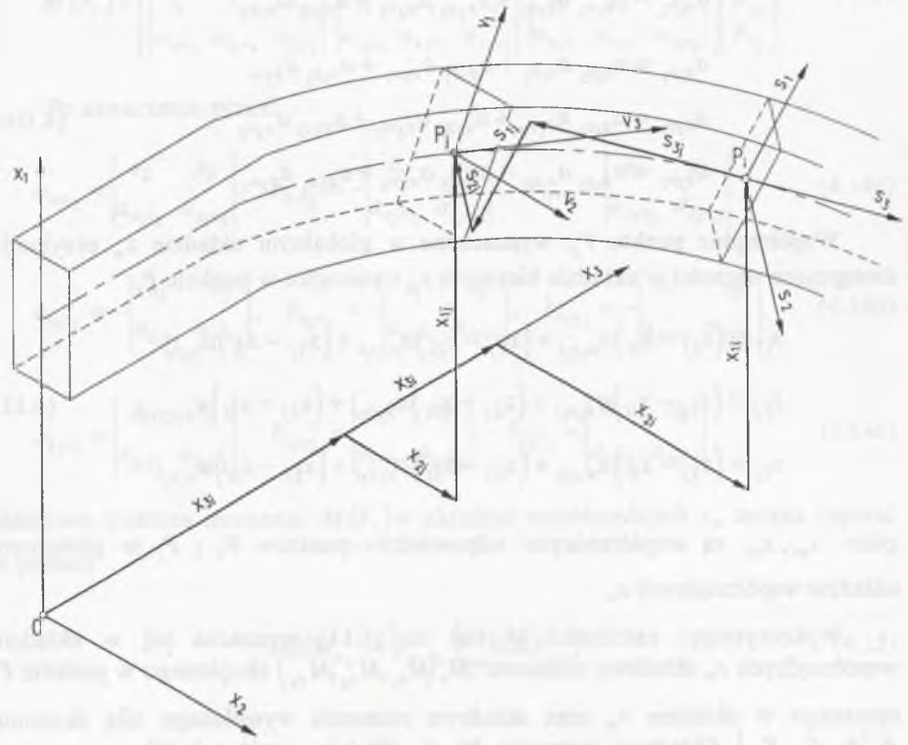
$$\frac{\partial V}{\partial R_i}=-c_iR_i, \tag{4.9b}$$

gdzie c_i jest współczynnikiem sprężystości podpory.

4.1.2. Transformacje między układami współrzędnych

W obliczeniach wytrzymałościowych czoła cewki uzwojenia stojana przyjmuje się trzy układy współrzędnych prostokątnych (rys. 4.2), a mianowicie:
— układ współrzędnych x_w przyjęty w rozdz.2,
— układ współrzędnych s_w przyjęty w rozdz.2,
— układy współrzędnych v_w o początkach w punktach P_j podziału czoła cewki stojana, o osiach układu przyjętych w taki sam sposób jak osie układu s_w.

Transformacje między tymi układami współrzędnych umożliwiają cosinusy kątów kierunkowych między osiami tych układów. Wartości cosinusów kątów kierunkowych $a_{x_w s_w}$ między osiami układu stacjonarnego x_w i osiami układu bieżącego s_w w dowolnym punkcie P_i czoła cewki oblicza się według wzorów (2.23a) do (2.23j).



Rys. 4.2. Układy współrzędnych prostokątnych
Fig. 4.2. Cartesian coordinate systems

Według tych samych wzorów oblicza się wartości $a_{x_w v_w}$ cosinusów kątów kierunkowych między osiami układu globalnego i osiami układu lokalnego w dowolnym punkcie P_j czoła cewki. Wartości cosinusów kątów kierunkowych, transformujących wielkości podane w lokalnym układzie współrzędnych v_w w punkcie P_j do układu bieżącego s_w w punkcie P_i, (rys. 4.2), wyznaczają zależności:

$$\begin{aligned}
a_{s_1v_1} &= a_{x_1s_1}\,a_{x_1v_1} + a_{x_2s_1}\,a_{x_2v_1} + a_{x_3s_1}\,a_{x_3v_1}\\
a_{s_1v_2} &= a_{x_1s_1}\,a_{x_1v_2} + a_{x_2s_1}\,a_{x_2v_2} + a_{x_3s_1}\,a_{x_3v_2}\\
a_{s_1v_3} &= a_{x_1s_1}\,a_{x_1v_3} + a_{x_2s_1}\,a_{x_2v_3} + a_{x_3s_1}\,a_{x_3v_3}
\end{aligned} \tag{4.10a}$$

$$\begin{aligned}
a_{s_2v_1} &= a_{x_1s_2}\,a_{x_1v_1} + a_{x_2s_2}\,a_{x_2v_1} + a_{x_3s_2}\,a_{x_3v_1}\\
a_{s_2v_2} &= a_{x_1s_2}\,a_{x_1v_2} + a_{x_2s_2}\,a_{x_2v_2} + a_{x_3s_2}\,a_{x_3v_2}\\
a_{s_2v_3} &= a_{x_1s_2}\,a_{x_1v_3} + a_{x_2s_2}\,a_{x_2v_3} + a_{x_3s_2}\,a_{x_3v_3}
\end{aligned} \tag{4.10b}$$

$$\begin{aligned}
a_{s_3v_1} &= a_{x_1s_3}\,a_{x_1v_1} + a_{x_2s_3}\,a_{x_2v_1} + a_{x_3s_3}\,a_{x_3v_1}\\
a_{s_3v_2} &= a_{x_1s_3}\,a_{x_1v_2} + a_{x_2s_3}\,a_{x_2v_2} + a_{x_3s_3}\,a_{x_3v_2}\\
a_{s_3v_3} &= a_{x_1s_3}\,a_{x_1v_3} + a_{x_2s_3}\,a_{x_2v_3} + a_{x_3s_3}\,a_{x_3v_3}
\end{aligned} \tag{4.10c}$$

Współrzędne punktu P_j, wyznaczone w globalnym układzie x_w przyjmują następujące wartości w układzie bieżącym s_w o początku w punkcie P_i:

$$\begin{aligned}
s_{1j} &= (x_{1j} - x_{1i})\,a_{x_1s_1i} + (x_{2j} - x_{2i})\,a_{x_2s_1i} + (x_{3j} - x_{3i})\,a_{x_3s_1i}\\
s_{2j} &= (x_{1j} - x_{1i})\,a_{x_1s_2i} + (x_{2j} - x_{2i})\,a_{x_2s_2i} + (x_{3j} - x_{3i})\,a_{x_3s_2i}\\
s_{3j} &= (x_{1j} - x_{1i})\,a_{x_1s_3i} + (x_{2j} - x_{2i})\,a_{x_2s_3i} + (x_{3j} - x_{3i})\,a_{x_3s_3i}
\end{aligned} \tag{4.11}$$

gdzie x_{wi}, x_{wj} są współrzędnymi odpowiednio punktów P_i i P_j w globalnym układzie współrzędnych x_w.

Wykorzystując zależności (4.10a) do (4.11) wyznacza się w układzie współrzędnych s_w składowe momentu $\boldsymbol{M}_v(M_{v_1}, M_{v_2}, M_{v_3})$ skupionego w punkcie P_j opisanego w układzie v_w oraz składowe momentu wywołanego siłą skupioną $\boldsymbol{F}_v(F_{v_1}, F_{v_2}, F_{v_3})$. Składowe momentu $\boldsymbol{M}_v$ w układzie współrzędnych s_w wyznacza się z zależności

$$\begin{bmatrix} M_{s_1} \\ M_{s_2} \\ M_{s_3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{s_1v_1} & a_{s_1v_2} & a_{s_1v_3} \\ a_{s_2v_1} & a_{s_2v_2} & a_{s_2v_3} \\ a_{s_3v_1} & a_{s_3v_2} & a_{s_3v_3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} M_{v_1} \\ M_{v_2} \\ M_{v_3} \end{bmatrix} \tag{4.12a}$$

lub w innym zapisie

$$\mathrm{col}(M_{s_w}) = [a_{s_wv_w}]_{wxw}\,\mathrm{col}(M_{v_w}) \tag{4.12b}$$

Składowe momentu wywołanego siłą $\mathbf{F}_v$ skupioną w punkcie P_j przyjmują w układzie współrzędnych s_w wartości

$$\boldsymbol{M}(F_v) = \begin{bmatrix} \begin{vmatrix} i & j & k \\ s_1 & s_2 & s_3 \\ a_{s_1v_1} & a_{s_1v_2} & a_{s_1v_3} \end{vmatrix} \\ \begin{vmatrix} i & j & k \\ s_1 & s_2 & s_3 \\ a_{s_2v_1} & a_{s_2v_2} & a_{s_2v_3} \end{vmatrix} \\ \begin{vmatrix} i & j & k \\ s_1 & s_2 & s_3 \\ a_{s_3v_1} & a_{s_3v_2} & a_{s_3v_3} \end{vmatrix} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{v_1} \\ F_{v_2} \\ F_{v_3} \end{bmatrix} \tag{4.13}$$

Po oznaczeniu przez:

$$b_{s_1v_1} = \begin{vmatrix} s_2 & s_3 \\ a_{s_1v_2} & a_{s_1v_3} \end{vmatrix}, \quad b_{s_1v_2} = -\begin{vmatrix} s_2 & s_3 \\ a_{s_2v_2} & a_{s_2v_3} \end{vmatrix}, \quad b_{s_1v_3} = \begin{vmatrix} s_2 & s_3 \\ a_{s_3v_2} & a_{s_3v_3} \end{vmatrix} \tag{4.14a}$$

$$b_{s_2v_1} = -\begin{vmatrix} s_1 & s_3 \\ a_{s_1v_1} & a_{s_1v_3} \end{vmatrix}, \quad b_{s_2v_2} = -\begin{vmatrix} s_1 & s_3 \\ a_{s_2v_1} & a_{s_2v_3} \end{vmatrix}, \quad b_{s_2v_3} = -\begin{vmatrix} s_1 & s_3 \\ a_{s_3v_1} & a_{s_3v_3} \end{vmatrix} \tag{4.14b}$$

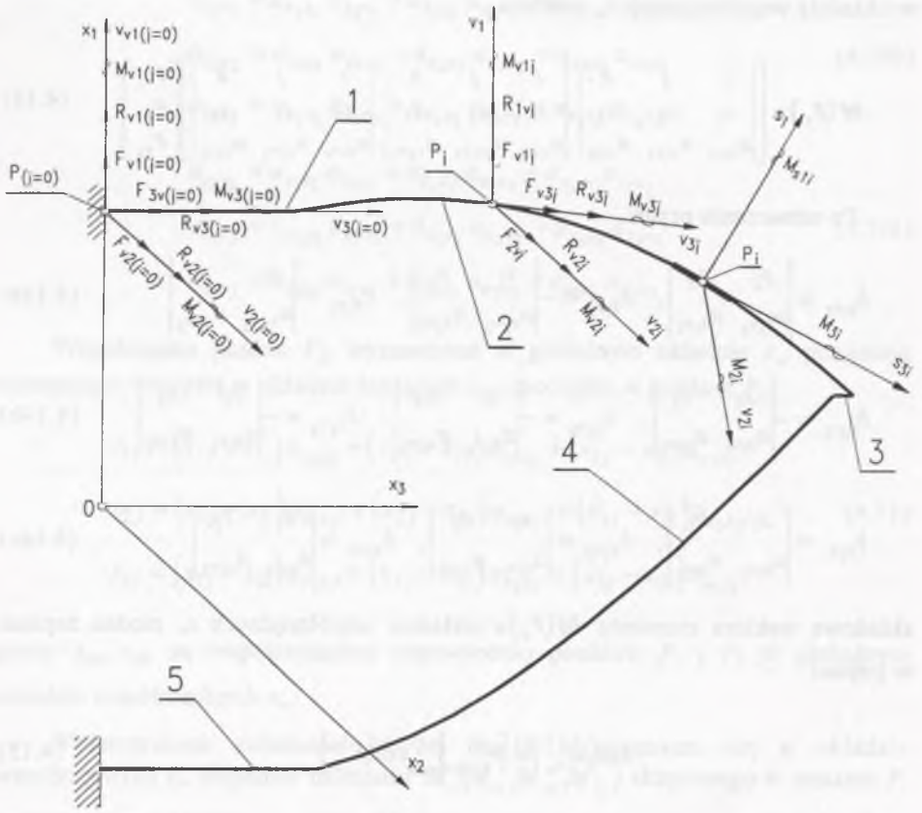
$$b_{s_3v_1} = \begin{vmatrix} s_1 & s_2 \\ a_{s_1v_1} & a_{s_1v_2} \end{vmatrix}, \quad b_{s_3v_2} = \begin{vmatrix} s_1 & s_2 \\ a_{s_1v_1} & a_{s_1v_2} \end{vmatrix}, \quad b_{s_3v_3} = \begin{vmatrix} s_1 & s_2 \\ a_{s_1v_1} & a_{s_1v_2} \end{vmatrix} \tag{4.14c}$$

składowe wektora momentu $\boldsymbol{M}(F_v)$ w układzie współrzędnych s_w można zapisać w postaci

$$\mathrm{col}(M_{s_w}) = [b_{s_wv_w}]_{wxw}\,\mathrm{col}(F_{v_w}) \tag{4.15}$$

4.1.3. Macierze sztywności czoła cewki uzwojenia stojana

W obliczeniach odkształceń czoła cewki uzwojenia stojana przyjmuje się usztywnienie sztywne lub sprężyste początkowego przekroju ($j = 0$) elementu *1* oraz końcowego przekroju ($j = j_k$) elementu *5* czoła cewki (rys. 4.3.). Zakłada się możliwość umieszczenia podpór stałych lub sprężystych czoła cewki w pozostałych punktach P_j, w których obliczono wcześniej liniową gęstość sił elektrodynamicznych. Założenie to skraca czas obliczeń komputerowych przy doborze miejsc usztywnień czół uzwojenia stojana. Zakłada się także możliwość przyjęcia różnej sztywności zastępczej czoła cewki wzdłuż jego długości.



Rys. 4.3. Siły uogólnione i układy współrzędnych prostokątnych
Fig. 4.3. Generalized forces and Cartesian coordinate systems

Obciążenie ciągłe czoła cewki siłami elektrodynamicznymi zastępuje się siłami skupionymi w punktach jego podziału, w których została obliczona liniowa gęstość tych sił. Siły te rozkłada się na składowe w kierunku osi v_w układów współrzędnych, których początki znajdują się w punktach P_j podziału linii średniej czoła cewki.

W celu wyznaczenia reakcji podpór oraz odkształceń czoła cewki (rotacyjnych i translacyjnych) dzieli się czoło cewki na elementy dyskretne wynikające z podziału linii średniej czoła cewki, zastosowanego przy obliczeniach sił elektrodynamicznych na niego działających. Moment działający w dowolnym przekroju poprzecznym czoła cewki i-tego elementu, wyznaczonym płaszczyzną s_1-s_2 układu współrzędnych s_w o początku w punkcie P_i, przesuwającym się po linii średniej tego elementu, jest sumą składowych momentu od sił skupionych i reakcji podpór czoła w punktach P_j umiejscowionych po stronie tego przekroju czoła cewki od przekroju $j = 0$ (rys. 4.3). Po wyzyskaniu związków transformacji między układami współrzędnych (4.10) do (4.15) składowe $M_{s_w i}$ wektora momentu w dowolnym przekroju poprzecznym i-tego elementu czoła cewki wyznaczają zależności.

$$col\left(M_{s_w i}\right) = \sum_{j=0}^{j=i}\left[a_{s_w i v_w j}\right]_{w\times w} col\left(M_{v_w j}\right) + \sum_{j=0}^{j=i}\left[b_{s_w i v_w j}\right]_{w\times w}\left[col\left(F_{v_w j}\right) + col\left(R_{v_w j}\right)\right], \tag{4.16}$$

gdzie:

$M_{v_w j}$ — składowe wektora momentów w j-tych podporach,

$F_{v_w j}$ — składowe siły elektrodynamicznej, skupionej w punkcie P_i, która jest wypadkową działania liniowej gęstości tej siły na długości czoła, równej połowie długości dwóch sąsiadujących z punktem P_i i-tych elementach dyskretnych czoła cewki,

$R_{v_w j}$ — składowe reakcji siłowych podpór w j-tych punktach podziału czoła cewki.

Pochodne momentu $M_{s_w i}$ względem składowych momentu występującego w miejscu podpór oraz względem składowych skupionych sił elektrodynamicznych lub reakcji podpór, które występują w pochodnej energii (4.8), odpowiednio wynoszą:

$$\frac{\partial M_{s_w i}}{\partial M_{v_w j}} = a_{s_w i v_w j}, \qquad \frac{\partial M_{s_w i}}{\partial F_{v_w j}} = b_{s_w i v_w j}, \qquad \frac{\partial M_{s_w i}}{\partial R_{v_w j}} = b_{s_w i v_w j}. \tag{4.17}$$

W programie obliczeń komputerowych reakcji podpór i odkształceń czoła cewki (rotacyjnych i translacyjnych) wyznacza się najpierw macierze sztywności poszczególnych i-tych jego elementów dyskretnych, zapisanych w postaci

$$\boldsymbol{D}_i = \sum_w \boldsymbol{D}_{iw} \tag{4.18}$$

gdzie

$$\mathrm{col}(D_{iw}) = \int_{s_i} \begin{bmatrix} \left[a_{s_1 v_w j}, b_{s_3 v_w j}\right]^T \left[a_{s_1 v_w j}, b_{s_3 v_w j}\right] C_{s_1 i} \\ \left[a_{s_2 v_w j}, b_{s_1 v_w j}\right]^T \left[a_{s_2 v_w j}, b_{s_1 v_w j}\right] C_{s_2 i} \\ \left[a_{s_3 v_w j}, b_{s_2 v_w j}\right]^T \left[a_{s_3 v_w j}, b_{s_2 v_w j}\right] C_{s_3 i} \end{bmatrix} ds_i, \tag{4.19}$$

gdzie długość s_i i-tego elementu dyskretnego czoła cewki oblicza się wg (2.14) dla elementów *1, 2,..,5* czoła cewki.

Wypadkowa macierz sztywności czoła cewki

$$\boldsymbol{D} = \sum_1^5 \sum_i \boldsymbol{D}_i . \tag{4.20}$$

W ogólnym przypadku macierz $\boldsymbol{D}$ może uwzględniać występowanie momentów oraz sił skupionych we wszystkich punktach wynikających z j_k-tych podziałów czoła cewki. Otrzymuje się wówczas macierz o wymiarach $6j_k$ x $6j_k$. W rzeczywistości, podparcie czoła cewki przyjmuje się w punktach P_{jR} jego j_R-tych podziałów, wybranych z j_k-tego podziału czoła cewki. Dla wyznaczenia reakcji podpór — przyjętych jako statycznie niewyznaczalne — tworzy się macierz $\boldsymbol{D}_R^{'}$ w postaci

$$\boldsymbol{D}_R^{'} = \underbrace{\begin{bmatrix} j_1 & 0 & . & 0 & . & 0 \\ 0 & j_2 & . & 0 & . & 0 \\ . & . & . & 0 & . & 0 \\ 0 & 0 & 0 & j_i & . & 0 \\ . & . & . & . & . & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & j_k \end{bmatrix}}_{\boldsymbol{D}_{jRF}} \underbrace{\begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & . & d_{1i} & . & d_{1j_k} \\ d_{21} & d_{22} & . & d_{2i} & . & d_{2j_k} \\ . & . & . & . & . & . \\ d_{i1} & d_{i2} & . & d_{ii} & . & d_{ij_k} \\ . & . & . & . & . & . \\ d_{j_k 1} & d_{j_k 2} & . & d_{j_k i} & . & d_{j_k j_k} \end{bmatrix}}_{\boldsymbol{D}} \underbrace{\begin{bmatrix} j_1 \\ j_2 \\ . \\ j_i \\ . \\ j_{j_k} \end{bmatrix}}_{\boldsymbol{D}_{jR}} \tag{4.21}$$

lub w innym zapisie

$$\boldsymbol{D}_R^{'} = \boldsymbol{D}_{jFR} \boldsymbol{D} \boldsymbol{D}_{jR} \tag{4.21a}$$

W macierzach $\boldsymbol{D}_{jRF}$ i $\boldsymbol{D}_{jR}$ $\Rightarrow j_i = 1$, jeżeli w danym j_i-tym punkcie podziału czoła cewki przyjęto podparcie czoła cewki oraz $\Rightarrow j_i = 0$, gdy podparcie nie występuje.

Z macierzy $\boldsymbol{D}_R^{'}$ tworzy się macierz $\boldsymbol{D}_R$ reakcji podpór statycznie niewyznaczalnych w ten sposób, że jeżeli $j_i = 0$, to z macierzy $\boldsymbol{D}_R^{'}$ usuwa się wiersz j_i i kolumnę j_i, a ich miejsca zajmuje najbliższy wiersz i najbliższa kolumna, dla których $j_{i+...} = 1$.

Z macierzy $\boldsymbol{D}_R^{'}$ tworzy się także macierz

$$\boldsymbol{D}_F^{'} = \boldsymbol{D}_{jRF} \boldsymbol{D}, \tag{4.22}$$

z której otrzymuje się macierz $\boldsymbol{D}_F$ obciążeń czoła cewki siłami elektrodynamicznymi skupionymi w j_i-tych punktach jego podziału w ten sposób, że w macierzy $\boldsymbol{D}_F^{'}$ przesuwa się "do góry" wiersze w miejsce wierszy, dla których w macierzy $\boldsymbol{D}_{jFR}$ $j_i = 0$.

4.1.4. Reakcje podpór czoła cewki

Wielopodporowe usztywnienie czoła cewki uzwojenia stojana powoduje, że należy rozwiązać układ równań utworzony z macierzy $\boldsymbol{D}$, przy czym ilość niewiadomych zależy od sposobu usztywnienia czoła cewki. Po przyjęciu dwóch utwierdzeń czoła cewki w żłobkach pakietu stojana (sztywnych lub sprężystych) oraz j_R podpór usztywniających czoło cewki w kierunku osi v_1 i v_2 otrzymuje się układ równań o $12 + 2j_R$ niewiadomych. Przyjmuje się za statycznie wyznaczalne reakcje występujące w utwierdzeniu końca elementu *5* czoła cewki.

Statycznie niewyznaczalne reakcje podpór czoła cewki oblicza się z układu równań

$$\boldsymbol{U}_R = \boldsymbol{D}_R \boldsymbol{R} + \boldsymbol{D}_F \boldsymbol{F} \tag{4.23}$$

gdzie:

$\boldsymbol{U}_R$ – macierz odkształceń (kątów obrotu i ugięć) czoła cewki w miejscu przyjętych podpór

$$\boldsymbol{U}_R = \left[k_{\vartheta v_w o}, k_{y v_w j}\right], \tag{4.23a}$$

w której

$k_{\vartheta v_{w}0}$ – współczynnik sztywności kątowej podpory w początkowym punkcie ($j_i = 0$) elementu *1* czoła cewki, który dla podpory stałej jest równy zero,

$k_{yv_{wj}}$ – współczynnik sprężystości liniowej j_R-*tej* podpory, który dla podpór stałych jest równy zero,

$\boldsymbol{R}$ – macierz reakcji podpór statycznie niewyznaczalnych (momentów i reakcji siłowych)

$$\boldsymbol{R} = \left[M_{v_{w}0}, R_{v_{w}j}\right]^T, \tag{4.23b}$$

przy czym:

$M_{v_{w}0}$ – składowe momentu utwierdzenia w punkcie $j_i = 0$,

$R_{v_{w}j}$ – składowe reakcji siłowych w j-tych podziałach czoła cewki,

$\boldsymbol{F}$ – macierz skupionych sił elektrodynamicznych

$$\boldsymbol{F} = \left[0,\ 0,\ 0,\ F_{v_{w}j}\right]^T, \tag{4.23c}$$

w której 0, 0, 0 — oznacza, że czoło cewki nie jest obciążone momentem skupionym w początkowym punkcie ($j_i = 0$) elementu *1* czoła cewki.

Siły elektrodynamiczne, które są rozłożone w sposób ciągły wzdłuż czoła cewki, zastępuje się składowymi $F_{v_{w}j}$ tych sił, skupionymi w j-tych punktach podziału segmentów *1, 2 ..,5* czoła cewki. Przyjęcie sił skupionych jest uzasadnione gęstym podziałem segmentów *1, 2,.., 5* czoła cewki, wobec czego oddziaływanie sił skupionych będzie z dobrą dokładnością odpowiadać oddziaływaniu odpowiednich sił o rozłożeniu ciągłym. Składowe skupionych sił elektrodynamicznych

$$\mathrm{col}\left(F_{v_{w}j}\right) = s_{jsr}\,\mathrm{col}\left(f_{v_{w}j}\right), \tag{4.24}$$

gdzie:

$f_{v_{w}j}$ – liniowa gęstość sił elektrodynamicznych w j-tym punkcie podziału czoła cewki,

s_{jsr} – przyjęta średnia długość czoła cewki, na której działa $f_{v_{w}j}$.

Średnią długość s_{jsr} oblicza się w następujący sposób:

– dla sił skupionych w początkowym i końcowym punkcie każdego od *1* do *5* segmentu czoła cewki

$$s_{1sr} = \frac{s_{1i}}{2}, \qquad s_{ksr} = \frac{s_{ki}}{2}, \tag{4.25a}$$

gdzie s_{1i}, s_{ki} - długość pierwszego i końcowego elementu dyskretnego *1* do *5* segmentu,

– dla sił skupionych w j-tych punktach podziału, znajdujących się wewnątrz długości *1* do *5* segmentu czoła cewki

$$s_{jsr} = \frac{s_i(j) + s_i(j+1)}{2}. \tag{4.25b}$$

Z uwagi na łagodne zarysy łuków stożkowych *2* i *4* czoła cewki można przyjąć zarówno dla odcinków prostoliniowych *1, 3, 5*, jak i jego łuków, że długość linii średniej między kolejnymi punktami j-tych podziałów wynosi

$$s_i(j) = \sqrt{\sum_{w}\left[x_w(j+1) - x_w(j)\right]^2}. \tag{4.25c}$$

Z warunku równowagi sił względem układu współrzędnych x_w wyznacza się składowe $R_{v_{w}k}$ reakcji siłowej w utwierdzeniu końca segmentu *5* czoła cewki w żłobku pakietu stojana. Układ równań musi spełniać warunek równowagi sił

$$\mathrm{col}(0_w) = \left[a_{x_w v_{w}k}\right]_{w\times w}\mathrm{col}\left(R_{v_{w}k}\right) + \left[a_{x_w v_{w}j}\right]_{w\times w}\mathrm{col}\left(F_{v_{w}j} + R_{v_{w}j}\right) \tag{4.26}$$

Składowe momentu utwierdzenia końcowego przekroju segmentu *5* czoła cewki oblicza się na podstawie równania (4.5), przy przyjęciu układu s_w w tym przekroju.

4.1.5. Odkształcenia uogólnione czoła cewki uzwojenia stojana

Odkształcenia uogólnione czoła cewki (rotacyjne i translacyjne) w j-tych punktach jego podziału wyznacza równanie

$$\boldsymbol{U} = \boldsymbol{D}\boldsymbol{R}_U + \boldsymbol{D}\boldsymbol{F} \tag{4,27}$$

gdzie:

$\boldsymbol{U}$ – macierz odkształceń w postaci

$$\boldsymbol{U} = \mathrm{col}\left(\vartheta_{v_w j}, u_{v_w j}\right) \tag{4.27a}$$

$\boldsymbol{R}_U$ – macierz reakcji

$$\boldsymbol{R}_U = \mathrm{col}\left(M_{v_w j}, R_{v_w j}\right) \tag{4.27b}$$

przy czym, gdy reakcja uogólniona w j-tym podziale czoła cewki nie występuje, to odpowiedni wiersz tej macierzy jest równy 0.

Odkształcenia uogólnione oblicza się w układach lokalnych v_w umiejscowionych w j-tych punktach podziałów linii średniej czoła cewki.

4.2. Odkształcenia układu przestrzennego czół cewek uzwojenia stojana

Czoła uzwojenia stojana silnika indukcyjnego dużej mocy tworzą przestrzenny układ cewek (rys. 2.1) połączonych:

- przekładkami dystansowymi w każdej warstwie uzwojenia, związanymi sznurami lub taśmami z czołami sąsiednich cewek,
- sznurami lub taśmami do pierścieni usztywniających w dolnej warstwie uzwojenia,
- sznurami lub taśmami do pośrednich pierścieni usztywniających (składanych) umiejscowionych między dolną i górną warstwą stojana.

Kształt czół cewek uzwojenia jest taki sam dla wszystkich cewek, które są obrócone względem siebie o kąt wynikający z podziałki żłobkowej stojana.

Przedstawiona w rozdz. 4.1 metoda obliczeń odkształceń jednego czoła uzwojenia stojana może być dostosowana do obliczeń odkształceń układu przestrzennego czół uzwojenia.

W obliczeniach wykorzystuje się układy współrzędnych prostokątnych: x_w, s_w i v_w przyjęte dla n-tej cewki w taki sam sposób jak przy obliczeniach jednej cewki, przy czym oś x_1 układu x_w przechodzi przez środek przekroju poprzecznego żłobka stojana, w którym jest umieszczona górna jej półcewka.

Układ przestrzenny czół cewek powoduje, że przekładki dystansowe umiejscowione między ich czołami, tworzące rodzaj pierścienia usztywniającego, przylegają do sąsiednich cewek w innych punktach na długości głównego łuku stożkowego czoła sąsiedniej cewki (rys. 4.4). Przyjmuje się, że przekładki te stanowią podpory przesuwne rozpatrywanej cewki, umiejscowione na sąsiednich cewkach. Sprężystość tych podpór zależy od sztywności cewek, na których są umiejscowione oraz od odległości między przekładkami, ponieważ siły działające na przekładki dystansowe powodują zginanie sąsiednich cewek.

Punkty, w których przekładki dystansowe przylegają do głównych łuków stożkowych cewki n i $n + 1$, przyjmuje się w punktach przecięcia czoła cewki $n + 1$ płaszczyznami przechodzącymi przez punkty przylegania tych przekładek do n-tej cewki. Wykorzystuje się w tym celu równanie (2.20). Przyjmuje się wstępnie, że przekładki dystansowe, przylegające do n-tej cewki, są umiejscowione we wszystkich punktach jej podziału, w których została obliczona liniowa gęstość sił elektrodynamicznych. Umożliwia to wykorzystanie wyników obliczeń uzyskanych przy obliczeniach odległości między głównymi łukami stożkowymi sąsiednich cewek, wg równań podanych w rozdz. 2.

W obliczeniach przyjmuje się uproszczenie polegające na tym, że zakłada się, iż prosta łącząca punkty przecięcia n-tej i $n + 1$ cewki płaszczyzną prostopadłą do linii średniej n-tej cewki jest prostopadła do linii średniej cewki n-tej i $(n + 1)$-szej. Uproszczenie to może dać błąd w obliczeniach uzwojenia ułożonego np. w 48 żłobkach pakietu stojana w granicach 7%. Przyjęcie takiego uproszczenia umożliwia obliczenia odkształceń uzwojenia stojana usztywnionego przekładkami dystansowymi w podobny sposób jak w obliczeniach wyodrębnionej cewki. Różnica polega na tym, że w miejsce reakcji podpór (przy rozpatrywaniu jednej cewki) od przekładek dystansowych wprowadza się równość ugięć n-tego i $(n + 1)$-go czoła cewki w miejscu przekładek dystansowych.

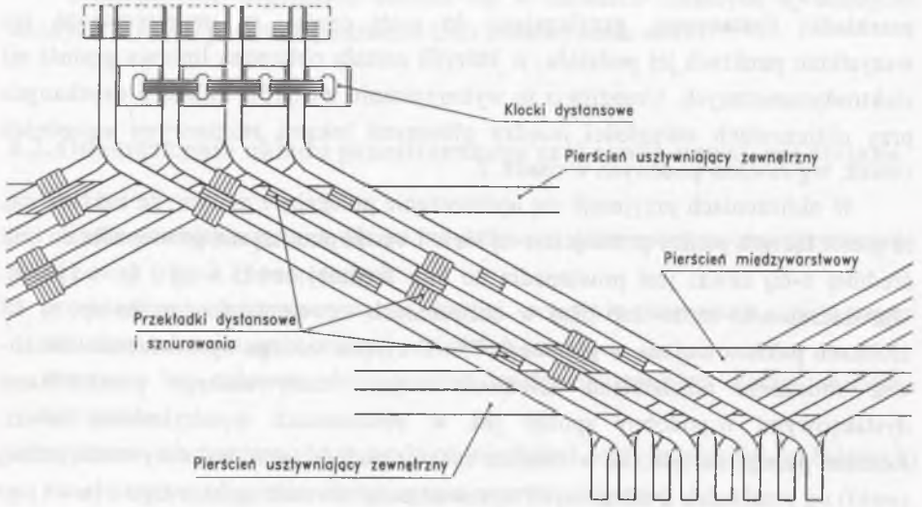
Wykorzystując związki transformacyjne między układami współrzędnych tworzy się według (4.18 - 4.20) macierze $\boldsymbol{D}_n$ dla n-tej cewki w taki sam sposób jak przy rozwiązywaniu jednej wydzielonej cewki oraz wyznacza się według (4.21)

macierze D'_R, przy uwzględnieniu punktów działania reakcji w miejscu przekładek przylegających do czół cewki (n - 1)-szej.

Wykorzystując zależność (4.22) do (4.26) tworzy się układ równań umożliwiający wyznaczenie sił wewnętrznych działających w przekładkach dystansowych (ściskających lub rozciągających), a przez to sił wywołujących naprężenia dociskowe między przekładkami dystansowymi i czołami cewek. Tworząc układ równań na podstawie (4.27), można wyznaczyć odkształcenia czół wszystkich cewek. Wyniki obliczeń reakcji oraz odkształceń liniowych otrzymuje się w układach współrzędnych ν_w.

4.3. Zastosowanie programów wykorzystujących MES

Do obliczeń i analizy odkształceń czół uzwojeń stojanów, wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych, można stosować firmowe programy komputerowe, wykorzystujące w obliczeniach metody elementów skończonych. Czoła uzwojenia stojana rozpatruje się jako układ belek przestrzennych, wzajemnie ze sobą połączonych wiązaniami i usztywnieniami (rys. 4.4).



Rys. 4.4. Szkic mocowań czół uzwojenia stojana
Fig. 4.4. Fixing outline for stator end windings

Przy tworzeniu modelu fizycznego czół uzwojenia w tych programach wykorzystuje się wyniki obliczeń kształtu czół cewek metodą podaną w rozdz. 2. Model fizyczny czół uzwojenia stojana obciąża się siłami elektrodynamicznymi obliczonymi metodami podanymi w rozdz. 3.

W zależności od mocy maszyn indukcyjnych, w tym głównie silników, stosuje się różne sposoby usztywnień czół uzwojenia stojana.

1. Usztywnienie czół do pierścieni usztywniających wolno wiszących

W silnikach indukcyjnych, o mocy kilkaset kilowat, stosuje się obecnie dość często pierścienie usztywniające wolno wiszące, do których mocuje się czoła dolnej warstwy cewek (rys. 4.4). Pierścienie te nie są mocowane do wsporników połączonych z korpusem silnika.

W obliczeniach odkształceń czół uzwojenia stojana należy wówczas przyjąć, że takie pierścienie usztywniają czoła cewek w kierunku promieniowym oraz że przemieszczenie punktu styku czoła cewki z pierścieniem usztywniającym jest takie samo dla czoła i pierścienia usztywniającego. Przy gęstym podziale czoła cewki w obliczeniach liniowej gęstości sił elektrodynamicznych można przyjmować, że odległość pierścienia usztywniającego od rdzenia stojana jest równa odległości jednego z punktów podziału czoła cewki, w którym są obliczane liniowe gęstości sił elektrodynamicznych.

2. Usztywnienie czół do pierścieni usztywniających podpartych

W silnikach indukcyjnych o mocy powyżej 500 kW stosuje się dwa lub trzy pierścienie usztywniające czoła cewek uzwojenia stojana, które są przymocowane do wsporników połączonych sztywno z korpusem silnika. W rozwiązaniach konstrukcyjnych przyjmuje się równomierne obwodowe rozmieszczenie wsporników pierścieni usztywniających. Zakłada się, że pierścień usztywniający jest podparty przegubowo na wspornikach.

W tym przypadku wspólne ugięcie czoła cewki oraz pierścienia usztywniającego będzie zależało od położenia obwodowego na pierścieniu usztywniającym punktu styku czoła cewki i pierścienia usztywniającego.

3. Wypadkowe usztywnienie czół uzwojenia stojana

W ogólnym przypadku czoła cewek uzwojenia stojana są usztywniane przekładkami dystansowymi oraz mocowane do pierścieni usztywniających (najczęściej

dwóch lub trzech) dolną warstwę uzwojenia. W dużych silnikach indukcyjnych dwubiegunowych o mocy powyżej 3 MW stosuje się często dodatkowy pierścień usztywniający (składany) umiejscowiony między dolną i górną warstwą czół uzwojenia.

Przedstawione w poprzednich rozdziałach zależności i równania umożliwiają opracowanie programu komputerowego lub wykorzystanie firmowych programów komputerowych opartych na MES do symulacji odkształceń czół cewek uzwojenia stojana przy różnych wariantach ich usztywnienia. Z uwagi na to, że obliczenia komputerowe odkształceń wszystkich czół uzwojenia są długotrwałe i wymagają stosunkowo dużej pamięci komputera, należy wykorzystywać obliczenia wstępne dla wyodrębnionej cewki, a obliczenia kompleksowe należy przeprowadzać jako obliczenia sprawdzające prawidłowość doboru umiejscowienia usztywnień czół uzwojenia stojana.

5. METODY POMIAROWE BADAŃ SKUTKÓW DZIAŁANIA SIŁ ELEKTRODYNAMICZNYCH

Rozwiązania konstrukcyjne usztywnień czół uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych prądu przemiennego dużej mocy należy poddać sprawdzeniu podczas badań prototypów tych maszyn na stacjach prób oraz w warunkach eksploatacyjnych w przemyśle. Badania sprawdzające polegają przede wszystkim na pomiarach drgań czół i ich usztywnień oraz pomiarach odkształceń izolacji głównej czół uzwojenia stojana.

Duże natężenie pola magnetycznego, występujące w przestrzeni czół uzwojenia stojana, a w szczególności w stanach nieustalonych, określa: metody pomiarowe, rodzaje stosowanych przetworników pomiarowych oraz dobór aparatury pomiarowej. Podane w tym rozdziale metody pomiarowe – wybrane na podstawie analizy i badań doświadczalnych – zostały sprawdzone przez autora w warunkach laboratoryjnych i przemysłowych.

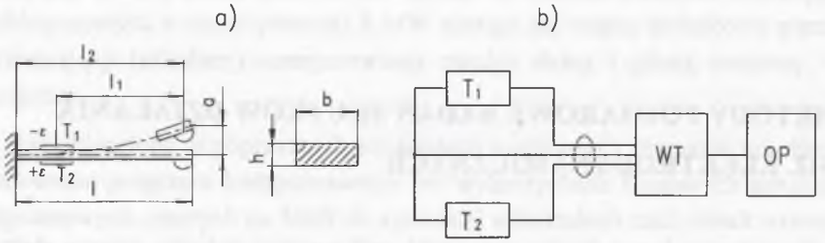
5.1. Pomiary drgań czół uzwojenia stojana przetwornikami tensometrycznymi

Przy wyborze rozwiązania konstrukcyjnego przetwornika drgań należy uwzględnić założenia wynikające z badań doświadczalnych, a mianowicie, że:

- maksymalne amplitudy drgań czół uzwojenia stojana nie przekraczają zwykle 1500 μm,
- częstotliwość drgań wymuszanych siłami elektrodynamicznymi; w pierwszych okresach stanu nieustalonego maszyny elektrycznej prądu przemiennego wynosi 50 Hz, a następnie przechodzi w 100 Hz (przy 50 Hz prądach w uzwojeniach maszyny indukcyjnej).

Zasadniczym elementem przetwornika amplitudy drgań czoła uzwojenia stojana jest belka sprężysta (rys. 5.1a) jednym końcem utwierdzona, a drugim wsparta na czole uzwojenia w wybranym punkcie pomiarowym.

Na belce pomiarowej są naklejone dwa tensometry rezystancyjne T_1 i T_2, mierzące odkształcenie względne belki sprężystej, które jest proporcjonalne do ugięcia a wolnego końca belki – równego ugięciu czoła uzwojenia stojana w punkcie pomiarowym.



Rys. 5.1. Przetwornik amplitudy drgań: a) belka pomiarowa, b) schemat układu pomiarowego
Fig. 5.1. Vibration amplitude transducer: a) measuring beam, b) diagram of measuring system

Odkształcenie względne tensometru pomiarowego

$$\varepsilon = \frac{3hl_1}{2l^3} a = c_a a, \tag{5.1}$$

gdzie

$$c_a = \frac{3hl_1}{2l^3} \tag{5.1a}$$

jest stałą przetwornika, zależną od wymiarów belki sprężystej podanych na rys.5.1a.

Ze wzorów (5.1) i (5.1a) wynika ugięcie swobodnego końca belki sprężystej

$$a = \frac{\varepsilon}{c_a}. \tag{5.2}$$

Proporcjonalna zależność między ugięciem a i wydłużeniem względnym ε – występująca w granicach naprężeń dopuszczalnych dla materiału belki – umożliwia pośredni pomiar amplitudy drgań czoła uzwojenia stojana przez pomiar wydłużenia względnego ε tensometrów naklejonych na belkę sprężystą.

Tensometry T_1 i T_2 łączy się w układzie półmostka Wheatstone'a (rys. 5.1b) ze wzmacniaczem tensometrycznym *WT*, którego wyjście jest połączone do rejestratora, np. do oscylografu pętlicowego *OP* lub przetwornika analogowo-cyfrowego, współpracującego z komputerem.

Dokładność pomiaru amplitudy drgań czół uzwojenia stojana w dużym stopniu zależy od częstotliwości drgań własnych belki sprężystej, którą przy prostokątnym jej przekroju poprzecznym wyznacza zależność

$$\omega_o = \frac{s^2 h}{l^2} \sqrt{\frac{E}{12\rho_m}} \tag{5.3}$$

gdzie:

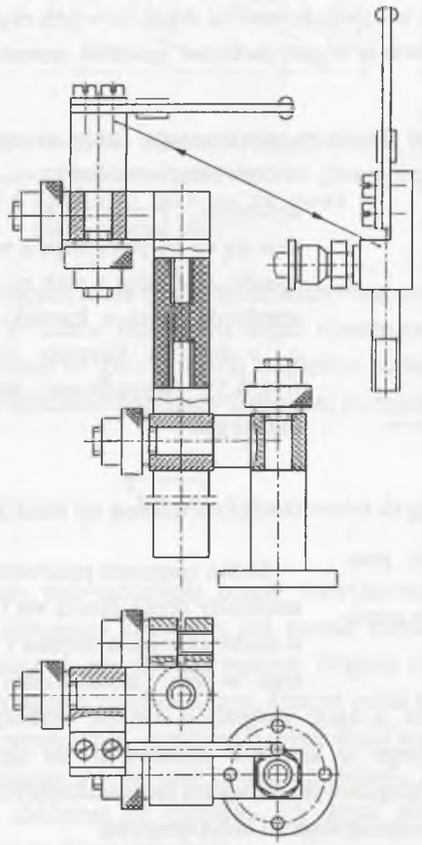
E – moduł sprężystości podłużnej materiału belki,

ρ – masa właściwa materiału belki,

$h\ i\ l$ – wymiary belki zaznaczone na rys 5.1a.,

s – współczynnik uwzględniający rodzaj podparcia belki, przy czym:
$s = 1{,}8751$ – dla belki z jednym końcem utwierdzonym, a drugim wolnym,
$s = 3{,}9266$ – dla belki z jednym końcem utwierdzonym, a drugim podpartym.

Korpus maszyny jest bazą odniesienia, względem której mierzy się amplitudę drgań czół uzwojenia stojana, wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych. W związku z tym przetwornik amplitudy drgań mocuje się bezpośrednio do korpusu badanej maszyny lub do wspornika sztywno połączonego z korpusem maszyny.



Rys. 5.2. Konstrukcja przetwornika amplitudy drgań
Fig. 5.2. Construction of vibration amplitude transducer

Na rys. 5.2 przedstawiono jedno z rozwiązań konstrukcyjnych przetwornika amplitudy drgań wraz z uchwytem, umożliwiającym przestrzenne naprowadzanie wolnego końca belki sprężystej przetwornika pomiarowego do punktu pomiarowego na uzwojeniu stojana.

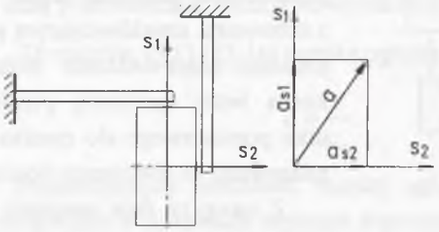
Z uwagi na duże natężenie pola elektromagnetycznego w przestrzeni pomiarowej drgań elementy przetwornika muszą być wykonane z materiałów nieferromagnetycznych. Wyniki badań laboratoryjnych i przemysłowych wskazują, że belka sprężysta przetwornika może być wykonana ze stali niemagnetycznej, tytanu bądź włókna szklanego. Elementy uchwytu naprowadzającego powinny być wykonane z tytanu i tworzyw sztucznych.

Z uwagi na to, że w tensometrze umieszczonym w polu elektromagnetycznym indukuje się siła elektromotoryczna o częstotliwości prądu płynącego w uzwojeniu stojana — będąca sygnałem pasożytniczym — trzeba stosować filtr częstotliwości sieciowej we wzmacniaczu tensometrycznym (pracującym najczęściej przy częstotliwości 6 kHz).

W celu wyeliminowania możliwości przebicia elektrycznego między przetwornikiem i uzwojeniem stojana maszyn wysokonapięciowych trzeba:
- zaopatrzyć koniec belki sprężystej przetwornika amplitudy — wspierający się o czoło uzwojenia — w kuliste zakończenie z materiału izolacyjnego,
- zastosować wkładkę z materiału izolacyjnego w głównym trzpieniu uchwytu naprowadzającego przetwornika amplitudy drgań.

W celu zwiększenia bezpieczeństwa w czasie pomiarów drgań uzwojeń maszyn wysokonapięciowych wskazane jest stosowanie własnych źródeł zasilania wzmacniacza tensometrycznego oraz rejestratora.

Pomiary amplitudy drgań wybranego przekroju poprzecznego czoła uzwojenia stojana maszyny elektrycznej dokonuje się z zasady dwoma przetwornikami tensometrycznymi. Przetworniki te mocuje się do korpusu stojana w ten sposób, aby jeden z nich mierzył amplitudę drgań w kierunku osi s_1, a drugi w kierunku osi s_2 (rys. 5.3). Wypadkowa amplituda drgań



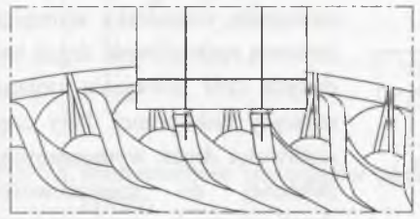
Rys. 5.3. Umiejscowienie belek sprężystych przetworników amplitudy drgań
Fig. 5.3. Location of elastic beam of vibration amplitude transducers

$$a = \sqrt{a_{s_1}^2 + a_{s_2}^2}. \qquad (5.4)$$

Belka sprężysta przetwornika amplitudy drgań opiera się tylko o czoło uzwojenia stojana i dlatego w celu umożliwienia pomiaru dwustronnej amplitudy drgań trzeba ją ugiąć wstępnie o wartość większą od przewidywanego ugięcia cewki, mierzonego w kierunku przeciwnym do ugięcia wstępnego. Ugięcie to można zrealizować przegubowym uchwytem naprowadzającym lub przekładką, umieszczoną między czołem uzwojenia stojana i belką sprężystą.

5.2. Pomiar drgań uzwojenia stojana za pomocą kamery filmowej

Drgania czół uzwojenia stojana można rejestrować specjalną kamera filmową — przystosowaną do wykonywania 2000 do 4000 zdjęć na sekundę. Przy odtwarzaniu filmu w projektorze z częstością 24 klatek na sekundę otrzymuje się na ekranie zwolniony przebieg drgań czół uzwojenia stojana. Po naklejeniu podziałki pomiarowej na główkę uzwojenia oraz na wspornik (rys. 5.4), sztywno związany z korpusem maszyny, i odpowiednim oświetleniu miejsca pomiarowego otrzymuje się układ umożliwiający filmowanie drgań główki cewki uzwojenia stojana.



Rys. 5.4. Podziałka pomiarowa na główkach cewek uzwojenia stojana
Fig. 5.4. Measuring pitch on the noses of stator winding coils

Filmowanie czół uzwojenia stojana umożliwia wizualną analizę charakteru występujących drgań czół, szczególnie w stanach nieustalonych maszyn elektrycznych. Umożliwia również analizę rodzaju naprężeń występujących w elementach usztywniających czoła uzwojenia – zwłaszcza w sznurach i taśmach mocujących czoła do pierścieni usztywniających.

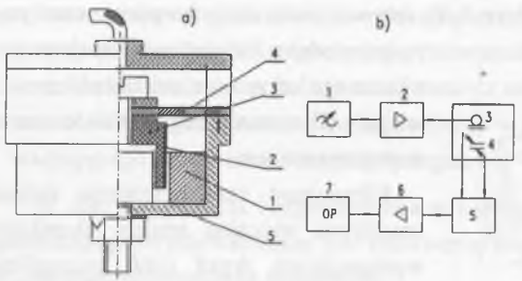
W czasie filmowania drgań rejestrowane są także zmiany położenia podziałki naklejonej na główkę cewki względem podziałki naklejonej na wspornik. Umożliwia to wyznaczenie amplitudy drgań oraz jej składowych.

5.3. Układ do pomiaru częstotliwości drgań własnych czół uzwojenia stojana

Przy doświadczalnej ocenie rozwiązania konstrukcyjnego mocowań usztywnień czół uzwojenia konieczny jest pomiar częstotliwości drgań własnych czół, przeprowadzany na prototypach maszyn. Drgania o zadanej częstotliwości można wywołać wzbudnikiem mechanicznym, którym może być mały silnik elektryczny prądu stałego z nie wyważonym wirnikiem o regulowanej prędkości obrotowej do 9000 obr/min. Silnik ten mocuje się do czół uzwojenia stojana. Przy częstotliwości wymuszanych drgań czół, zbliżonej do częstości ich drgań własnych, występuje rezonansowy wzrost amplitudy drgań uzwojenia.

Czoła uzwojenia stojana można również pobudzić do drgań elektromagnetycznym wzbudnikiem drgań, którego jedną z konstrukcji podano na rys. 5.5a.

Działanie takiego przetwornika polega na wykorzystaniu wzajemnego oddziaływania pola magnetycznego wytworzonego przez magnes stały *1* i sinusoidalnie zmiennego pola prądu w uzwojeniu wzbudnika *2*. Pod wpływem tego oddziaływania drga tuleja *3* (na której jest nawinięte uzwojenie wzbudnika) z częstotliwością prądu wzbudnika. Drgania te poprzez membranę sprężystą *4* są przenoszone na korpus wzbudnika *5*, przymocowany do uzwojenia stojana.



Rys. 5.5. Elektromagnetyczny wzbudnik drgań – a) oraz schemat blokowy układu pomiarowego – b)
Fig. 5.5. Electromagnetic vibration inductor of – a) and block diagram of the measuring circuit – b)

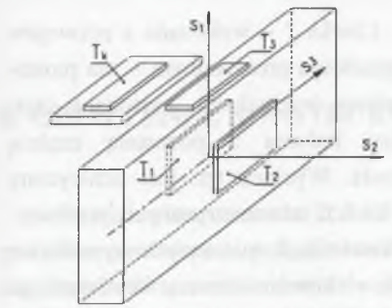
Regulowana częstość prądu uzwojenia wzbudnika wymusza zmienną częstotliwość drgań badanych czół uzwojenia stojana maszyny elektrycznej. Przy częstotliwości drgań wymuszanych, zbliżonej do częstotliwości drgań własnych uzwojenia, występuje rezonansowe zwiększenie amplitudy drgań czół uzwojenia. Pomiar amplitudy tych drgań można wykonać za pomocą przetwornika amplitudy drgań przedstawionego w rozdz. 5.1 lub przetworników innych konstrukcji. Schemat blokowy układu pomiarowego przedstawia rys. 5.5b, na którym zaznaczono przez: *1* - generator przebiegów sinusoidalnych, *2* - wzmacniacz, *3* - wzbudnik drgań, *4* - czoła uzwojenia stojana badanej maszyny elektrycznej, *5* przetwornik amplitudy drgań, *6* - wzmacniacz sygnałów przetwornika amplitudy drgań, *7* - rejestrator amplitudy drgań.

5.4. Układ do pomiaru odkształceń względnych uzwojeń stojanów

Odkształcenia względne ε czoła uzwojenia stojana maszyny elektrycznej dużej mocy mierzy się najczęściej przy użyciu tensometrów rezystancyjnych. Odkształcenia te można praktycznie mierzyć jedynie na powierzchni zewnętrznej izolacji głównej czół. Tensometry rezystancyjne nakleja się w taki sposób, aby mierzyły odkształcenia względne w płaszczyznach głównych osi bezwładności przekroju czoła uzwojenia (w płaszczyźnie $s_1 - s_3$ i $s_2 - s_3$).

Na rys.5.6. przedstawiono rozmieszczenie tensometrów na zewnętrznej powierzchni izolacji, Tensometry T_1, T_2, mierzące odkształcenia względne ε

w płaszczyźnie s_2 - s_3, łączy się w układzie półmostka Wheatstone'a ze wzmacniaczem tensometrycznym *WT* (rys. 5.1b), którego wyjście jest połączone do rejestratora *OP*.



Rys. 5.6. Rozmieszczenie tensometrów pomiarowych
Fig. 5.6. Arrangement of measuring tensometers

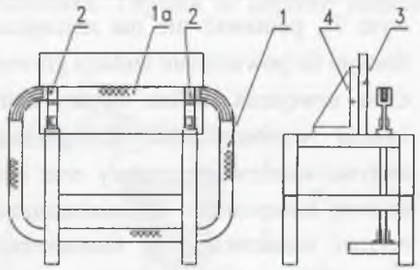
Pomiaru odkształceń względnych w płaszczyźnie s_1 - s_3 dokonuje się najczęściej jednym tensometrem pomiarowym T_3, ponieważ nie ma najczęściej dostępu do powierzchni izolacji głównej czoła uzwojenia stojana między dolną i górną warstwą czół. Kompensacji wpływu różnicy temperatury oraz częściowej kompensacji siły elektromotorycznej indukowanej w tensometrach dokonuje się w tym przypadku tensometrem kompensacyjnym T_k, naklejonym na płytce umieszczonej obok tensometru pomiarowego T_3. Sposób podłączenia tensometru T_3 i T_k ze wzmacniaczem tensometrycznym odpowiada układowi przedstawionemu na rys. 5.1b.

Dokładność tensometrycznej metody pomiarowej zależy: od rodzaju tensometrów rezystancyjnych, jakości stosowanych klejów oraz technologii klejenia. Niekorzystne własności, takie jak: pełzanie oraz ewentualna niestabilność zera wzmacniacza tensometrycznego są do pominięcia z uwagi na krótkotrwałość pomiarów. Stosowane kleje oraz zmywacze, służące do czyszczenia powierzchni izolacji głównej czoła uzwojenia stojana, nie mogą uszkodzić własności dielektrycznych izolacji uzwojenia.

5.5. Układ do pomiaru oddziaływania ścian metalowych na przewody z prądem elektrycznym

Oddziaływania pakietu stojana oraz korpusu maszyny elektrycznej na przewody z prądem przemiennym uwzględniono w obliczeniach sił elektrodynamicznych za pomocą metody zwierciadlanych odbić. Współczynnik μ_r, charakteryzujący wpływ oddziaływania elektrodynamicznego materiału ściany na przewody z prądem, można wyznaczyć metodą analityczno-pomiarową. Współczynnik ten określa stosunek pomierzonej siły elektrodynamicznej działającej na cewkę z prądem – umieszczoną w zadanej odległości od ściany metalowej – do siły elektrodynamicznej obliczonej analitycznie, działającej między dwoma cewkami z tym samym prądem, których wzajemna odległość jest równa podwójnej odległości cewki pomiarowej od ściany metalowej.

Pomiar siły elektrodynamicznej, działającej na cewkę umieszczoną w sąsiedztwie ściany metalowej, można zrealizować na stanowisku pomiarowym przedstawionym na rys. 5.7.



Rys. 5.7. Stanowisko pomiarowe
Fig. 5.7. Measuring stand

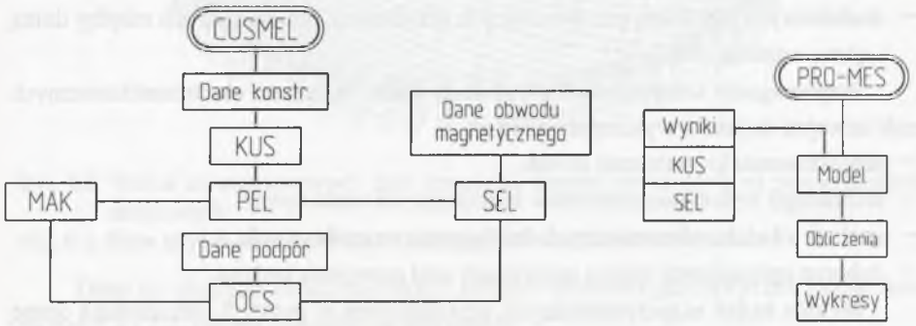
Cewka *1* – wykonana z zezwojów o przekroju prostokątnym – ma prostoliniowy wycinek *1a*, połączony giętkimi linkami z pozostałą częścią cewki. Wycinek ten jest uchwycony w dwóch tensometrycznych przetwornikach siły *2*, mierzących wypadkową siłę elektrodynamiczną, działającą na całą długość wycinka *1a* cewki. Płytę metalową *3* mocuje się do dwóch wsporników *4*, które umożliwiają zadawanie wymaganej odległości między cewką i płytą metalową. Na tym stanowisku pomiarowym można także mierzyć siły elektrodynamiczne działające między dwiema cewkami przewodzącymi prąd. Wówczas w miejsce płyty metalowej *3* mocuje się drugą cewkę.

6. OBLICZENIA, KONSTRUKCJE I BADANIA

Przedstawione w rozdz. 2, 3 i 4 algorytmy oraz schematy blokowe obliczeń były podstawą opracowania programów komputerowych, wspomagających rozwiązywanie zagadnień elektromechanicznych czół uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych dużej mocy prądu przemiennego. Opracowany w tym celu pakiet programów komputerowych **"CUSMEL"** (cewki uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych) składa się z pięciu programów składowych (rys.6.1), a mianowicie programu:

KUS – do projektowania kształtu czół uzwojenia stojana,
PEL – do obliczeń podatności elektrodynamicznej czół uzwojenia stojana,
SEL – do obliczeń i analizy sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana,
MAK – do obliczeń macierzy kształtu czół uzwojenia stojana,
OCS – do obliczeń i analizy odkształceń wybranego czoła uzwojenia stojana.

W celu wyznaczenia naprężeń i odkształceń, równocześnie we wszystkich czołach uzwojenia stojana, wykorzystuje się współdziałanie (rys. 6.1) pakietu programów **CUSMEL** z firmowym systemem **PRO-MES** [50].



Rys. 6.1. Schemat programu CUSMEL i współdziałanie z programem PRO-MES
Fig. 6.1. Block diagram of CUSMEL - programme and operating integration with PRO-MES programme

System **PRO-MES** jest to zintegrowany pakiet programów pozwalających na prowadzenie obliczeń i analiz wytrzymałościowych dowolnej konstrukcji metodą elementów skończonych. W systemie tym konstrukcja może być modelowana następującymi typami elementów skończonych

Pręty – elementy przenoszące tylko siły osiowe,
Belki – elementy pryzmatyczne, przenoszące poza siłami osiowymi również siły tnące, momenty skręcające i zginające,
O-S – elementy modelujące osiową symetrię,
P-O-S – elementy modelujące płaski stan odkształcenia,
Tarcze – elementy modelujące płaski stan naprężenia,
Płyty – elementy modelujące płyty cienkie,
Powłoki – elementy łączące w sobie cechy tarcz i płyt,
Bryły – ośmiowęzłowe elementy przestrzenne,
Podpory – elementy podporowe z możliwością modelowania podatności i wstępnych ugięć.

Wyznaczony kształt czół jednej cewki (program **KUS**) umożliwia zamodelowania czół wszystkich cewek uzwojenia stojana w systemie **PRO-MES 4.4**. Model czół uzwojenia stojana obciąża się siłami elektrodynamicznymi obliczonymi w programie **SEL**.

Usztywnienie modelu czół uzwojenia stojana zależy od typu silnika i może być realizowane przy zastosowaniu:
— pierścieni usztywniających, podpartych na wspornikach przymocowanych do płyty prasującej pakiet stojana lub pierścieni wolno wiszących,
— wiązań między sąsiednimi czołami cewek z zastosowaniem przekładek dystansowych w dolnej i górnej warstwie uzwojenia,
— dodatkowych pierścieni usztywniających składanych, umieszczonych między dolną i górną warstwą czół.

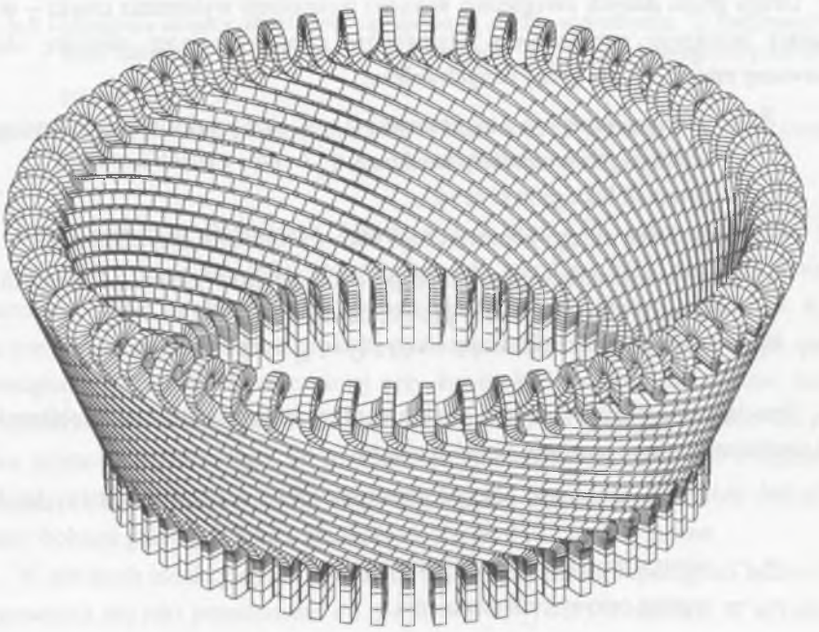
Wspomaganie komputerowe w rozwiązywaniu zagadnień elektromechanicznych czół uzwojeń stojanów wykorzystuje się w:
— projektowaniu kształtu czół cewek,
— technologii wykonania szablonów kształtujących czoła cewek,
— analizie sił elektrodynamicznych działających na czoła cewek,
— doborze optymalnych miejsc usztywnień czół uzwojenia stojana.

Metody badań eksperymentalnych, przedstawione w rozdz. 5, umożliwiają ocenę przyjętych rozwiązań konstrukcyjnych usztywnień czół uzwojenia stojana.

Przedstawione w tym rozdziale: wyniki analiz komputerowych, rozwiązania konstrukcyjne oraz wyniki badań eksperymentalnych zostały sprawdzone przez autora w warunkach przemysłowych – na stacjach prób zakładów wytwórczych i remontowych maszyn elektrycznych dużej mocy oraz w rzeczywistych warunkach pracy w elektrowniach zawodowych i elektrociepłowniach.

6.1. Projektowanie kształtu cewek uzwojeń stojanów

Program obliczeń komputerowych **KUS**, opracowany na podstawie zapisu analitycznego kształtu czół podanego w rozdz. 2, umożliwia projektowanie kształtu czół cewek uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych prądu przemiennego o uzwojeniu dwuwarstwowym, rozłożonym na powierzchniach stożkowych (rys. 6.2.) o kątach wierzchołkowych $2\gamma \in \langle 0, \pi \rangle$.



Rys. 6.2. Widok dwuwarstwowych czół uzwojenia stojana rozłożonych na powierzchniach stożkowych
Fig. 6.2. View of two-layer stator end windings distributed on conical surfaces.

Dane do obliczeń konstruktorskich, których wielkości geometryczne zaznaczono na rys. 2.2 i 2.4, można podzielić na trzy grupy.

Pierwszą grupę stanowią dane otrzymane z rozwiązania obwodu elektromagnetycznego i układu izolacyjnego uzwojenia stojana. Do nich należą:

Q_s — liczba żłobków rdzenia stojana,
Y_{Q_s} — rozpiętość cewki,

l_s — długość rdzenia stojana,

R_w — promień wewnętrzny rdzenia stojana,

h_s — głębokość żłobka rdzenia stojana,

b_m, h_m — szerokość i wysokość przekroju poprzecznego cewki bez izolacji głównej,

$g_{iż}, g_{ic}$ — grubość izolacji głównej żłobkowej i stożkowej,

$w_{żj}$ — prostoliniowy wysięg osiowy j-tej półcewki ($j = d, g$) o izolacji żłobkowej,

w_{oj} — całkowity prostoliniowy wysięg osiowy j-tej półcewki,

g_p — grubość przekładki między cewkami w żłobku pakietu stojana.

Druga grupa danych uwzględnia warunki technologii wykonania cewki – w tym wymiary przekroju poprzecznego przewodów zwojowych oraz obróbkę cieplną stosowanej miedzi. Do tej grupy danych należą:

R_j — promień przejścia j-tej półcewki ($j = d, g$) z prostoliniowych wysięgów żłobkowych w elementy stożkowe,

R_{dg} — promień łuku główki cewki,

R_{e1j} — promień okręgu pomocniczego łuku wykorbienia j-tej półcewki,

R_{e2j} — promień okręgu pomocniczego łuku przejścia głównego łuku stożkowego ***6*** j-tej półcewki w główkę cewki,

k_{1j}, k_{2j} — współczynniki określające kąty γ_{1j} i γ_{2j} j-tej półcewki.

Trzecią grupę danych stanowią wielkości przyjmowane wstępnie do obliczeń lub jako niezmienne w obliczeniach. Do nich należą:

d_j — odległość między bokami głównych łuków stożkowych ***6*** j-tych półcewek ($j = d, g$),

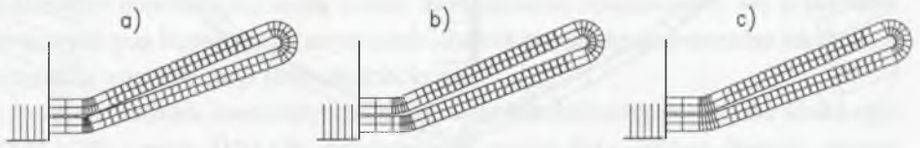
w_p — wysięg promieniowy czół uzwojenia,

w_{os} — wysięg osiowy czół uzwojenia.

Głównym zadaniem konstruktora jest dobór kształtu czoła cewki w strefie jej wykorbienia (łuki ***3***, ***4***, i ***5*** na rys. 2.1) i w strefie główki cewki (łuki ***7***, ***8*** i ***9***) oraz zapewnienie wymaganej odległości między bokami głównych elementów stożkowych ***6*** sąsiednich półcewek.

W strefie łuków przejścia (o promieniach R_j) z części żłobkowej na stożkową; półcewki nie mogą przylegać do siebie (rys. 6.3a), tak ze względów technologicznych, jak i dielektrycznych. Należy zapewnić odległość między dolną i górną warstwą, równą co najmniej grubości przekładki żłobkowej między warstwami uzwojenia stojana. Wymaganą odległość można uzyskać przy takich samych promieniach przejścia

$R_d = R_g$, ale przy zwiększonym wysięgu prostoliniowym w_{og} górnej półcewki (rys. 6.3b), albo przy takich samych wysięgach prostoliniowych $w_{og} = w_{od}$, a większym promieniu gięcia górnej półcewki (rys. 6.3c), przyjmując $R_g = R_d + h_m + 2g_{ic} + g_p$. Warunek wymaganej odległości można także spełnić drogą pośrednią.

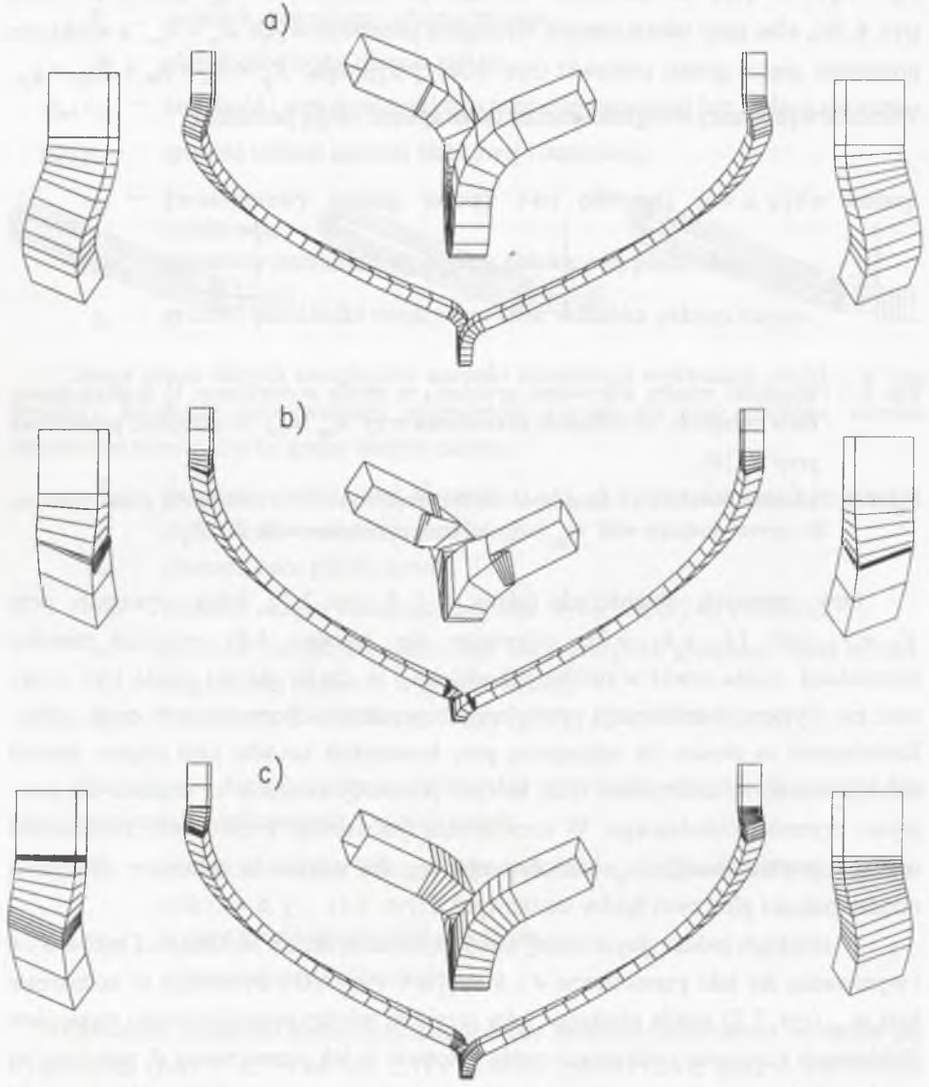


Rys. 6.3. Odległości między warstwami uzwojenia w strefie wykorbienia: a) nieprawidłowo mała odległość, b) odległość prawidłowa przy $w_{og} \rangle w_{od}$, c) odległość prawidłowa przy $R_g \rangle R_d$

Fig. 6.3. Distances between winding layers in the crank zone of: a) incorrectly small distance, b) correct distance with $w_{og} \rangle w_{od}$, c) correct distance with $R_g \rangle R_d$

Przy zerowych długościach łuków ***4*** i ***8*** (rys. 2.2), które występują przy $\gamma_{1j} = \gamma_{2j} = 0$ ($k_{1j} = k_{2j} = 0$), otrzymuje się łagodne łuki przejścia między elementami czoła cewki w strefie wykorbienia i w strefie główki cewki (rys. 6.4a), oraz nie występuje deformacja prostokątnych przekrojów poprzecznych czoła cewki. Rozwiązanie to stosuje się najczęściej przy konstrukcji kształtu czół prętów dużych turbogeneratorów, szczególnie tych, których przewody zwojowe są drążone dla przepływu czynnika chłodzącego. W rozwiązaniu tym istnieje konieczność zwiększenia wysięgu promieniowego w_p lub osiowego w_{os} dla uzyskania założonej odległości między bokami głównych łuków stożkowych ***6*** (rys. 2.2).

W silnikach indukcyjnych dużej mocy najczęściej skraca się długości łuków ***3*** i ***9*** i wprowadza się łuki przestrzenne ***4*** i ***8*** ($\gamma_{1j} > 0$ i $\gamma_{2j} > 0$). Powoduje to w zakresie kąta γ_{1j} (rys. 2.2) gięcie płaskiego łuku przejścia między prostoliniowym wysięgiem żłobkowym i zarysem stożkowych czoła półcewki w łuk przestrzenny ***4***, położony na powierzchni torusa oraz powoduje w zakresie kąta γ_{2j} gięcie płaskiej główki cewki w łuk przestrzenny ***8***, położony również na powierzchni torusa. Konstruktor musi wprowadzić takie dane do obliczeń ($k_{1j}, k_{2j}, R_{e1j}, R_{e2j}$), aby nie wystąpiło pofałdowanie izolacji i miedzi w strefie wykorbienia oraz w strefie główki cewki (rys. 6.4b). Pofałdowanie to występuje przy współczynnikach k_{1j} i k_{2j} bliskich jedności oraz małych promieniach R_{e1j} i R_{e2j}.



Rys. 6.4. Cewki uzwojenia stojana silnika typu SYJd-142th o mocy 3150 kW: a) cewka bez deformacji, b) cewka z niedopuszczalną deformacją, c) kształt cewek przyjęty w czasie remontu silnika

Fig. 6.4. Stator winding coils of the 3150 kW SYJd-142th motor: a) coil without deformation, b) coil with unacceptable deformation , c) shape of coils taken while carring out the repairs of the motor

W zależności od technologii wykonania kształtu czoła cewki (kształtowanie ręczne na szablonach lub kształtowanie na specjalnych rozciągarkach) wybiera się najczęściej rozwiązanie pośrednie, dopuszczające ewentualnie nieznaczne załamanie linii zarysu wierzchołków prostokątnego przekroju poprzecznego czoła cewki w strefie wykorbienia oraz w strefie główki cewki (rys 6.4c). Takie rozwiązanie może być przyjęte, ponieważ w strefie łuku ***4*** i ***8*** występuje częściowa deformacja prostokątnych przekrojów poprzecznych czoła cewki, spowodowana przesuwaniem się przewodów zwojowych przy kształtowaniu zarysu cewki. Prostokątne przekroje poprzeczne łuków ***4*** i ***8*** przyjmują wówczas zarys równoległoboku.

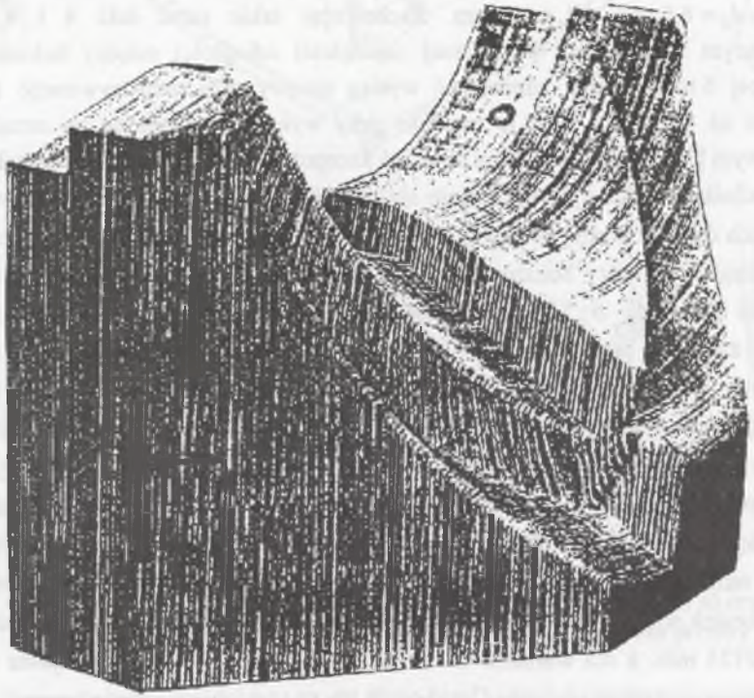
W rozwiązaniu konstrukcyjnym czoła cewki bez deformacji dla stojana silnika typu SYJd-142th o mocy 3150 kW, przedstawionej na rys. 6.4a, średnia długość zezwoju wynosi 4947 mm, a odległość między bokami głównych łuków stożkowych **6** w dolnej warstwie uzwojenia $d_d = 5{,}8$ mm i w górnej warstwie $d_g = 5{,}0$ mm. Wprowadzenie łuków przestrzennych **4** w strefie wykorbienia przy $k_{1d} = 0{,}9$ i $k_{1g} = 0{,}5$ oraz łuków przestrzennych **8** w strefie główki cewki przy $k_{2d} = 0{,}9$ i $k_{2g} = 0{,}5$ (przy zachowaniu tego samego wysięgu promieniowego i osiowego) skraca średnią długość zezwoju o 76 mm, a jednocześnie zwiększa odległość między głównymi łukami stożkowymi do wartości $d_d = 8{,}5$ mm i $d_g = 7{,}0$ mm. Zachowując takie same łuki **4** i **8**, przy jednoczesnym zapewnieniu wymaganej najczęściej odległości między bokami czół wynoszącej 5 mm, można zmniejszyć wysięg osiowy czół rozpatrywanego silnika z 440 mm na 405,5 mm. Jest to możliwe przy wykonaniu szablonu na urządzeniu obróbkowym [31] według wyników obliczeń komputerowych kształtu czół cewek.

W silnikach indukcyjnych stosuje się dotychczas przeważnie cewki o równych długościach dolnej i górnej półcewki (wariant **B**). W tym rozwiązaniu konstrukcyjnym cewki odległość między bokami głównych łuków stożkowych ***6*** $d_g < d_d$ oraz kąt rozpiętości półcewek $\delta_g \rangle \delta_d$, a wstępne nawijanie cewki wykonuje się na dwóch rolkach o zadanym promieniu R_{dg}. Zastosowanie w silnikach indukcyjnych cewek obliczanych według wariantu **C** (który umożliwia uzyskanie kształtu czół cewek zapewniającego równą odległość w dolnej i górnej warstwie uzwojenia stojana) zapewnia uzyskanie większej odległości między bokami czół górnej warstwy przy tych samych wymiarach wysięgu promieniowego i osiowego. Przykładowo dla silnika niskonapięciowego SG-355 M-2 o mocy 250 kW — w wariancie **B** $\rightarrow d_g = 2{,}86$ mm, $d_d = 3{,}84$ mm, a w wariancie **C** uzyskuje się $d_d = d_g = 3{,}31$ mm. Długości linii średnich zezwoju cewek w obu rozwiązaniach są praktycznie takie same, gdyż dla wariantu **B** $\rightarrow L_{śr} = 2123$ mm, a dla wariantu **C** $\rightarrow L_{śr} = 2125$ mm. Wstępne nawijanie cewki zaprojektowanej według wariantu C wykonuje się na szablonie o zarysie trapezu.

Przedstawiona metoda konstrukcji kształtu czół cewek uzwojeń stojanów znalazła pełne potwierdzenie jej przydatności w przemyśle w zastosowaniu dla silników nisko-

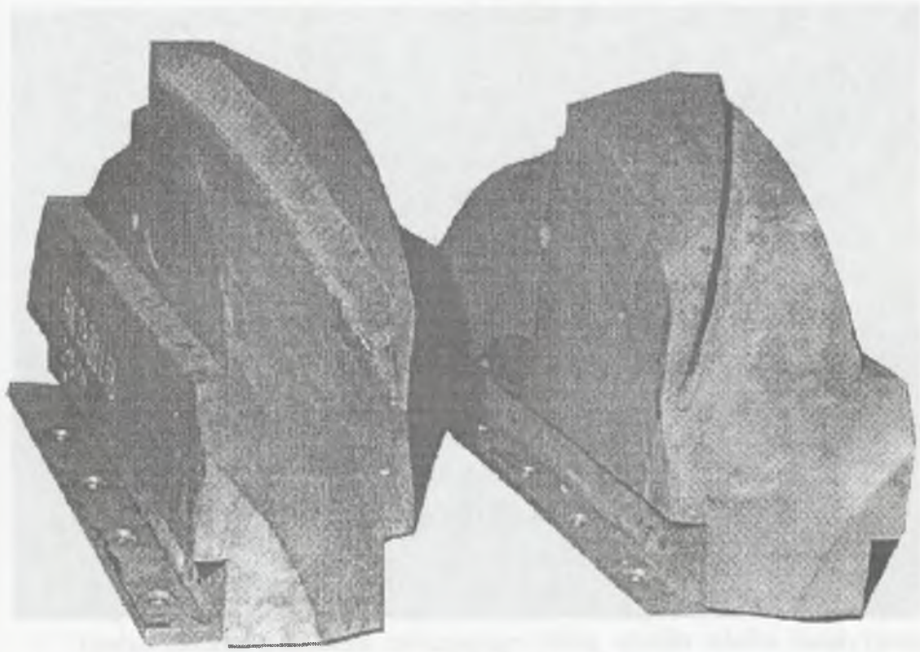
i wysokonapięciowych tak dla silników o wielo jak i o jednej parze biegunów. Z uwagi na to, że w silnikach niskonapięciowych stosuje się małą odległość między bokami głównych łuków stożkowych ***6***, wymagane jest dokładne ukształtowanie czół cewek, a szczególnie dla silników dwubiegunowych, ponieważ w przeciwnym przypadku występują zasadnicze trudności przy uzwajaniu pakietu stojana.

Kształtowanie czół cewek uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy wykonuje się w kraju najczęściej ręcznie. W ramach współpracy autora z Zakładami EMIT w Żychlinie zaprojektowano kształty czół cewek dla silników dwubiegunowych niskonapięciowych typu SG-315-M2B o mocy 160 kW i SG-355-M2 o mocy 250 kW oraz dla silnika wysokonapięciowego typu SCF-355-M2 o mocy 400 kW. Wykonano dla tych silników szablony kształtujące czoła cewek na zaprojektowanym i wykonanym urządzeniu obróbkowym [37]. Urządzenie to umożliwia wykonanie w jednym zamocowaniu półfabrykatu pełnego zarysu szablonu kształtującego czoło cewki z wykorzystaniem wyników obliczeń komputerowych kształtu czoła cewki uzwojenia stojana. Na rys. 6.5 przedstawiono szablon kształtujący czoła cewek silnika typu SCF-355-M2, wykonany na wymienionym urządzeniu obróbkowym i przeznaczony do ręcznego kształtowania czół cewek w Zakładach EMIT w Żychlinie.



Rys. 6.5. Szablon do ręcznego kształtowania czół cewek stojana silnika SCF-355-M2
Fig. 6.5. Former for manual forming of stator coil overhangs of motor SCF-355-M2

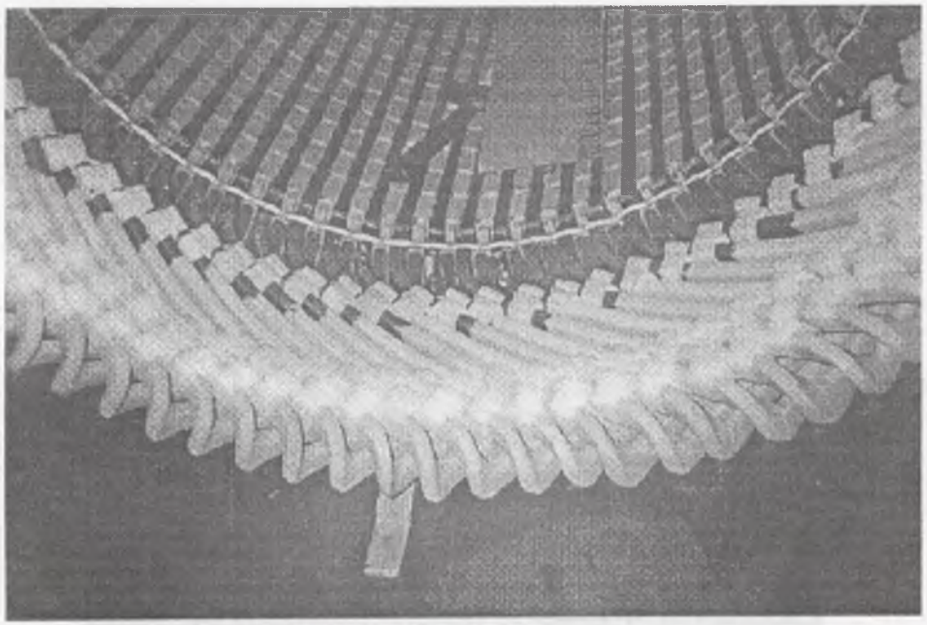
Od kilkunastu lat wprowadzane jest w kraju maszynowe kształtowanie czół cewek silników dużej mocy na rozciągarkach typu Maxei. Praktyka obliczeniowo-doświadczalna autora wykazała, że przy maszynowym kształtowaniu czół cewek uzwojeń stojanów silników cztero- i więcejbiegunowych nie jest konieczne stosowanie dodatkowych szablonów kształtujących (ewentualnie tylko segmenty stożków), ponieważ główny łuk stożkowy ***6*** czoła uzwojenia takiego silnika leży prawie w płaszczyźnie. Przy maszynowym kształtowaniu czół cewek silników dwubiegunowych należy stosować segmenty szablonów kształtujących główne łuki stożkowe ***6*** czoła cewki. Segmenty szablonów kształtujących można wykonać za pomocą urządzeń obróbkowych przedstawionych w dod.2. Przy współpracy autora z Wydziałem Remontowym Maszyn Elektrycznych Huty Katowice wykonano i sprawdzono szablony (rys. 6.6) kształtujące czoła cewek silnika typu SCDm 102r o mocy 200 kW na rozciągarce firmy Maxei.



Rys. 6.6. Szablony kształtujące czoła cewek silnika typu SCDm 102r o mocy 200 kW na rozciągarce firmy Maxei
Fig. 6.6. Formers applied to form coil overhangs of the 200 kW SCDm 102r motor on the stretcher of the firm Maxei

Doświadczenia autora uzyskane przy wprowadzaniu w praktyce przemysłowej (przedstawionej w rozdz. 2) metody konstrukcji kształtu czół cewek uzwojeń stojanów

w ww. Zakładach oraz w Zakładach Remontowych Maszyn Elektrycznych w Gliwicach dla silników elektrycznych w zakresie mocy 160 kW do 6300 kW (nisko- i wysokonapięciowych) wskazują na łatwy dobór prawidłowego kształtu czół cewek przy wykorzystaniu wspomagania komputerowego. Na rys. 6.7 przedstawiono widok czół uzwojenia stojana silnika SYJd 154t o mocy 6000 kW, przezwojonego w Zakładzie ZARMEL w Gliwicach dla Elektrowni OPOLE. Czoła cewek dla tego silnika zostały ukształtowane przy użyciu szablonów kształtujących wykonanych na opracowanym w tym celu urządzeniu obróbkowym, przy wykorzystaniu wyników obliczeń komputerowych programem **KUS**. Zastosowanie wspomagania komputerowego umożliwiło zwiększenie odległości między bokami czół z 5 mm do 8 mm na całej długości głównych łuków stożkowych czół, przy zachowaniu dotychczasowego wysięgu promieniowego i osiowego czół uzwojenia stojana.



Rys. 6.7. Widok czół uzwojenia stojana silnika SYJd 154t o mocy 6300 kW
Fig. 6.7. View of stator end windings of the 6300 kW SYJd 154t motor

6.2. Obliczenia podatności elektrodynamicznej czół uzwojeń stojanów

Obliczenie podatności elektrodynamicznej czół uzwojenia stojana poprzedza obliczenia i analizę sił elektrodynamicznych. Zależy ona od: kształtu czół uzwojenia, wzajemnej konfiguracji czół uzwojenia stojana i wirnika oraz wymiarów przestrzeni, w której znajdują się czoła uzwojenia stojana. Algorytmy oraz schematy obliczeń, podane w rozdz. 3, były podstawą opracowania programu obliczeń komputerowych podatności elektrodynamicznej **PEL** pakietu **CUSMEL**.

Kształt modelu fizycznego czół uzwojenia stojana — przyjętego w rozdz. 3 w obliczeniach liniowej gęstości sił elektrodynamicznych — wyznacza się po zaprojektowaniu kształtu czoła uzwojenia i wykorzystaniu wybranych wyników obliczeń projektowych w programie **KUS**, a mianowicie:

γ_j — kąt nachylenia tworzącej stożka j-tej ($j = d, g$) warstwy uzwojenia stojana,

ψ_{pj} — kąt, przy którym linia średnia głównego łuku stożkowego ***6*** (rys. 2.3) przebija płaszczyznę symetrii żłobka pakietu stojana,

ψ_{kj} — kąt, przy którym linia średnia głównego łuku stożkowego ***6***, przebija płaszczyznę symetrii główki cewki,

δ_j — rozpiętość kątowa j-tej półcewki,

w_j — odległość punktu, w którym linia średnia głównego łuku stożkowego ***6*** przebija płaszczyznę symetrii żłobka pakietu stojana od płaszczyzny granicznej rdzenia stojana,

R_{wj} — promień okręgu rozłożenia prostoliniowego wysięgu żłobkowego modelu czoła cewki stojana.

Do wyznaczenia położenia czół uzwojenia stojana, odbitych względem płaszczyzn i powierzchni granicznych przyjmuje się (rys. 3.2):

H — odległość zastępczej płaszczyzny osłony czołowej czół uzwojenia stojana od płaszczyzny granicznej pakietu stojana,

R_s — promień wewnętrzny korpusu stojana.

Kształt modelu pierścienia zwierającego klatkę wirnika silnika indukcyjnego zapisuje się przy danych (rys. 3.2):

R_{pz} — promień zastępczego pierścienia zwierającego,

H_p — odległość zastępczego pierścienia zwierającego od płaszczyzny granicznej rdzenia stojana.

W zapisie modelu uzwojenia wzbudzenia turbogeneratora (rys. 3.5) przyjmuje się:

R_{sf} — promień okręgu rozłożenia przewodów zastępczych uzwojenia wzbudzenia,

ψ_{Q2} — podziałkę żłobkową uzwojenia wzbudzenia,

d_f — odległość między liniami średnimi łuków cewek uzwojenia wzbudzenia,

w_f — odległość łuku linii średniej pierwszej cewki uzwojenia wzbudzenia od płaszczyzny granicznej cylindra wirnika.

Umyślony pierścień zwierający (rys. 3.5), w którym zakłada się, że zamykają się zastępcze przypowierzchniowe strugi prądów wirowych wirnika turbogeneratora, zapisuje się przy danych:

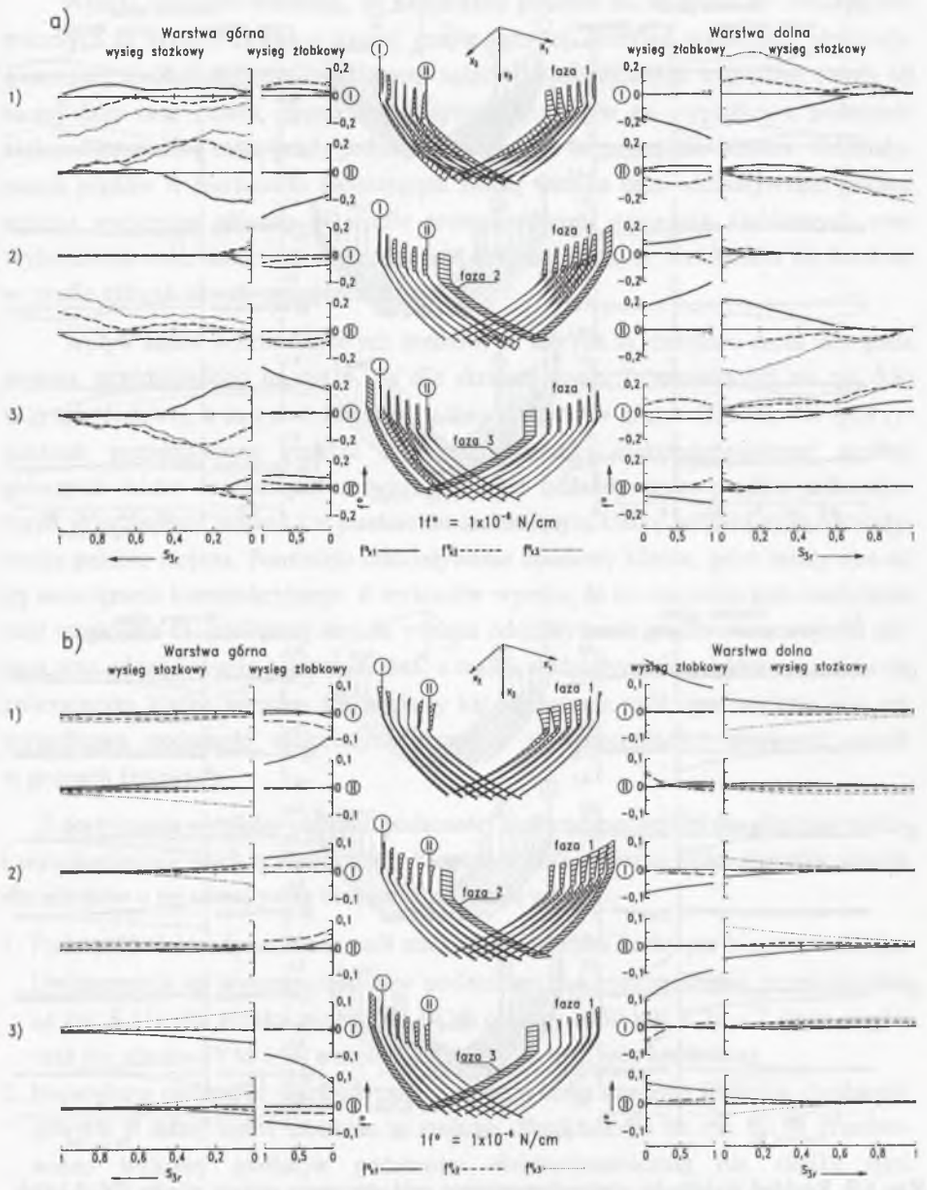
R_{wz} — promień zewnętrzny cylindra wirnika,

w_c — przyjęta zastępcza odległość umyślonego pierścienia zwierającego od płaszczyzny granicznej cylindra wirnika.

Podatność elektrodynamiczną czoła uzwojenia stojana oblicza się przez superpozycję oddziaływań elektrodynamicznych prądów jednostkowych, zgodnie z orientacją zastępczych przewodów uzwojenia stojana i wirnika oraz ich odbić zwierciadlanych względem ścian granicznych.

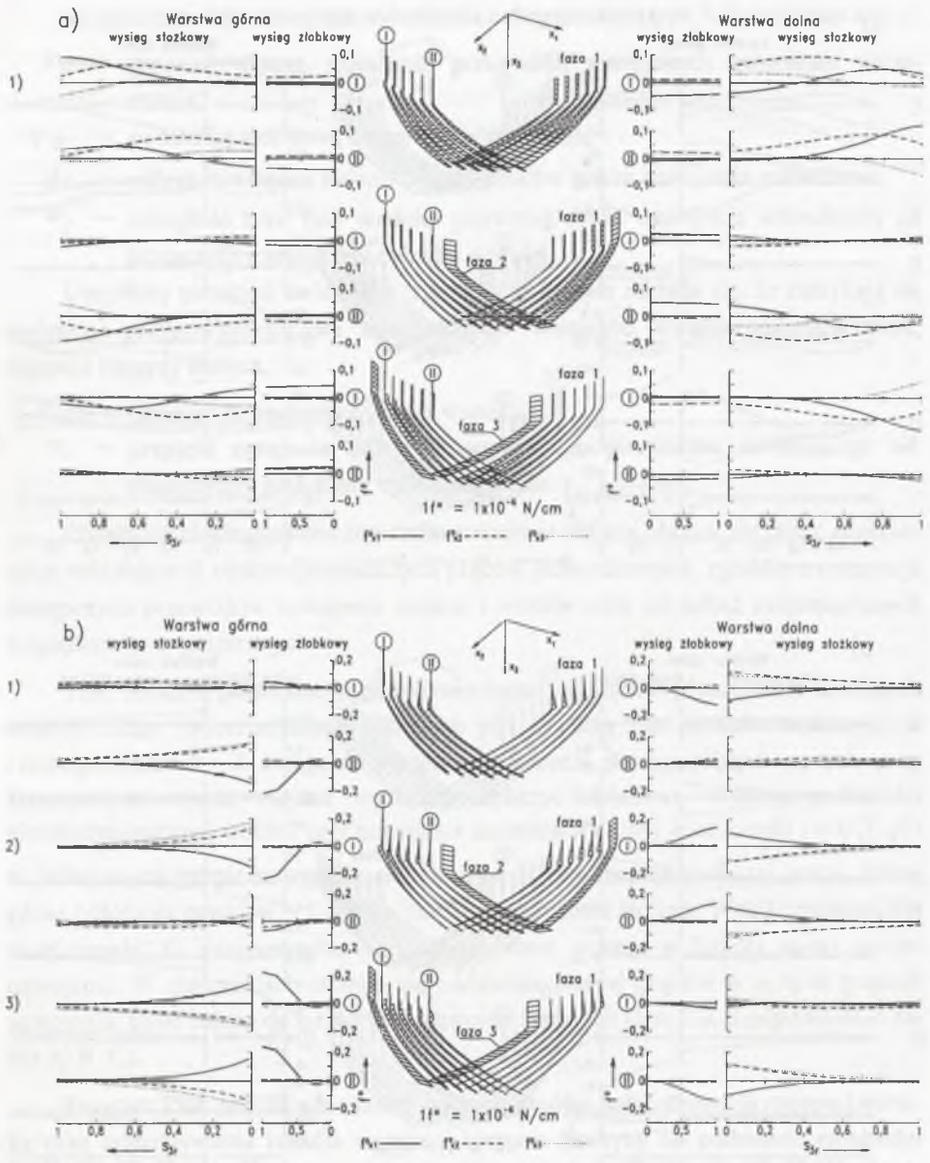
Tok obliczeń podatności elektrodynamicznej od prądów płynących w uzwojeniu stojana i jego zwierciadlanych odbiciach jest wspólny dla silników indukcyjnych i turbogeneratorów. Z uwagi na symetrię rozłożenia poszczególnych n_k-tych grup fazowych uzwojenia stojana wystarczy obliczyć składowe wektora podatności elektrodynamicznej wzdłuż czół uzwojenia stojana dla każdej m-tej cewki ($m \in \langle 1, q \rangle$) w jednej n_k-tej grupie uzwojenia stojana (rys. 3.10) – najlepiej dla tej grupy, której górna półcewka cewki $m = 1$ leży w żłobku nr 1 rdzenia stojana. Wyniki obliczeń dla m-tej cewki są przyporządkowane takiej samej cewce w każdej n_k-tej grupie uzwojenia. W obliczeniach sumuje się oddzielnie wpływ prądów w n_k-tych grupach uzwojenia, które należą do k-tych grup uzwojeń fazowych ($k = 1, 2, 3$ odpowiednio dla faz A, B, C).

Program **PEL** umożliwia analizę wpływu: prądów jednostkowych stojana i wirnika oraz oddziaływania rdzenia stojana i korpusu maszyny na podatność elektrodynamiczną czół uzwojenia stojana. Wpływ ten jest uwidoczniony na rys. 6.8 i 6.9, na których w środkowej części rysunku przedstawiono rozkład wektora podatności elektrodynamicznej w przestrzennym układzie współrzędnych, a w lewej i prawej części rysunku podano rozkład składowych wektora podatności elektrodynamicznej w skrajnych cewkach w grupie fazowej. Przedstawiony rozkład podatności elektrodynamicznej dotyczy czół uzwojenia stojana silnika typu SZJd-142th o mocy 3150 kW.



Rys. 6.8. Rozkład podatności elektrodynamicznej czół uzwojenia stojana silnika SYJd-142th o mocy 3150 kW: a) od prądów płynących w uzwojeniach, b) od prądów odbitych w pakiecie stojana – 1) fazy 1, 2) fazy 2, 3) fazy 3

Fig. 6.8. Distribution of electrodynamic flexibility of stator end windings of the 3150 kW SYId-142-th motor: a) effected by currents in the winding b) effected by currents reflected in the stator core – 1) of the phase 1, 2) of the phase 2, 3) of the phase 3



Rys. 6.9. Rozkład podatności elektrodynamicznej czół uzwojenia stojana silnika SYJd-142th o mocy 3150 kW: a) od prądów odbitych w korpusie maszyny, b) od prądów wirnika – 1) fazy 1, 2) fazy 2, 3) fazy 3

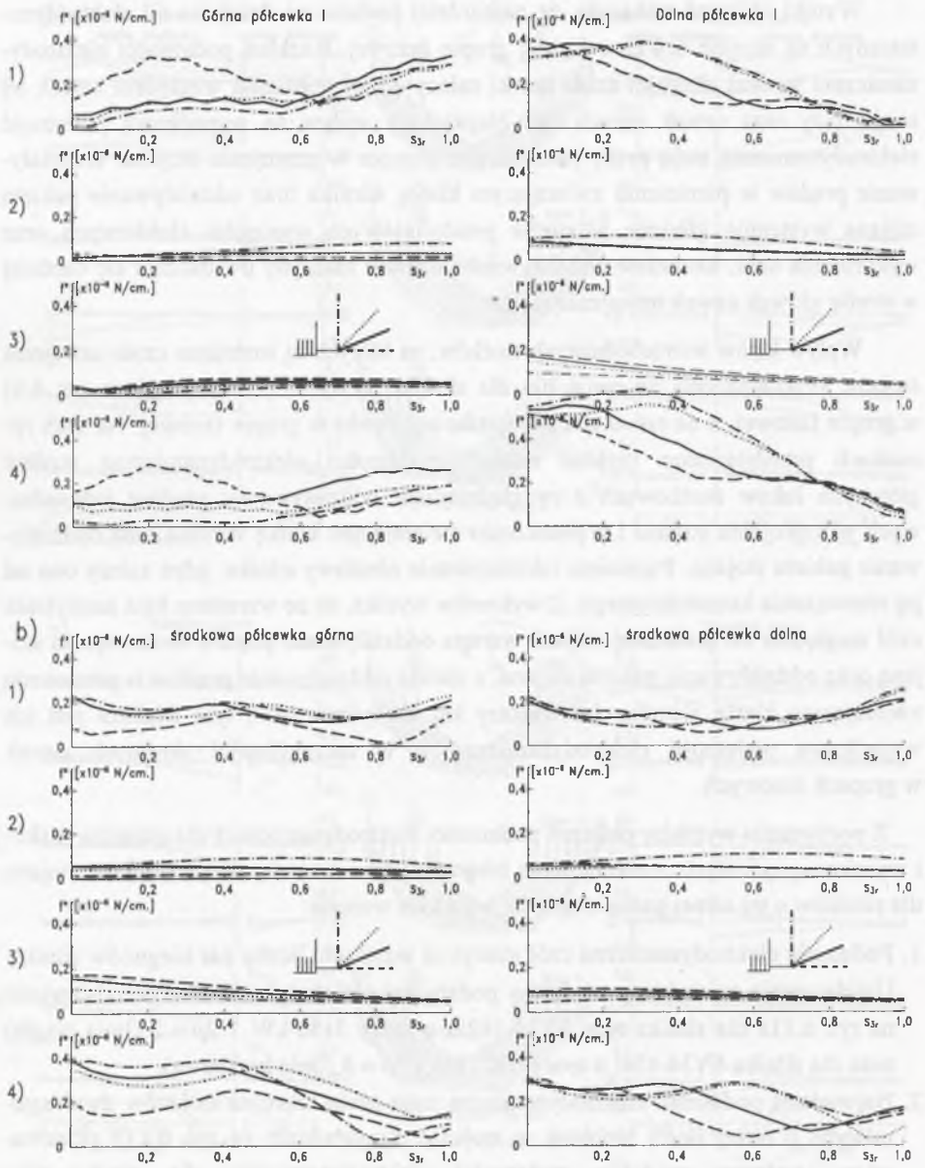
Fig. 6.9. Distribution of electrodynamic flexibility of stator end windings of the 3150 kW SYJd - 142th motor: a) effected by currents reflected in the machine frame, b) effected by the rotor currents –1) of the phase 1, 2) of the phase 2, 3) of the phase 3

Wyniki obliczeń wskazują, że najbardziej podatne na działanie sił elektrodynamicznych są skrajne cewki w każdej grupie fazowej. Rozkład podatności elektrodynamicznej wzdłuż długości czoła cewki zależy od jej położenia względem cewek tej samej fazy oraz cewek innych faz. Największy wpływ na wypadkową podatność elektrodynamiczną mają prądy jednostkowe płynące w uzwojeniu stojana. Oddziaływanie prądów w pierścieniu zwierającym klatkę wirnika oraz oddziaływanie pakietu stojana występuje głównie w strefie prostoliniowych wysięgów żłobkowych oraz wykorbienia czół, natomiast oddziaływanie korpusu maszyny uwidacznia się bardziej w strefie główek cewek uzwojenia stojana.

Wpływ kątów wierzchołkowych stożków, na których są rozłożone czoła uzwojenia stojana, przedstawiono na rys. 6.10a dla skrajnej cewki I (zaznaczonej na rys. 6.8) w grupie fazowej, a na rys. 6.10b dla środkowej cewki w grupie fazowej. Na tych rysunkach przedstawiono rozkład modułu podatności elektrodynamicznej wzdłuż głównych łuków stożkowych z uwzględnieniem oddziaływania: prądów jednostkowych w uzwojeniu stojana i w pierścieniu zwierającym klatkę wirnika oraz oddziaływanie pakietu stojana. Pominięto oddziaływanie obudowy silnika, gdyż zależy ono od jej rozwiązania konstrukcyjnego. Z wykresów wynika, że ze wzrostem kąta nachylenia czół względem osi podłużnej stojana wzrasta oddziaływanie prądów w uzwojeniu stojana oraz oddziaływanie pakietu stojana, a maleje oddziaływanie prądów w pierścieniu zwierającym klatkę wirnika. Im większy kąt nachylenia czół, tym większa jest ich wypadkowa podatność elektrodynamiczna, a w szczególności skrajnych cewek w grupach fazowych.

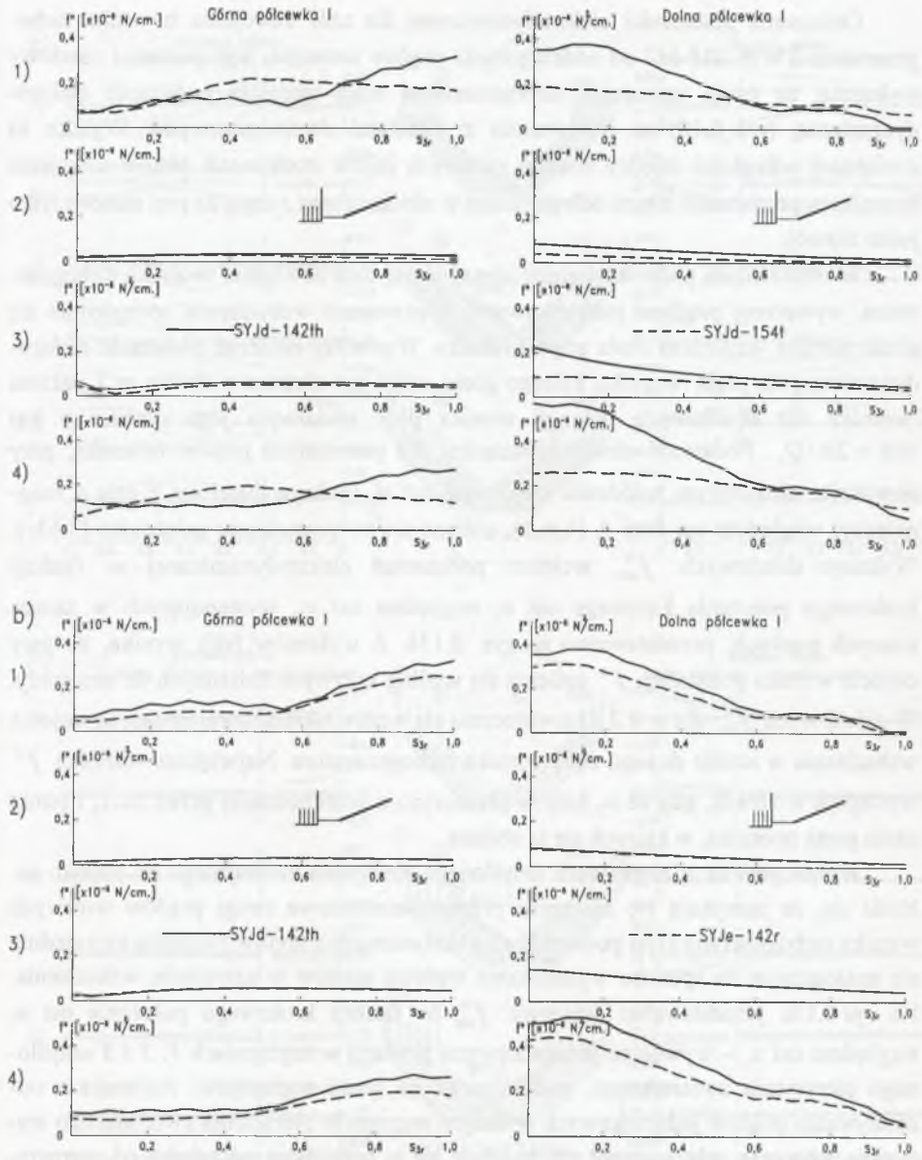
Z porównania wyników obliczeń podatności elektrodynamicznej dla silników niskoi wysokonapięciowych o różnej parze biegunów oraz o różnej ilości żłobków stojana dla silników o tej samej parze biegunów wynikają wnioski:

1. Podatność elektrodynamiczna czół maleje ze wzrostem liczby par biegunów silnika. Uwidaczniają to wykresy modułów podatności elektrodynamicznej przedstawione na rys. 6.11a dla silnika typu SYJd-142th o mocy 3150 kW 1 $2p = 2$ (linia ciągła) oraz dla silnika SYJd-154t o mocy 6300 kW i $2p = 4$ (linia kreskowa).
2. Największą podatność elektrodynamiczną mają czoła uzwojeń stojanów dwubiegunowych o dużej ilości żłobków w stojanie. Przykładowo na rys. 6.11b przedstawiono wykresy modułów podatności elektrodynamicznej dla silnika typu SYJd-142th o mocy 3150 kW i 60 żłobkach w pakiecie stojana (linia ciągła) oraz dla silnika SYJe-142r o mocy 3150 kW i 48 żłobkach w pakiecie żelaza (linia kreskowa).
3. Duża podatność elektrodynamiczna czół uzwojeń stojanów silników niskonapięciowych, a szczególnie dwubiegunowych wynika z małej odległości między głównymi łukami stożkowymi czół uzwojeń stojanów tych silników.



Rys. 6.10. Wpływ kąta wierzchołkowego stożka na rozkład modułu podatności elektrodynamicznej wzdłuż: a) skrajnej cewki w fazie uzwojenia stojana, b) środkowej cewki w fazie uzwojenia stojana – oddziaływanie: 1) uzwojenia stojana, 2) pakietu stojana, 3) pierścienia zwierającego, 4) wypadkowe

Fig. 6.10. Influence of the cone vertical angle on the distribution of the absolute value of electrodynamic flexibility along: a) the extreme coil in the stator winding phase, b) the middle coil in the stator winding phase – reaction of: 1) stator winding, 2) stator core, 3) short-circuit ring, 4) resultant reaction



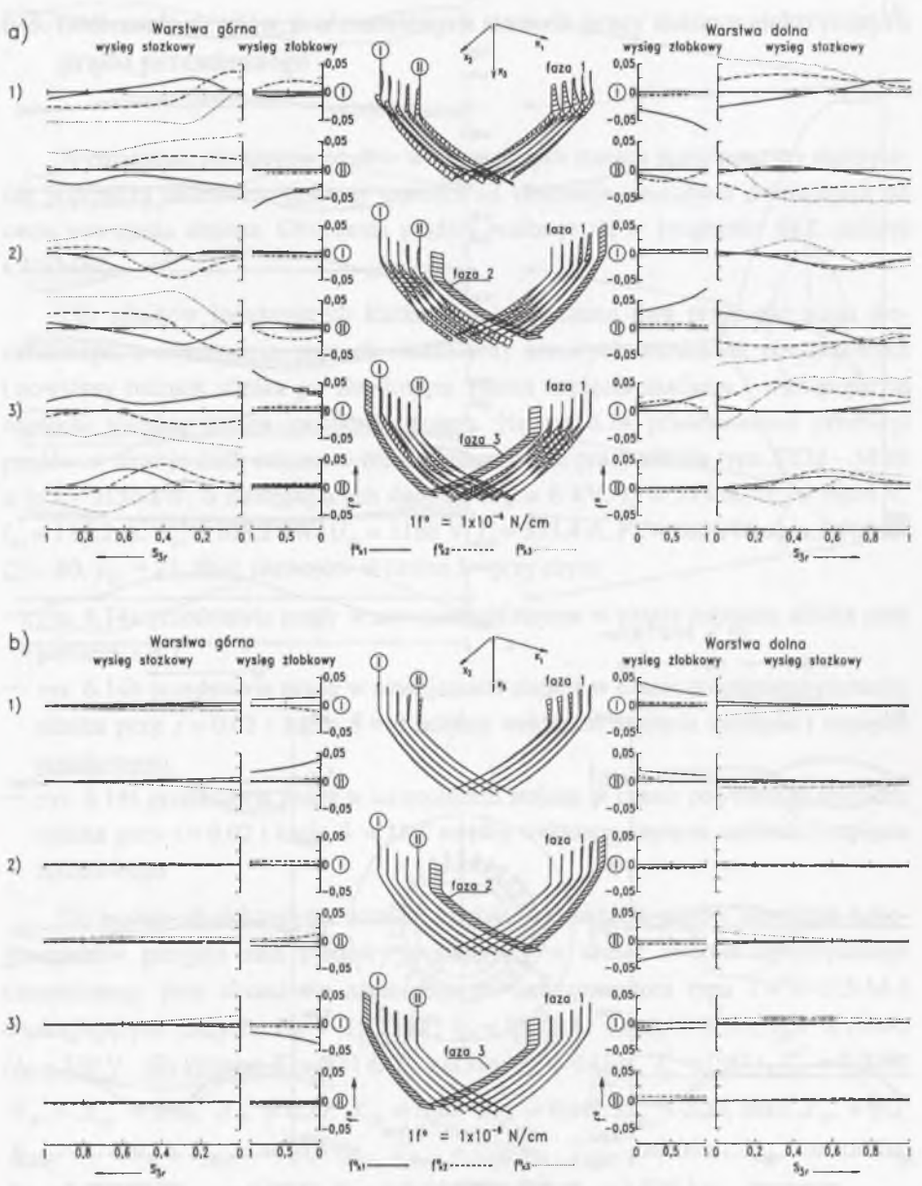
Rys. 6.11. Rozkład modułu podatności elektrodynamicznej wzdłuż czół skrajnych cewek I uzwojeń stojanów: a) silnika typu SYJd-142th i SYJd-154th, b) silnika typu SYJd-142th i SYJe-142r – oddziaływanie: 1) uzwojenia stojana, 2) pakietu stojana, 3) pierścienia zwierającego, 4) wypadkowe

Fig. 6.11. Distribution of the absolute value of electrodynamic flexibility along the extreme coils overhangs I of stator windings: a) of motors SYJd-142th and SYJd-154dth, b) of the motors SYJd-142th and SYJe-142r – reaction of: 1) winding stator, 2) stator core 3) short circuit ring, 4) resultant reaction

Obliczenia podatności elektrodynamicznej dla czół uzwojenia twornika turbogeneratora TWW-215-M2 od oddziaływania prądów twornika, jego pakietu i obudowy wykazują, że czoła uzwojenia turbogeneratora mają mniejszą podatność elektrodynamiczną (rys. 6.12) w porównaniu z silnikami dwubiegunowymi. Wynika to z większej odległości między bokami głównych łuków stożkowych prętów uzwojenia twornika w porównaniu z tymi odległościami w silnikach oraz z tego, że pręt stanowi tylko jeden zezwój.

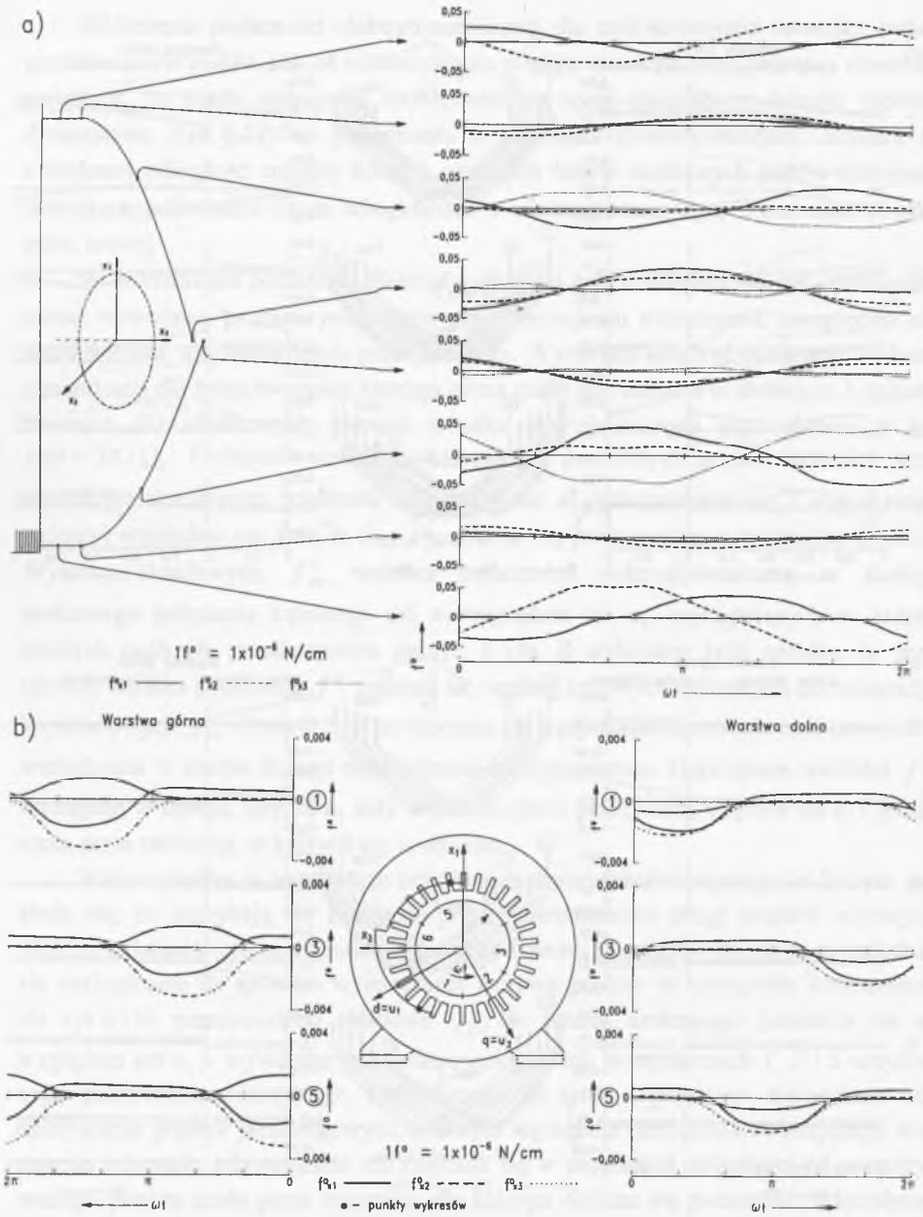
W obliczeniach podatności elektrodynamicznej czół uzwojenia twornika turbugeneratora, wywołanej prądami jednostkowymi w uzwojeniu wzbudzenia, uwzględnia się obrót wirnika względem czoła pręta twornika. Wystarczy obliczyć podatność elektrodynamiczną dla pręta twornika, którego górna część jest ułożona w żłobku nr 1 pakietu twornika dla chwilowych położeń wirnika przy krokowym jego obrocie o kąt $\omega\Delta t = 2\pi / Q_s$. Podatność elektrodynamiczną dla pozostałych prętów twornika, przy dowolnym chwilowym położeniu krokowym osi u_1 (pokrywającej się z osią ***d*** magneśnicy) względem osi fazy **A** ($k = 1$), oblicza się po wyzyskaniu zależności (3.53c). Wykresy składowych f^{o}_{xw} wektora podatności elektrodynamicznej w funkcji krokowego położenia kątowego osi u_1 względem osi x_1, występujących w zaznaczonych punkach, przedstawiono na rys. 6.13a. Z wykresów tych wynika, że przy obrocie wirnika podatność f^{o} zmienia się według krzywych zbliżonych do sinusoidy. W składowych f^{o}_{xw} dla $w = 2$ i 3 uwidocznia się wpływ ukształtowania czół uzwojenia wzbudzenia w strefie dużego zęba wirnika turbogeneratora. Największe wartości f^{o} występują w chwili, gdy oś u_1 leży w płaszczyźnie przechodzącej przez oś x_3 i punkt czoła pręta twornika, w których się ją oblicza.

Wpływ prądów w segmentach umyślonego pierścienia zwierającego (w którym zakłada się, że zamykają się zastępcze przypowierzchniowe strugi prądów wirowych wirnika turbogeneratora) na podatność elektrodynamiczną prętów twornika uwzględnia się analogicznie do sposobu wyznaczania wpływu prądów w uzwojeniu wzbudzenia. Na rys 6.13b przedstawiono składowe f^{*}_{xw} w funkcji krokowego położenia osi u_1 względem osi x_1 – wywołane jednostkowymi prądami w segmentach ***1***, *3* i *5* umyślonego pierścienia zwierającego, podzielonego na sześć segmentów. Największe oddziaływanie prądów jednostkowych w danym segmencie pierścienia zwierającego występuje wówczas, gdy segment ten znajduje się w najbliższej odległości od rozpatrywanego punktu czoła pręta twornika, dla którego oblicza się podatność elektrodynamiczną. Z uwagi na to, że w poszczególnych segmentach pierścienia zwierającego płyną różne prądy, nie można sumować składowych f^{o}_{xw} wywołanych prądami jednostkowymi w poszczególnych segmentach. Wpływ prądów w segmentach umyślonego pierścienia zwierającego sumuje się przy obliczaniu składowych f_{xw} liniowej gęstości sił elektrodynamicznych.



Rys. 6.12. Rozkład podatności elektrodynamicznej wzdłuż czół uzwojenia twornika turbogeneratora TWW-215-M2: a) od prądów płynących w uzwojeniach, b) od prądów odbitych w pakiecie twornika – 1) fazy 1, 2) fazy 2 , 3) fazy 3

Fig. 6.12. Distribution of the electrodynamic flexibility along the armature end windings of turbogenerator TWW-215-M2: a) effected by currents flowing in the windings, b) effected by currents reflected in the stator core – 1) of phase 1, 2) of phase 2, 3) of phase 3



Rys. 6.13. Oddziaływanie: a) uzwojenia wzbudzenia, b) prądów wirowych wirnika – na podatność elektrodynamiczną w zaznaczonych punktach uzwojenia turbogeneratora TWW-215-M2

Fig. 6.13. Reaction of: a) excitation winding, b) stator eddy currents – to the electrodynamic flexibility in the specified points of the turbogenarator TWW-215-M2

6.3. Obliczenia prądów w nieustalonych stanach pracy maszyn elektrycznych prądu przemiennego

Wyznaczenie przebiegów prądów w nieustalonych stanach pracy maszyny elektrycznej poprzedza obliczenie liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana. Obliczenia prądów realizuje się w programie **SEL** pakietu **CUSMEL**.

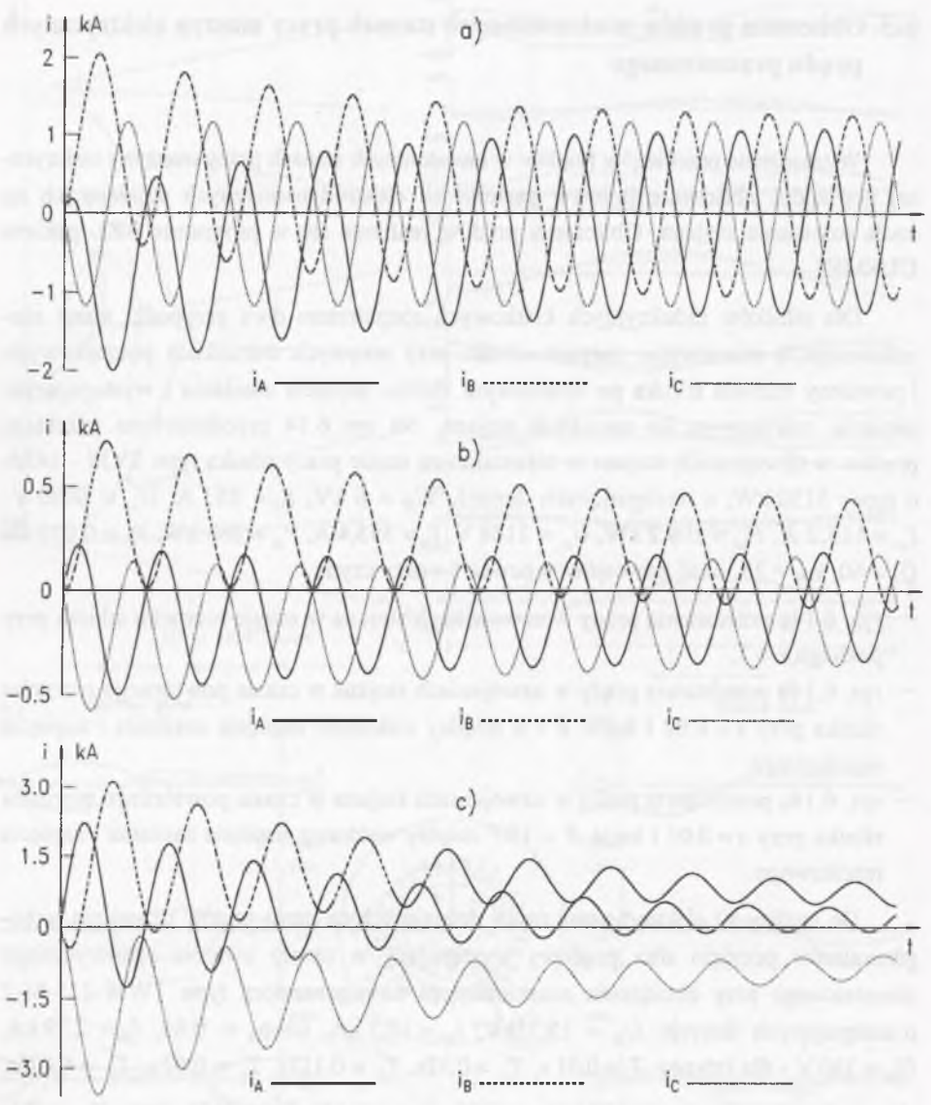
Dla silników indukcyjnych klatkowych rozpatrzono dwa przypadki stanu nieustalonego, a mianowicie: rozruch silnika przy zerowych warunkach początkowych i powtórny rozruch silnika po chwilowym zaniku napięcia zasilania i występującym napięciu resztkowym na zaciskach stojana. Na rys. 6.14 przedstawiono przebiegi prądów w uzwojeniach stojana w nieustalonym stanie pracy silnika typu SYJd - 142th o mocy 3150 kW; o następujących danych: U_N = 6 kV, I_N = 353 A, U_{so} = 6000 V, I_{so} = 115,2 A, P_{so} = 109,2 kW, U_{sz} = 1188 V, I_{sz} = 353,4 A, P_{sz} = 288 kW, R_1 = 0,023 Ω, Q_s = 60, y_{Qs} = 23, ilość zezwojów w cewce 5 - przy czym:

- rys. 6.14a przedstawia prądy w uzwojeniach stojana w czasie rozruchu silnika przy poślizgu s = 1,
- rys. 6.14b przedstawia prądy w uzwojeniach stojana w czasie powtórnego rozruchu silnika przy s = 0.02 i kącie δ = 0 między wektorem napięcia zasilania i napięcia resztkowego,
- rys. 6.14c przedstawia prądy w uzwojeniach stojana w czasie powtórnego rozruchu silnika przy s = 0.02 i kącie δ = 180° między wektorem napięcia zasilania i napięcia resztkowego.

Do analizy sił elektrodynamicznych działających na czoła prętów uzwojenia turbogeneratorów przyjęto stan prądowy występujący w czasie zwarcia symetrycznego nieustalonego przy obciążeniu znamionowym turbogeneratora typu TWW-215-M-2 o następujących danych: U_N = 15,75kV, i_{kN} = 15,7 kA, cosφ_N = 0,85, I_{fN} = 2,79 kA, U_{fN} = 330 V - dla którego: T_a = 0,31 s, T_d' = 0,92s, T_d'' = 0,117s, T_q' = 0,67 s, T_q'' = 0,075s, $X_{dr} = X_{qr}$ = 2,02, X_{dr}' = 0,29, X_{dr}'' = 0,20, X_{qr}' = 0,44, X_{qr}'' = 0,24, oraz $X_{\sigma r}$ = 0,1, X_{adr} = 1,9, i $T_{Dd\sigma}$ = 0,036s, $T_{Dq\sigma}$ = 0,049s, $T_{Dq\sigma}$ =0,39s, $T_{eq\sigma}$ = 0463s, R_{fr} =0,00167, R_{Ddr} = 0,0032 R_{eqr} = 0,031, z_{zs} = 4, I_{fj} = 1,025 kA.

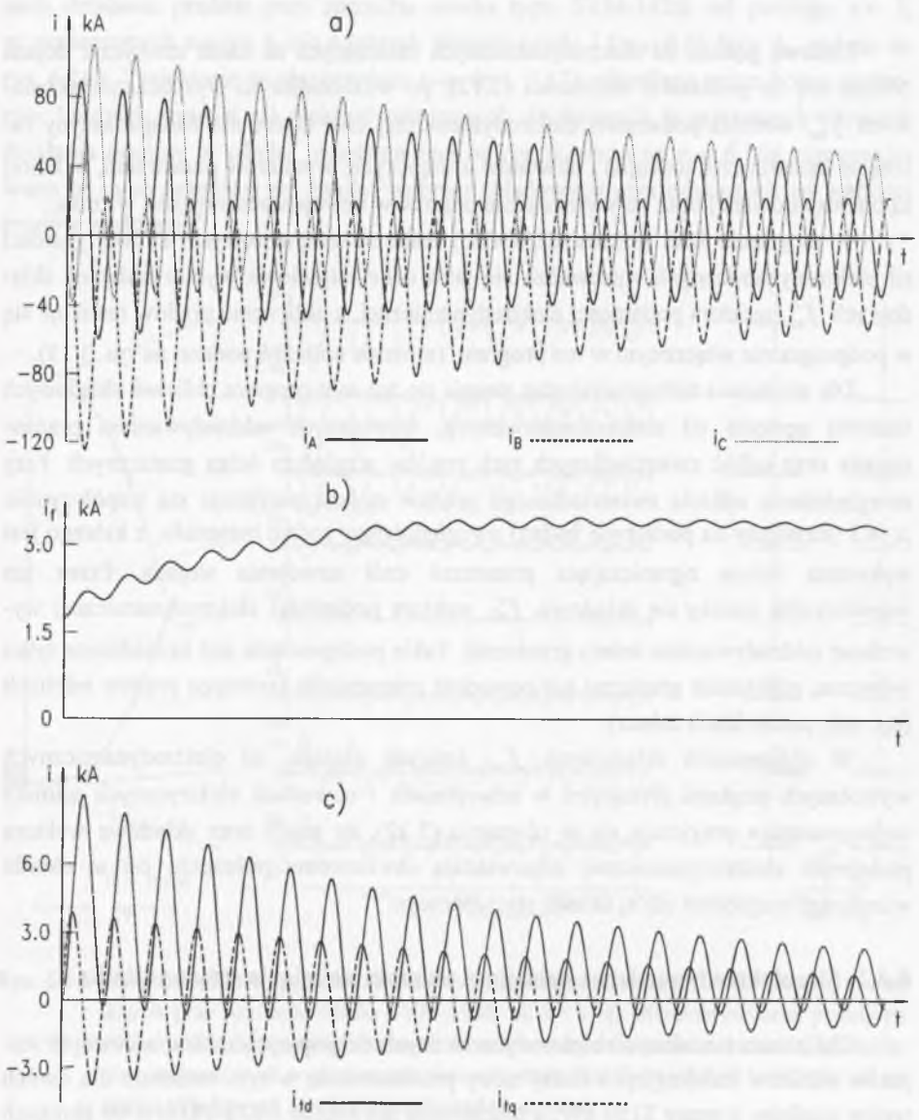
Na rys. 6.15 podano przebiegi prądów turbogeneratora w pierwszych okresach stanu zwarcia symetrycznego przy obciążeniu znamionowym, przy czym:

- rys. 15a przedstawia prądy stojana,
- rys. 15b przedstawia prąd wzbudzenia,
- rys. 15c przedstawia prądy wirowe wirnika.



Rys. 6.14. Prądy w stojanie silnika typu SYJd-142th o mocy 3150 kW w stanach nieustalonych: a) w czasie rozruchu silnika przy $s = 1$, b) przy powtórnym rozruchu silnika przy $s = 0.02$ i $\delta = 0$, c) przy powtórnym rozruchu silnika przy $s = 0.02$ i $\delta = 180^\circ$

Fig. 6.14. Currents in the stator of the 3150 kW motor SYJd-142th in transient states: a) when starting the motor with s = 1, b) when restarting the motor with s = 0,02 and $\delta = 0^\circ$, c) when restarting the motor with s = 0,02 and $\delta = 180^\circ$



Rys. 6.15. Prądy turbogeneratora TWW-215-M-2 przy zwarciu symetrycznym nieustalonym przy obciążeniu znamionowym: a) prądy stojana, b) prąd wzbudzenia, c) prądy wirowe wirnika

Fig. 6.15. Currents in the turbogenerator TWW-215-M2 with the symmetrical transient short circuit at rated load: a) armature currents, b) excitation current, c) rotor eddy currents

6.4. Obliczenia liniowej gęstości sił elektrodynamicznych

Liniową gęstość sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana oblicza się na podstawie zależności (3.12), po wcześniejszym wyznaczeniu składowych f^{o}_{xw} wektora podatności elektrodynamicznej czół (które dla danej maszyny zależą od kształtu czół uzwojeń i obwodów zastępczych, wymiarów przestrzeni, w której są one usytuowane) oraz po wyznaczeniu prądów w uzwojeniach stojana i wirnika.

W programie **SEL** (pakietu CUSMEL) obliczeń komputerowych liniowej gęstości sił elektrodynamicznych wprowadza się jako dane wejściowe wyniki obliczeń składowych f^{o}_{xw} wektora podatności elektrodynamicznej, a obliczenia prądów realizuje się w podprogramie włączonym w ten program (schemat obliczeń podano na rys. 3.13).

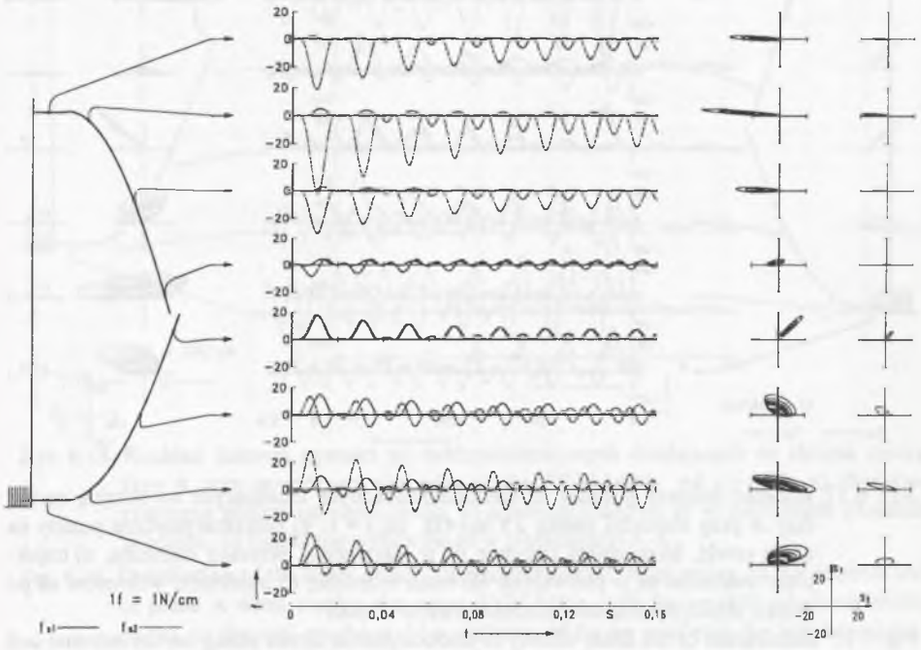
Dla silników i turbogeneratorów stosuje się ten sam program obliczeń składowych liniowej gęstości sił elektrodynamicznych, wywołanych oddziaływaniem prądów stojana oraz odbić zwierciadlanych tych prądów względem ścian granicznych. Przy uwzględnianiu odbicia zwierciadlanego prądów stojana przyjmuje się współczynnik $\mu_r < 1$ (uzyskany na podstawie badań) uwzględniający rodzaj materiału, z którego jest wykonana ściana ograniczająca przestrzeń czół uzwojenia stojana. Przez ten współczynnik mnoży się składowe f^{o}_{xw} wektora podatności elektrodynamicznej wywołanej oddziaływaniem ściany granicznej. Takie postępowanie jest uzasadnione tylko wówczas, gdy ściana graniczna nie powoduje przesunięcia fazowego prądów odbitych (np. stal, pakiet blach żelaza).

W obliczeniach składowych f_{xw} liniowej gęstości sił elektrodynamicznych wywołanych prądami płynącymi w uzwojeniach i obwodach elektrycznych wirnika turbogeneratora przyjmuje się w równaniu (3.12), że prądy oraz składowe wektora podatności elektrodynamicznej odpowiadają chwilowemu położeniu osi u_1 układu wirującego względem osi x_1 układu stacjonarnego.

6.4.1. Siły elektrodynamiczne działające na czoła uzwojenia stojana silnika

Obliczenia i analizę sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy przedstawiono w tym rozdziale dla dwóch typów silników o mocy 3150 kW, a mianowicie dla silnika SYJd-142th o 60 żłobkach w pakiecie stojana oraz dla silnika SYJe-142r o 48 żłobkach w pakiecie stojana. Na wybór tych silników do analizy sił wpłynęła statystyka ich uszkodzeń w dwóch elektrowniach zawodowych, z której wynikało, iż silniki typu SYJe-142r miały niemal dwukrotnie krótszy okres bezawaryjnej pracy w porównaniu z silnikami typu SYJd-142th. Wybrane wyniki obliczeń podano na rys. 6.16 do 6.18.

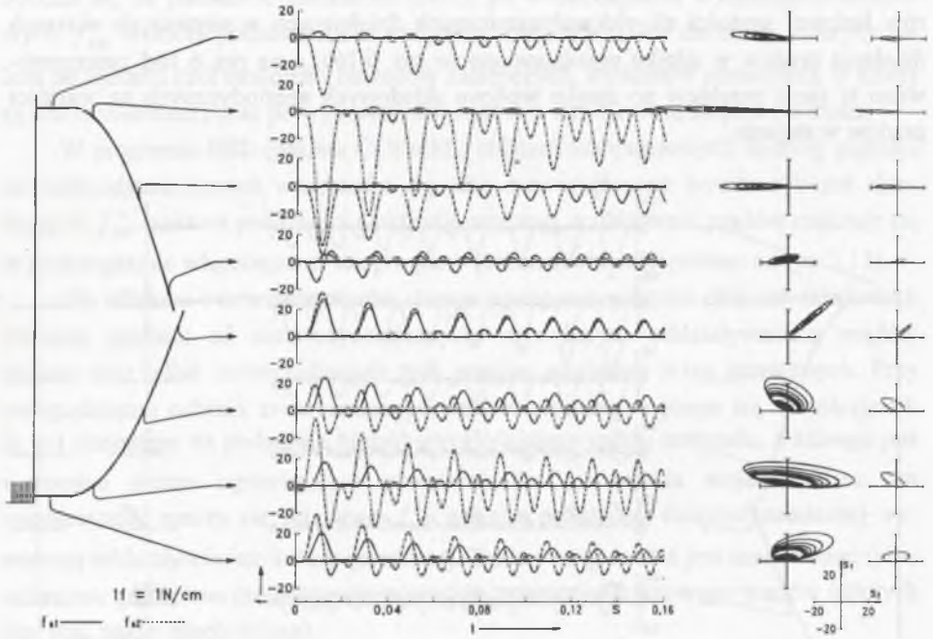
Przebiegi czasowe liniowej gęstości sił elektrodynamicznych w pierwszych okresach działania prądów przy rozruchu silnika typu SYJd-142th od poślizgu $s = 1$, w zaznaczonych na rys. 6.16a punktach skrajnej cewki I (rys. 6.8) fazy A, podano na rys. 6.16b. Trajektorie w płaszczyźnie s_1-s_2 (rys. 3.12) zakreślane przez końce wektorów liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających w pierwszych okresach działania prądów w silniku przedstawiono na rys. 6.16c, a na rys. 6.16d zaprezentowano te same przebiegi po zaniku wpływu składowych aperiodycznych na wartości prądów w stojanie.



Rys. 6.16. Rozkład liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na skrajną cewkę fazy A przy rozruchu silnika SYJd-142th od $s = 1$: a) charakterystyczne punkty na czole cewki, b) przebiegi czasowe sił w pierwszych okresach rozruchu, c) trajektorie wektorów sił w pierwszych okresach rozruchu, d) trajektorie wektorów sił po zaniku składowych aperiodycznych prądów stojana

Fig. 6.16. Distribution of the linear density of electrodynamic forces acting on the extreme coil of phase A when starting the motor SYJd-142th, with s = 1: a) characteristic points on the coil overhang, b) waveforms of forces involving the initial periods of motor's start-up, c) trajectories of force vectors involving the initial period of motor's start-up, d) trajectories of force vectors following the decay of aperiodic components of stator currents

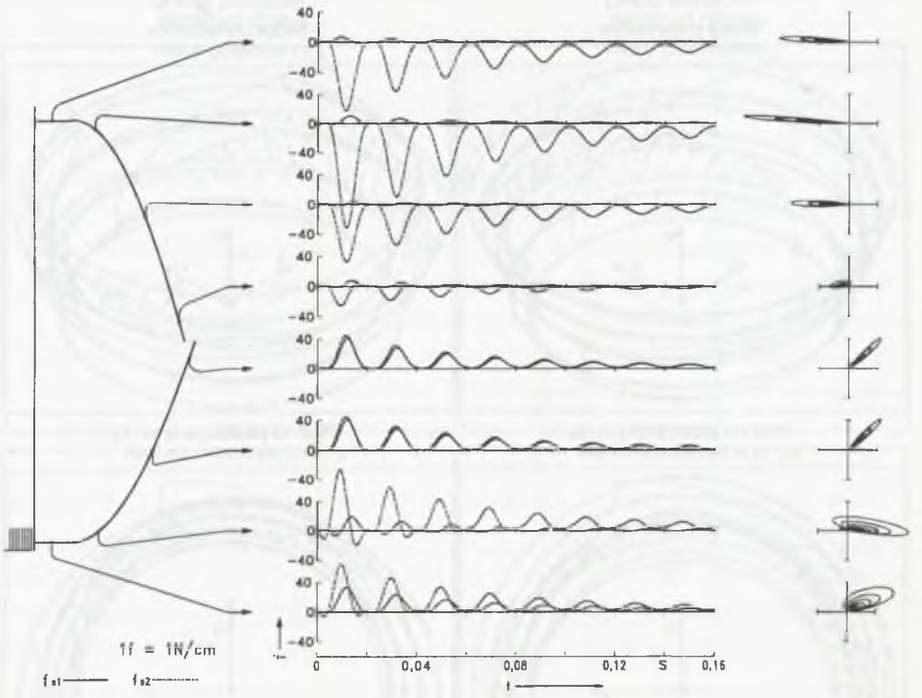
Na rys. 6.17 przedstawiono (odpowiednio jak na rys. 6.16) przebiegi czasowe liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana silnika typu SYJe-142r,



Rys. 6.17. Rozkład liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na skrajną cewkę fazy A przy rozruchu silnika SYJe-142r od $s = 1$: a) charakterystyczne punkty na czole cewki, b) przebiegi czasowe sił w pierwszych okresach rozruchu, c) trajektorie wektorów sił w pierwszych okresach rozruchu, d) trajektorie wektorów sił po zaniku składowych aperiodycznych prądów stojana

Fig. 6.17. Distribution of the linear density of electrodynamic forces acting on the extreme coil of phase A when starting the motor SYJe-142th, with s = 1: a) characteristic points on the coil overhang, b) waveforms of forces involving the initial periods of motor's start-up, c) trajectories of force vectors involving the initial period of motor's start-up, d) trajectories of force vectors following the decay of aperiodic components of stator currents

Przebiegi czasowe liniowej gęstości sił elektrodynamicznych w pierwszych okresach działania prądów przy ponownym rozruchu silnika typu SYJd-142th od poślizgu $s = 0{,}02$, w zaznaczonych na rys. 6.18a punktach skrajnej cewki I (rys. 6.8) fazy A, podano na rys. 6.18b, a trajektorie w płaszczyźnie s_1-s_2 (rys. 3.12) zakreślane przez końce wektorów liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających w pierwszych okresach działania prądów w silniku przedstawiono na rys. 6.18c.



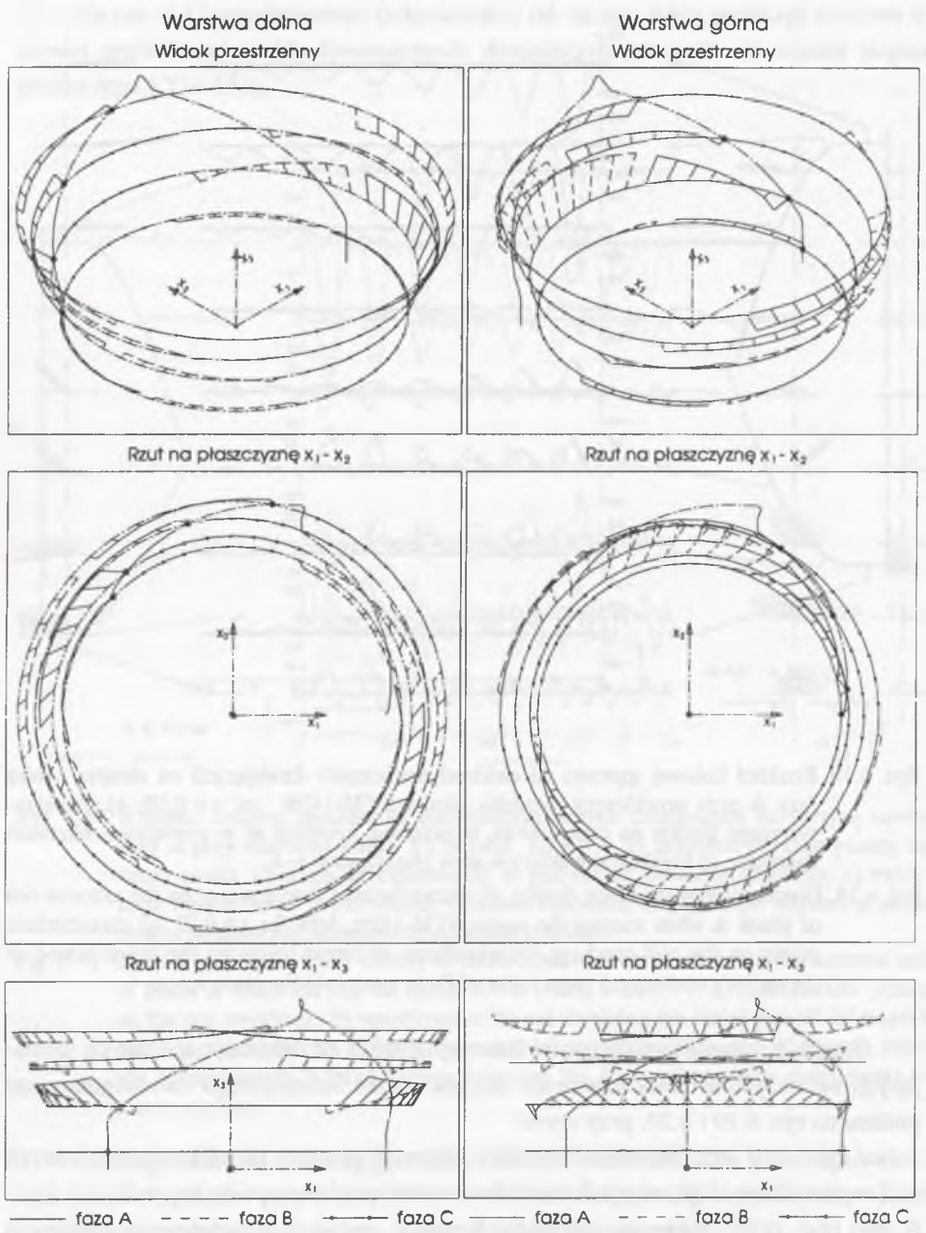
Rys. 6.18. Rozkład liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na skrajną cewkę fazy A przy powtórnym rozruchu silnika SYJd-142th od $s = 0{,}02$: a) charakterystyczne punkty na czole cewki, b) przebiegi czasowe sił w pierwszych okresach rozruchu, c) trajektorie wektorów sił w płaszczyźnie s_1-s_2

Fig. 6.18. Distribution of the linear density of electrodynamic forces acting on the extreme coil of phase A when starting the motor SYJd-142th, with for s = 0,02: a) characteristic points on the coil overhang, b) waveforms of forces involving the initial period of the motor's start-up, c) trajectories of force vectors in the plane s_1 - s_2

Rozkłady chwilowych wartości liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na wszystkie czoła uzwojenia stojana silnika indukcyjnego dwubiegunowego podano na rys. 6.19 i 6.20, przy czym:

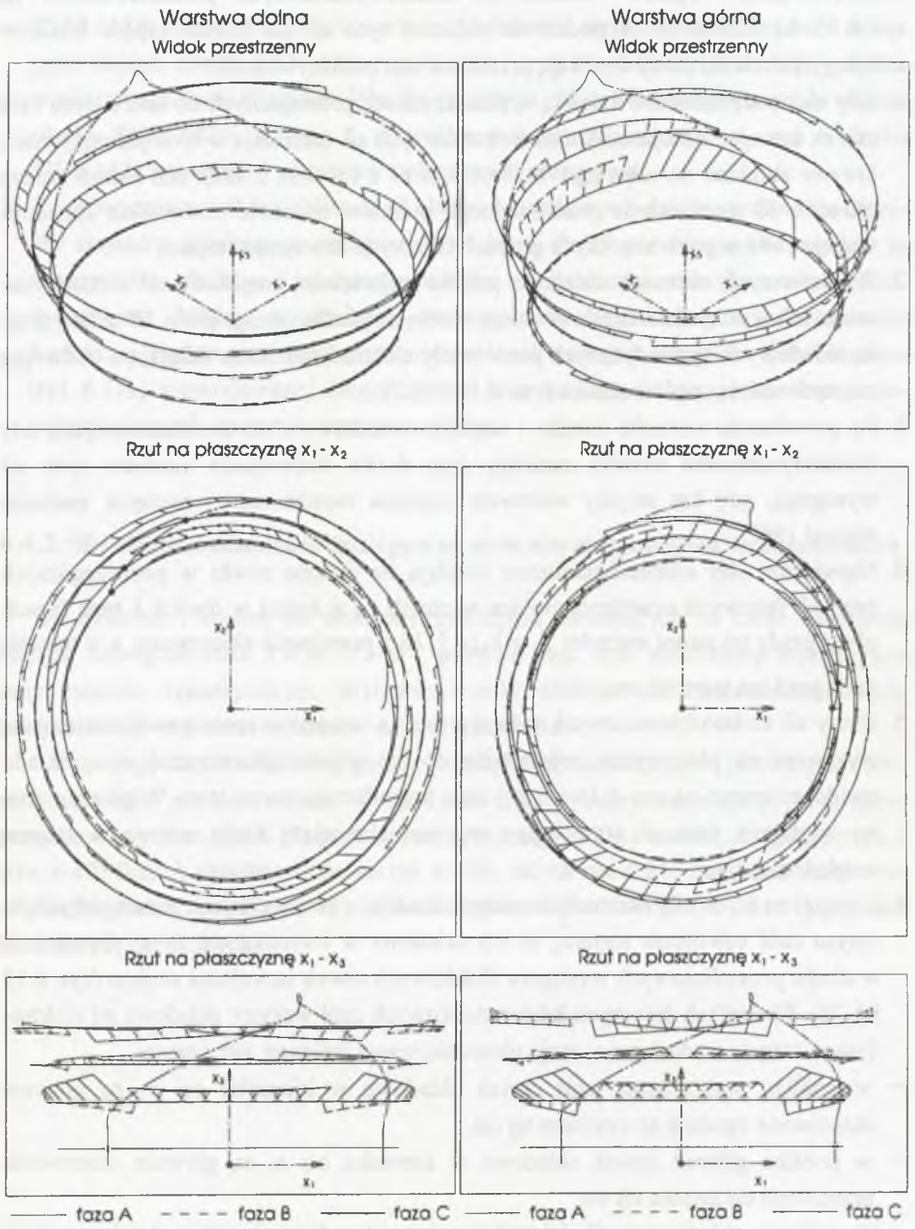
— na rys. 6.19 przedstawiono rozkłady liniowej gęstości sił elektrodynamicznych (w zaznaczonych przekrojach czół) dla wartości prądów $i_A = -i_B$, a $i_C = 0$,

— na rys. 6.20 pokazano rozkłady liniowej gęstości sił elektrodynamicznych (w zaznaczonych przekrojach czół) dla wartości prądów $i_B = i_C = -0{,}5\ i_A$.



Rys. 6.19. Rozkład liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana silnika indukcyjnego dwubiegunowego, gdy $i_A = -i_B$, a $i_C = 0$

Fig. 6.19. Distribution of the linear density of electrodynamic forces acting on the stator end winding of a two-pole induction motor when $i_A = -i_B$, and $i_C = 0$



Rys. 6.20. Rozkład liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana silnika indukcyjnego dwubiegunowego, gdy $i_B = i_C = -0{,}5\ i_A$

Fig. 6.20. Distribution of the linear density of electrodynamic forces acting on the stator end winding of a two-pole induction motor when $i_B = i_C = -0{,}5\ i_A$

Z analizy wyników obliczeń sił elektrodynamicznych przedstawionych na rys. 6.16 do 6.20 oraz na podstawie obliczeń tych sił dla innych typów silników indukcyjnych dużej mocy wynikają przedstawione poniżej wnioski.

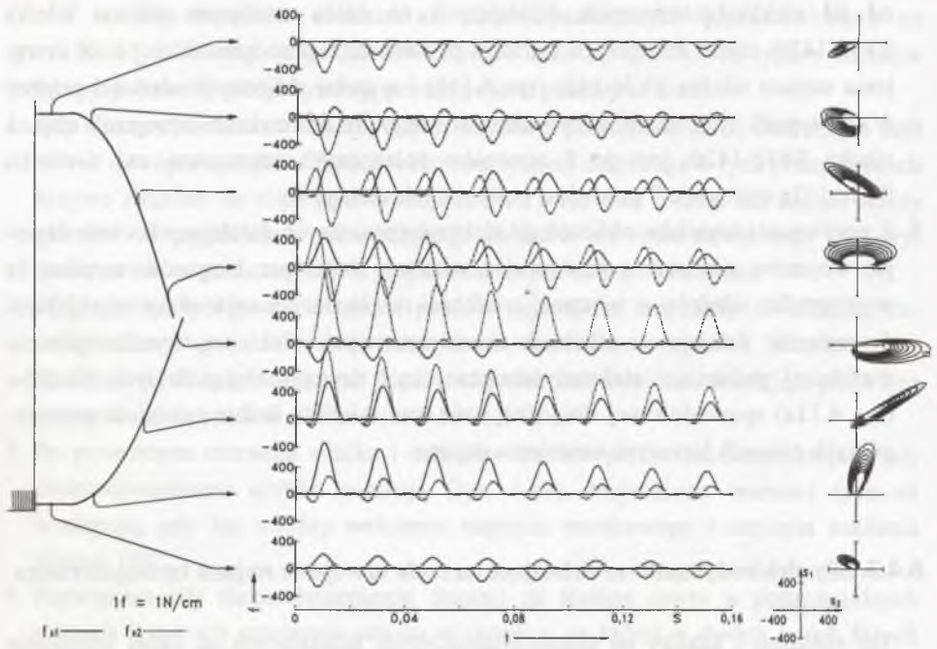
1. Siły elektrodynamiczne działają w płaszczyznach prostopadłych do linii zarysu czół cewek uzwojenia stojana. Końce wektorów tych sił zakreślają w tych płaszczyznach krzywe zbliżone do elips (rys. 6.16c i d, 6.17 c i d oraz 6.18c). Ich kształt zależy głównie od usytuowania przestrzennego punktów na czole cewki oraz rozpatrywanej cewki w poszczególnych grupach fazowych uzwojenia stojana.
2. W pierwszych okresach działania prądów największe amplitudy sił elektrodynamicznych występują z częstotliwością równą częstotliwości prądów. W miarę zaniku składowych aperiodycznych prądów siły elektrodynamiczne działają z podwójną częstotliwością prądów silnika (rys. 6.16 i 6.17).
3. Po powtórnym rozruchu silnika i napięciu resztkowym na zaciskach stojana siły elektrodynamiczne szybko zanikają (rys. 6.18). Największe wartości tych sił występują, gdy kąt między wektorem napięcia resztkowego i napięcia zasilania wynosi 180°.
4. Największe siły elektrodynamiczne działają na skrajne cewki w poszczególnych grupach fazowych uzwojenia stojana w chwili t_1, w której w dwóch k-tych fazach płyną prądy tej samej wartości $I_k = |i_k(t_1)|$, lecz przeciwnie skierowane, a w trzeciej fazie prąd ma wartość zerową.
5. Rzuty sił elektrodynamicznych działających na wszystkie czoła uzwojenia stojana wykonane na płaszczyznę prostopadłą do osi silnika (płaszczyznę x_1-x_2 układu uwidocznionego na rys. 6.19 i 6.20) dają wypadkową równą zero. W płaszczyźnie tej występuje para sił wywołująca moment skręcający czoła uzwojenia stojana względem osi x_3.
6. Z uwagi na to, że siły elektrodynamiczne działają w płaszczyznach prostopadłych do zarysu czół uzwojenie stojana, to ich składowe w kierunku osi x_3 są równe zero w strefie prostoliniowych wysięgów żłobkowych cewek uzwojenia stojana (rys. 6.19 i 6.20). W strefach głównych łuków stożkowych czół wektory składowe sił elektrodynamicznych wzdłuż osi x_3 mają ukierunkowanie zmienne, przy czym:
   - w pobliżu wykorbienia czół cewek składowe w kierunku osi x_3 są głównie skierowane zgodnie ze zwrotem tej osi,
   - w pobliżu główek cewek składowe w kierunku osi x_3 są głównie skierowane przeciwnie do zwrotu tej osi.

   Wypadkowa składowych sił elektrodynamicznych w kierunku osi x_3 działających na czoła uzwojenia stojana po obu stronach pakietu stojana jest równa zero.
7. Z wykresów przedstawionych na rys. 6.16 i 6.17 wynika, że siły elektrodynamiczne działające na czoła uzwojenia stojana silnika SYJe-142r są około 1,8 razy większe od sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana silnika SYJd-142th mimo mniejszych wartości podatności elektrodynamicznej czół uzwojenia stojana silnika SYJe-142r (rys. 6.11b) i w pełni zbliżonych wartości prądów w obu typach tych silników. Wynika to z tego, iż w cewkach uzwojenia stojana silnika SYJd-142th jest po 5 zezwojów połączonych szeregowo, zaś w silniku SYJe-142r występuje 7 zezwojów połączonych szeregowo.
8. Z porównania wyników obliczeń sił elektrodynamicznych działających czoła uzwojeń stojanów silników o mniejszej i większej ilości par biegunów wynika, że w przypadku silników o tej samej wielkości mechanicznej największe siły elektrodynamiczne działają w silnikach dwubiegunowych. Fakt ten wynika głównie z większej podatności elektrodynamicznej czół uzwojeń stojanów tych silników (rys. 6.11a) spowodowanej długością czół oraz większą ilością cewek w poszczególnych grupach fazowych uzwojenia stojana.

6.4.2. Siły elektrodynamiczne działające na czoła uzwojenia stojana turbogeneratora

Do obliczeń i analizy sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana turbogeneratora TWW-215-M-2 przyjęto jego stan nieustalony występujący przy zwarciu symetrycznym. Wybrane wyniki obliczeń sił elektrodynamicznych przedstawiono w postaci wykresów na rys. 6.21 do 6.24.

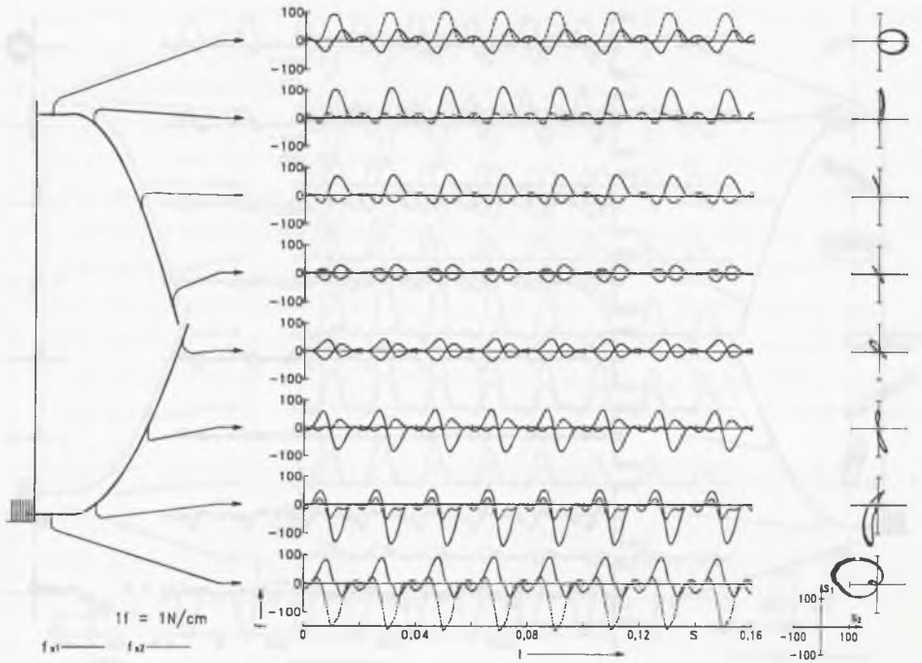
Przebiegi czasowe liniowej gęstości sił elektrodynamicznych w pierwszych okresach działania prądów stojana w stanie zwarcia symetrycznego (wg przebiegów przedstawionych na rys. 6.15a) w zaznaczonych na rys. 6.21a punktach skrajnego pręta I (rys. 6.12) fazy A przedstawiono na rys. 6.21b, zaś na rys. 6.21c pokazano trajektorie w płaszczyznach s_1-s_2 (rys. 3.12) zakreślane przez końce wektorów liniowej gęstości sił elektrodynamicznych,



Rys. 6.21. Rozkład liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na skrajny pręt fazy **A** stojana przy zwarciu symetrycznym turbogeneratora TWW-215-M-2: a) charakterystyczne punkty na czole cewki, b) przebiegi czasowe sił w pierwszych okresach zwarcia, c) trajektorie wektorów sił

Fig. 6.21. Distribution of the linear density of electrodynamic forces acting on the extreme bar of phase **A** of the armature stator at the time of symmetrical symmetrical short-circuit of the turbogenerator TWW-215-M-2: a) characteristic points on the coil overhang, b) waveforms of forces involving the beginning of short-circuit, c) trajectories of force vectors

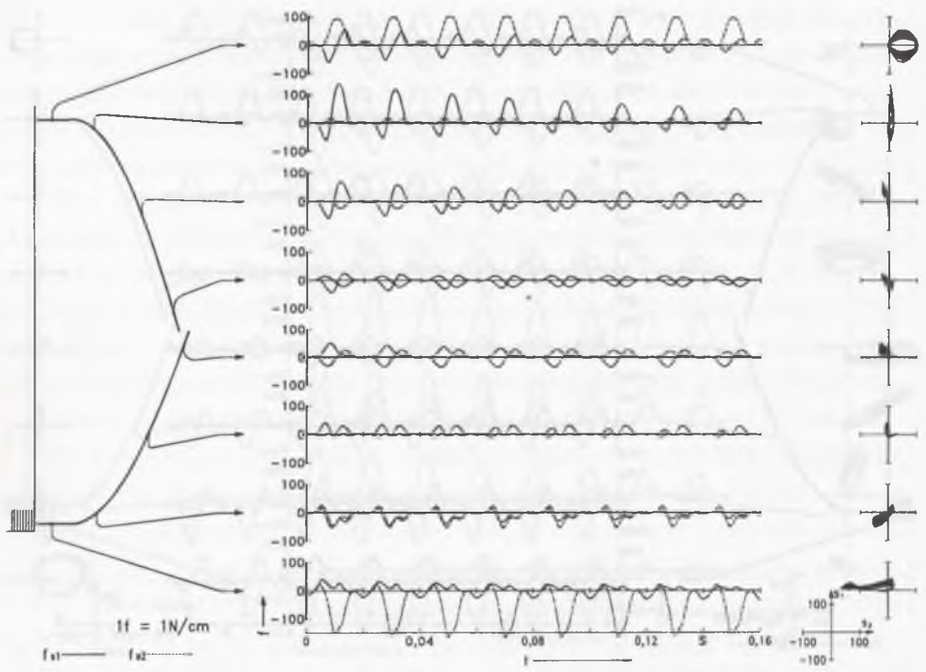
Wpływ prądów wzbudzenia w stanie zwarcia symetrycznego turbogeneratora (wg przebiegów przedstawionych na rys. 6.15b) na liniową gęstość sił elektrodynamicznych w zaznaczonych na rys. 6.22a punktach skrajnego pręta I (rys. 6.12) fazy A przedstawiono w postaci przebiegów czasowych na rys. 6.22b, a na rys. 6.22c pokazano trajektorie kreślone w płaszczyznach s_1-s_2 (rys. 3.12) przez końce wektorów liniowej gęstości sił elektrodynamicznych w tym stanie zwarcia turbogeneratora.



Rys. 6.22. Wpływ prądów wzbudzenia na liniową gęstość sił elektrodynamicznych działających na skrajny pręt fazy **A** stojana przy zwarciu turbogeneratora TWW-215-M-2: a) charakterystyczne punkty na czole pręta, b) przebiegi czasowe sił w pierwszych okresach zwarcia, c) trajektorie wektorów sił

Fig. 6.22. Influence of excitation currents on the linear density of electrodynamics forces acting on the extreme bar of phase **A** of the armature at the time of symmetrical short-circuit of the turbogenerator TWW-215-M-2 a) characteristic points on the coil overhang, b) waveforms of forces involving the beginning of short-circuit, c) trajectories of force vectors

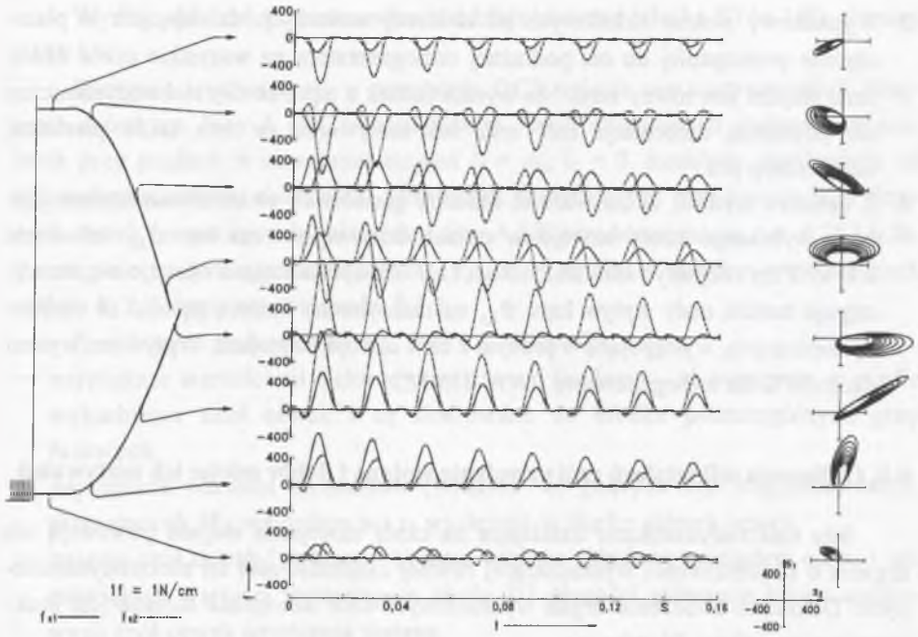
Wpływ prądów wirowych występujących w skrajnych strefach wirnika w stanie zwarcia symetrycznego turbogeneratora (wg przebiegów przedstawionych na rys. 6.15c) na liniową gęstość sił elektrodynamicznych w zaznaczonych na rys. 6.23a punktach skrajnego pręta I (rys. 6.12) fazy A pokazano w postaci przebiegów czasowych na rys. 6.23b, a na rys. 6.23c przedstawiono trajektorie kreślone w płasz-czyznach s_1-s_2 (rys. 3.12) przez końce wektorów liniowej gęstości sił elektrodyna-micznych w tym stanie zwarcia turbogeneratora.



Rys. 6.23. Wpływ prądów wirowych wirnika na liniową gęstość sił elektrodynamicznych działających na skrajny pręt fazy A stojana przy zwarciu turbogeneratora TWW-215-M-2: a) charakterystyczne punkty na czole pręta, b) przebiegi czasowe sił w pierwszych okresach zwarcia, c) trajektorie wektorów sił

Fig. 6.23. Influence of rotor's eddy currents on the linear density of electrodynamic forces acting on the extreme bar of phase A of the armature at the time of symmetrical short-circuit of the turbogenerator TWW-215-M-2: a) characteristic points on the coil overhang, b) waveforms of forces involving the beginning of short-circuit, c) trajectories of force vectors

Przebiegi czasowe wypadkowej liniowej gęstości sił elektrodynamicznych wywołanych oddziaływaniem prądów: stojana, wzbudzenia i prądów wirowych wirnika (wg przebiegów przedstawionych na rys. 6.15), występujących w stanie zwarcia symetrycznego turbogeneratora, w zaznaczonych na rys. 6.24a punktach skrajnego pręta I (rys. 6.11a) fazy A, przedstawiono na rys. 6.24b, a na rys. 6.24c pokazano trajektorie w płaszczyźnie s_1-s_2 (rys. 3.12) zakreślane przez końce wektorów wypadkowej liniowej gęstości sił elektrodynamicznych występujących w tym stanie zwarcia turbogeneratora.



Rys. 6.24. Rozkład wypadkowej liniowej gęstości sił elektrodynamicznych działających na skrajny pręt fazy A stojana przy zwarciu turbogeneratora TWW-215-M-2: a) charakterystyczne punkty na czole cewki, b) przebiegi czasowe sił w pierwszych okresach zwarcia, c) trajektorie wektorów sił

Fig. 6.24. Distribution of the resultant linear density of electrodynamic forces acting on the extreme bar of phase A of the armature at the time of symmetrical short-circuit of the turbogenerator TWW-215-M-2: a) characteristic points on the coil overhang, b) waveforms of forces involving the beginning of short-circuit, c) trajectories of force vectors

Analiza sił elektrodynamicznych działających na pręty stojana turbogeneratora w stanie zwarcia symetrycznego wskazuje:

1. Podobnie jak w silnikach indukcyjnych, w stanie zwarcia symetrycznego turbogeneratora, największe siły elektrodynamiczne działają na skrajne pręty w poszczególnych grupach uzwojeń stojana.
2. Udział prądów wirnika (wzbudzenia i prądów wirowych) w wypadkowym wektorze f sił elektrodynamicznych w pierwszym okresie prądów zwarciowych wynosi około 30%. Wpływ tych prądów jest największy w strefie wykorbienia pręta uzwojenia stojana (rys. 6.20 i 6.21) i zależy w dużym stopniu od chwilowego położenia geometrycznego wirnika względem danego pręta stojana.

3. Wypadkowy wektor składowych sił elektrodynamicznych działających w płaszczyźnie prostopadłej do osi podłużnej turbogeneratora na wszystkie czoła uzwojenia stojana jest równy zero. Nie wynika jednak z tego, że siły elektrodynamiczne nie powodują deformacji czół oraz ich usztywnień, w tym także pierścieni usztywniających.
4. Z obliczeń wynika, że na wartość liniowej gęstości sił elektrodynamicznych jednego wybranego czoła uzwojenia stojana duży wpływ ma kąt ϑ_{ko} (równanie 3.47a). Przy rozpatrywaniu wszystkich czół uzwojenia stojana okazuje się, że występuje bardzo mały wpływ kąta ϑ_{ko} na maksymalną liniową gęstość sił elektrodynamicznych, występującą w jednym z czół uzwojenia stojana. Wpływ ten wynosi około 10% dla turbogeneratora TWW-215-M2.

6.5. Obliczenia odkształceń czół uzwojenia stojana i dobór miejsc ich usztywnień

Siły elektrodynamiczne działające na czoła uzwojenia stojana powodują ich drgania o częstotliwości wymuszającej równej częstotliwości sił elektrodynamicznych. Dokładne obliczenie drgań wymuszonych czół uzwojenia stojana jest praktycznie niemożliwe. Wynika to:

— ze zmiennych wartości sztywności czół wraz ze zmianą ich temperatury,
— ze zmiany własności wytrzymałościowych sznurów lub taśm usztywniających czoła uzwojenia oraz pierścienie usztywniające do wsporników,
— ze zmiany własności tłumiących izolacji zwojowej i głównej.

Symulacja komputerowa oraz praktyka przemysłowa autora wykazały, że zagadnienie doboru sposobu usztywnień czół uzwojenia stojana można rozwiązać w sposób uproszczony, a mianowicie poprzez obliczenia odkształceń czół wywołanych chwilowymi siłami elektrodynamicznymi występującymi przy prądach $i_A = -i_B$, a $i_C = 0$ oraz $i_b = i_C = -0{,}5\ i_A$. Z uwagi na fakt, że w silnikach indukcyjnych częstotliwość drgań własnych czół uzwojenia stojana jest niższa od częstotliwości sił elektrodynamicznych oraz przy nieuwzględnianiu własności tłumiących uzwojenia odkształcenia obliczone dla obciążeń statycznych będą większe od odkształceń dynamicznych.

Do obliczeń odkształceń czół uzwojenia wykorzystuje się program **OCS** wchodzący w pakiet programów **CUSMEL** oraz program **PRO-MES** oparty na metodzie elementów skończonych.

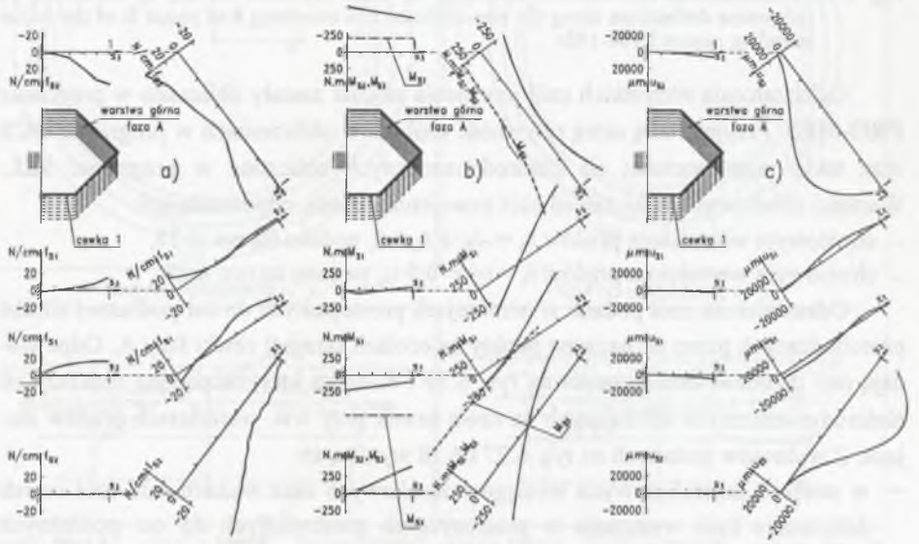
Program **OCS** umożliwia analizę odkształceń wybranej cewki uzwojenia stojana oraz dobór miejsc jej usztywnień. Praktyka wykazała, że przy doborze miejsc usztywnień czół uzwojenia stojana należy rozpatrywać skrajne cewki poszczególnych grup fazowych obciążone chwilowymi siłami elektrodynamicznymi występującymi przy ww. wartościach prądów w poszczególnych fazach uzwojenia stojana.

Wyniki obliczeń podane w tym rozdziale dotyczą silnika SYJe-142r o mocy 3150 kW.

Wstępnie wyznacza się w programie **OCS** ugięcia nie usztywnionych skrajnych cewek np. fazy A i B, występujące w chwili działania sił elektrodynamicznych przy prądach w uzwojeniu stojana $i_A = -i_B$, $i_C = 0$. Rozkłady chwilowych: sił elektrodynamicznych, momentów zginających i skręcających oraz ugięcia czół skrajnych cewek (zaznaczonych linią grubą) fazy A i B przedstawiono na rys. 6.25 i 6.26. Zaznaczone na tych rysunkach osie s_1 , s_2 , s_3 są zgodne z układem współrzędnych s_w (w = 1, 2, 3) przyjętym w rozdz. 2.2.2.

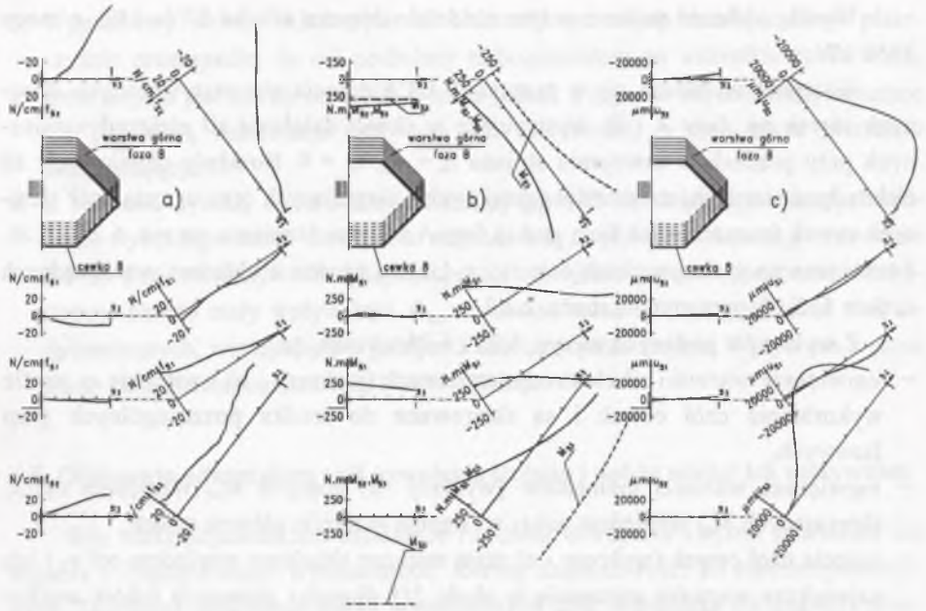
Z wykresów podanych na rys. 6.25 i 6.26 wynika, że:

— największe wartości sił elektrodynamicznych (wykresy - a) występują w strefie wykorbienia czół cewek i są skierowane do środka poszczególnych grup fazowych,
— największe wartości momentów (wykresy -b) gnących M_{s1} względem osi s_1 skręcających M_{s3} względem osi s_3 występują w strefie główek cewek,
— ugięcia czół cewek (wykresy - c) mają większe składowe względem osi s_2 i ich największe wartości występują w około 2/3 długości głównych łuków stożkowych czół cewek uzwojenia stojana.



Rys. 6.25. Chwilowe rozkłady: a) sił elektrodynamicznych, b) momentów, c) ugięć wzdłuż czół nie usztywnionej cewki 1 fazy A uzwojenia stojana silnika SYJe-142r

Fig. 6.25. Instantaneous distributions involving: a) electrodynamic forces, b) moments, c) edgewise deflections along the non-stiffened coil overhang of 1 phase A of the stator winding motor SYJe-142r



Rys. 6.26. Chwilowe rozkłady: a) sił elektrodynamicznych, b) momentów, c) ugięć wzdłuż czół nie usztywnionej cewki 8 fazy B uzwojenia stojana silnika SYJe-142r

Fig. 6.26. Instantaneous distributions involving: a) electrodynamic forces, b) moments, c) edgewise deflections along the non-stiffened coil overhang 8 of phase B of the stator winding motor SYJe-142r

Odkształcenia wszystkich czół uzwojenia stojana zostały obliczone w programie **PRO-MES**. Przyjęto taką samą sztywność czół jak w obliczeniach w programie **OCS** oraz takie same wartości sił elektrodynamicznych obliczone w programie **SEL**. Wartości chwilowych odkształceń czół uzwojenia stojana, odpowiadające:

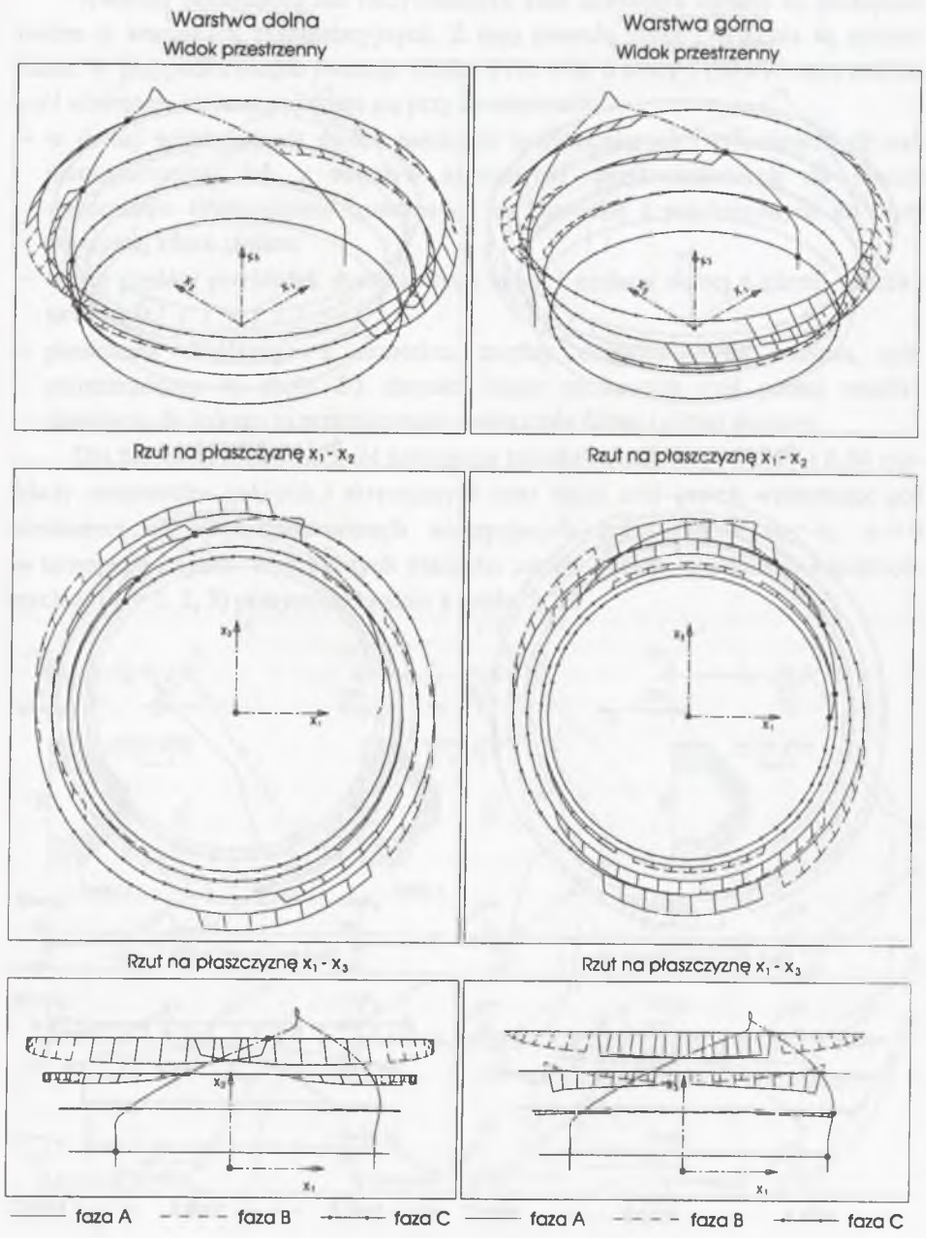
– chwilowym wartościom prądów $i_A = -i_B$, a $i_C = 0$, podano na rys. 6.27,

– chwilowym wartościom prądów $i_b = i_C = -0{,}5\ i_A$, podano na rys. 6.28.

Odkształcenia czół podano w przekrojach prostopadłych do osi podłużnej silnika przechodzących przez zaznaczone punkty na czołach skrajnej cewki fazy A. Odpowiadają one punktom zaznaczonym na rys. 6.19 i 6.20, na których podano rozkłady sił elektrodynamicznych działających na czoła cewek przy ww. wartościach prądów stojana. Z wykresów podanych na rys. 6.27 i 6.28 wynika, że:

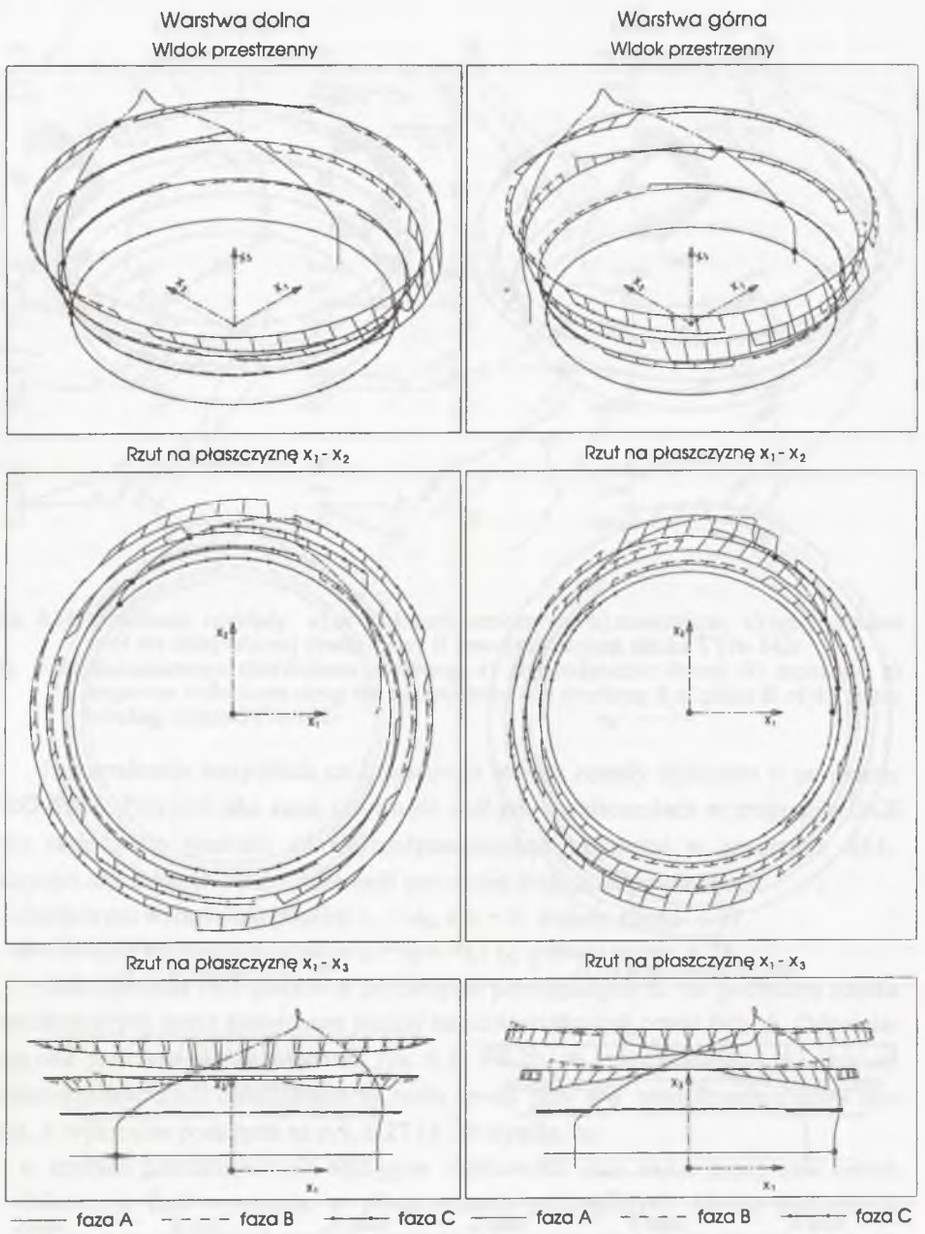
— w strefach prostoliniowych wysięgów żłobkowych oraz wykorbienia czół cewek deformacja czół występuje w płaszczyznach prostopadłych do osi podłużnych silnika, a w pozostałych strefach czoła są przyciągane do pakietu stojana (rzuty na płaszczyznę x_1-x_3),

— deformacja czół w kierunku promieniowym (rzuty na płaszczyznę x_1-x_2) zależy od chwilowej wartości sił elektrodynamicznych oraz usytuowania czół cewek w poszczególnych grupach fazowych uzwojenia stojana.



Rys. 6.27. Odkształcenia nie usztywnionych czół uzwojenia stojana silnika SYJe-142r przy prądach $i_A = -i_B$, a $i_C = 0$

Fig. 6.27. Deformations of non-stiffened stator end windings of the SYJe-142r motor for currents $i_A = -i_B$, and $i_C = 0$



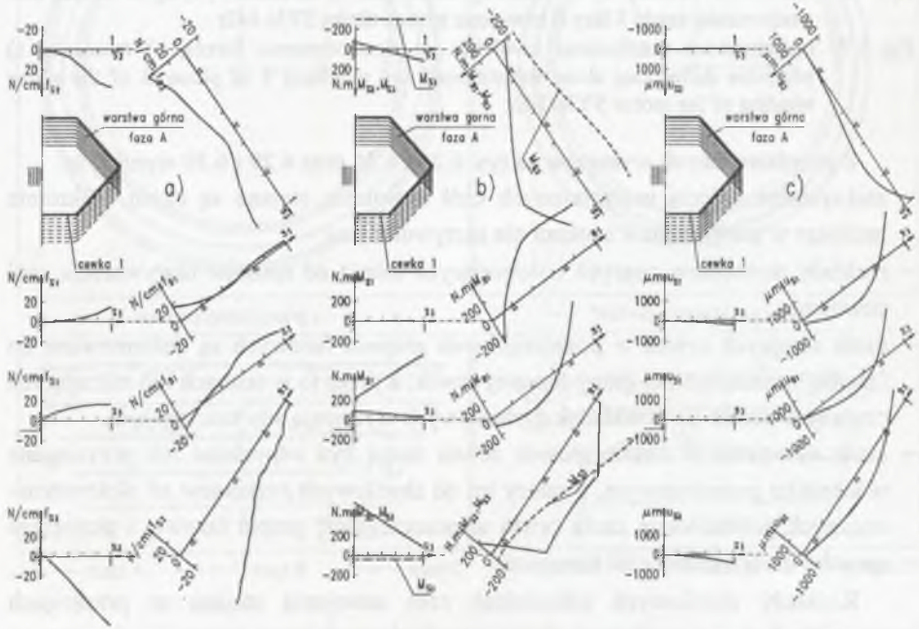
Rys. 6.28. Odkształcenia nie usztywnionych czół uzwojenia stojana silnika SYJe-142r przy prądach $i_b = i_C = -0{,}5\ i_A$

Fig. 6.28. Deformations of non-stiffened stator end windings of the SYJe-142r motor for currents $i_b = i_C = -0{,}5\ i_A$

Wartości odkształceń nie usztywnionych czół uzwojenia stojana są niedopuszczalne w warunkach eksploatacyjnych. Z tego powodu czoła uzwojenia są usztywniane. W przypadku rozpatrywanego silnika SYJe-142r o mocy 3150 kW usztywnienia czół uzwojenia stojana wykonuje się przy zastosowaniu:

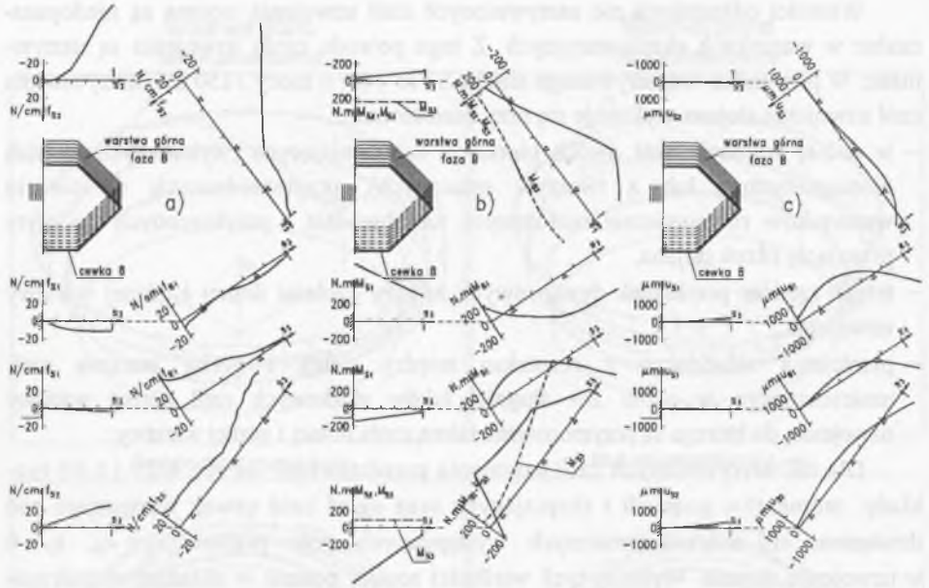
- w dolnej warstwie czół dwóch pierścieni usztywniających (wykonanych ze stali niemagnetycznej lub z tworzyw sztucznych), przytwierdzonych do sześciu wsporników równomiernie rozłożonych na obwodzie i przykręconych do płyty prasującej rdzeń stojana,
- trzech rzędów przekładek dystansowych między czołami dolnej i górnej warstwy uzwojenia,
- pierścienia składanego z rezoteksu między dolną i górną warstwą czół, umieszczonego w około 2/3 długości łuków stożkowych czół górnej warstwy uzwojenia, do którego są przymocowane taśmą czoła dolnej i górnej warstwy.

Dla tak usztywnionych czół uzwojenia przedstawiono na rys. 6.29 i 6.30 rozkłady: momentów gnących i skręcających oraz ugięć czół cewek występujące pod działaniem sił elektrodynamicznych występujących przy prądach $i_A = -i_B$, $i_C = 0$ w uzwojeniu stojana. Wykresy tych wielkości zostały podane w układach współrzędnych s_w (w = 1, 2, 3) przyjętych zgodnie z rozdz. 2.2.2.



Rys. 6.29. Chwilowe rozkłady: a) sił elektrodynamicznych, b) momentów, c) ugięć wzdłuż czół usztywnionej cewki 1 fazy A uzwojenia stojana silnika SYJe-142r

Fig. 6.29. Instantaneous distributions involving: a) electrodynamic forces, b) moments, c) edgewise deflections along the stiffened coil overhang 1 of phase A of the stator winding of the motor SYJe-142r



Rys. 6.30. Chwilowe rozkłady: a) sił elektrodynamicznych, b) momentów, c) ugięć wzdłuż czół usztywnionej cewki 8 fazy B uzwojenia stojana silnika SYJe-142r

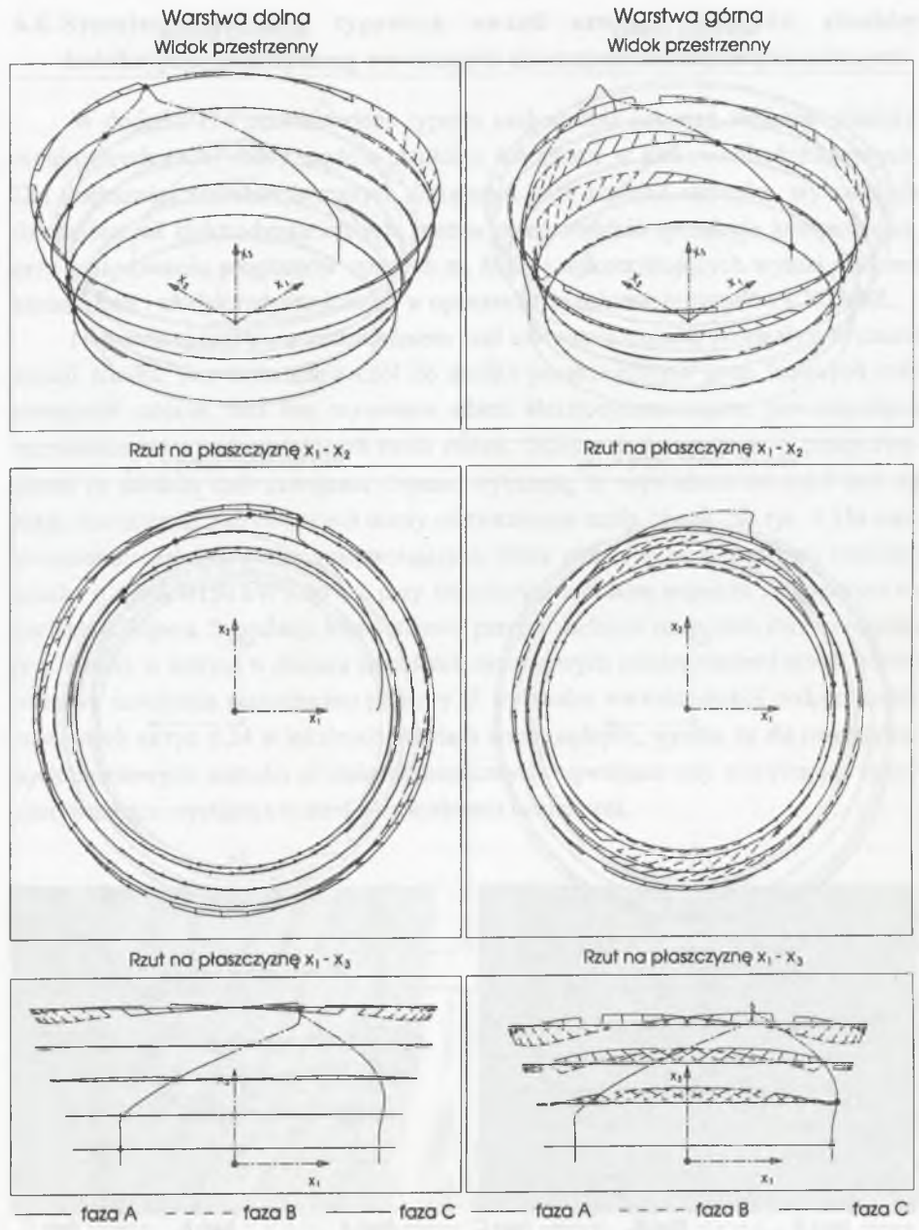
Fig. 6.30. Instantaneous distributions involving: a) electrodynamic forces, b) moments, c) edgewise deflections along the stiffened coil overhang 8 of phase B of the stator winding of the motor SYJe-142r

Z przedstawionych wykresów na rys. 6.25 i 6.26 oraz 6.29 i 6.30 wynika, że:

- maksymalne ugięcia usztywnionych czół uzwojenia stojana są około 30-krotnie mniejsze w porównaniu z czołami nie usztywnionymi,
- rozkłady momentów gnących i skręcających zależą od sposobu usztywnienia czół uzwojenia,
- czoła skrajnych cewek w poszczególnych grupach fazowych są deformowane do "środka" poszczególnej grupy fazowej cewek, a przez to w taśmach lub mocujących czoła tych cewek do przekładek dystansowych występują siły rozciągające,
- czoła uzwojenia w strefie główek cewek mogą być odpychane lub przyciągane w kierunku promieniowym, a zależy to: od chwilowych rozkładów sił elektrodynamicznych, usytuowania czoła cewki w poszczególnej grupie fazowej i przyjętego sposobu usztywnienia czół uzwojenia.

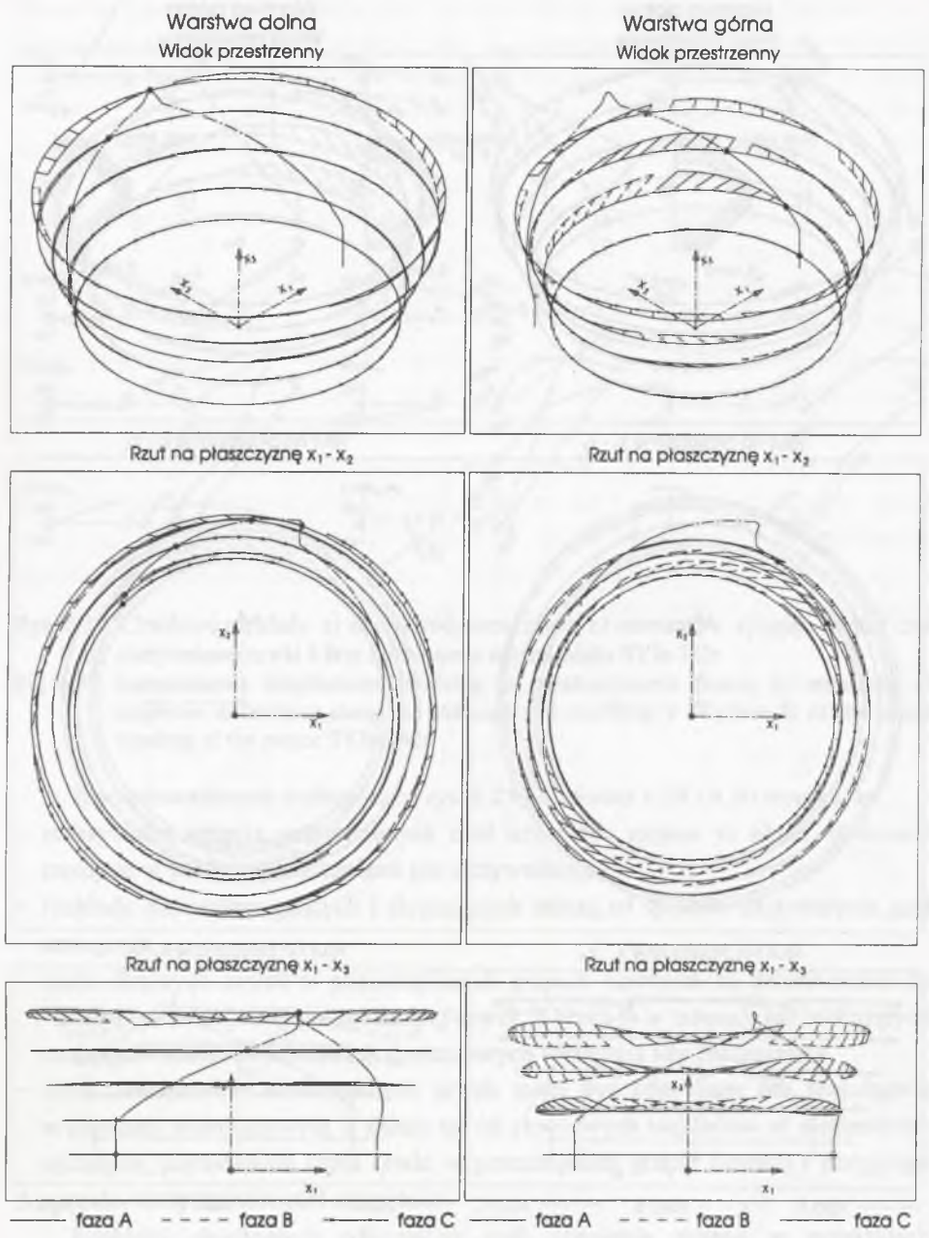
Rozkłady chwilowych odkształceń czół uzwojenia stojana w przekrojach prostopadłych do osi podłużnej silnika przechodzących przez zaznaczone punkty na czołach skrajnej cewki fazy A odpowiadające:

- chwilowym wartościom prądów $i_A = -i_B$, a $i_C = 0$, podano na rys. 6.31,
- chwilowym wartościom prądów $i_b = i_C = -0{,}5\ i_A$, podano na rys. 6.32



Rys. 6.31. Odkształcenia usztywnionych czół uzwojenia stojana silnika SYJe-142r przy prądach $i_A = -i_B$, a $i_C = 0$

Fig. 6.31. Deformations of stiffened stator end windings of the SYJe-142r motor for currents $i_A = i_B$, and $i_C = 0$



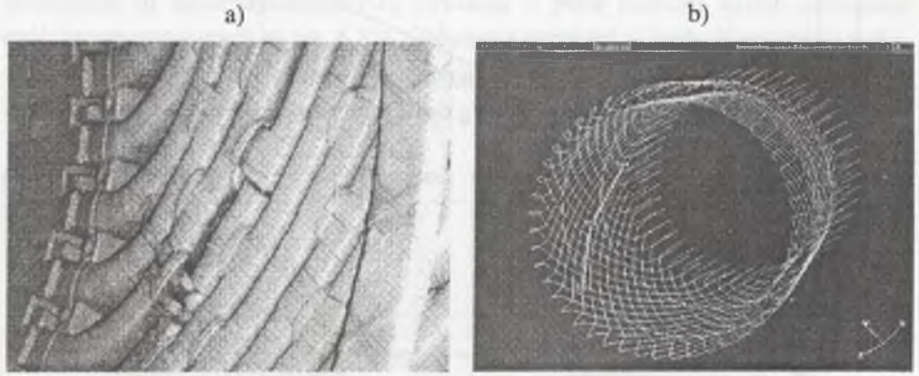
Rys. 6.32. Odkształcenia usztywnionych czół uzwojenia stojana silnika SYJe-142r przy prądach $i_b = i_C = -0{,}5\ i_A$

Fig. 6.32. Deformations of stiffened stator end windings of the SYJe-142r motor for currents $i_b = i_C = -0{,}5\ i_A$

6.6. Symulacja skutków typowych awarii uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych

W dodatku D.4 przedstawiono typowe uszkodzenia uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy, będące skutkiem ich awarii w elektrowniach blokowych. Dla większości charakterystycznych deformacji czół uzwojeń stojanów, wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych, można przeprowadzić symulację komputerową, przy zastosowaniu programów opartych na **MES** i wykorzystujących wyniki obliczeń kształtu czół i sił elektrodynamicznych w opracowanym pakiecie programów **CUSMEL**.

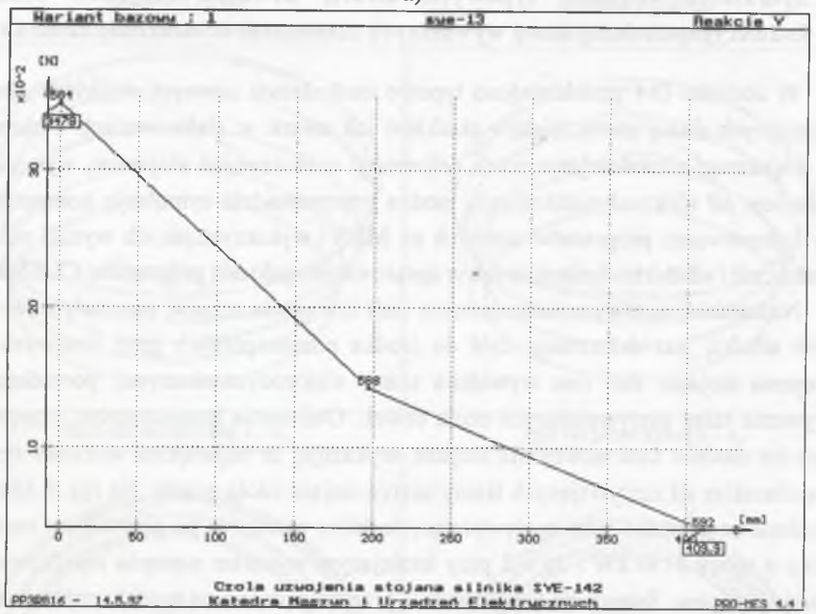
Najbardziej typowym uszkodzeniem czół uzwojenia stojana, powstałym w czasie awarii silnika, jest deformacja czół do środka poszczególnych grup fazowych czół uzwojenia stojana. Jest ona wywołana siłami elektrodynamicznymi, powodującymi rozrywanie taśm usztywniających czoła cewek. Obliczenia komputerowe, przeprowadzone na modelu czół uzwojenia stojana, wykazują, że największe wartości tych sił mają charakter sił rozrywających taśmy usztywniające czoła cewek. Na rys. 6.33a uwidoczniono rozerwanie taśm usztywniających, które wystąpiło po powtórnym rozruchu silnika o mocy 3150 kW i 2p = 2 przy istniejącym wysokim napięciu resztkowym na zaciskach stojana. Symulację komputerową przeprowadzono na modelu czół uzwojenia (rys. 6.33b), w którym w miejscu przekładek dystansowych między czołami cewek górnej warstwy uzwojenia zastosowano podpory. Z wykresów wartości reakcji podpór, przedstawionych na rys. 6.34 w lokalnych układach współrzędnych, wynika, że dla rozpatrywanych chwilowych wartości sił elektrodynamicznych największe siły rozrywające taśmy usztywniające występują w strefie wykorbienia czół cewek.



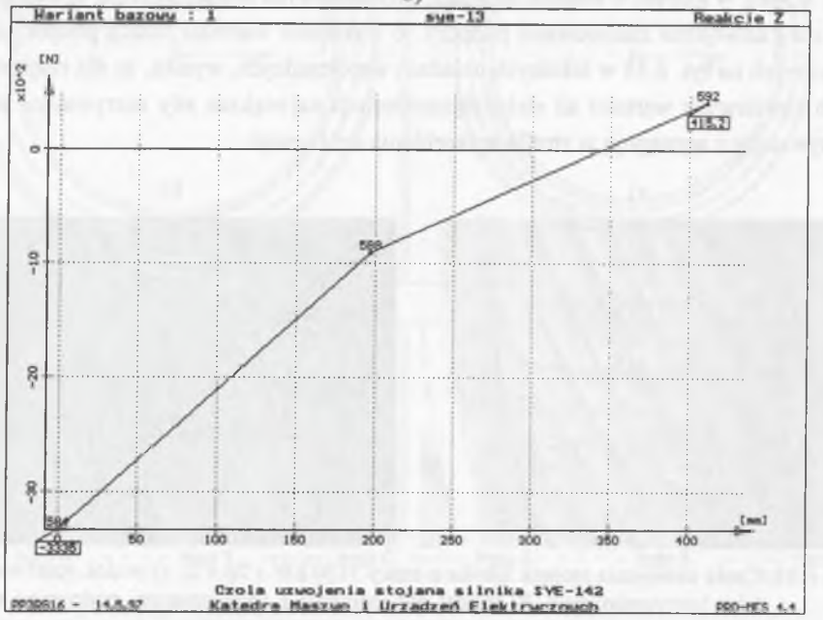
Rys. 6.33. Czoła uzwojenia stojana silnika o mocy 3150 kW i 2p = 2: a) widok rozerwanych taśm usztywniających, b) model obliczeniowy z zaznaczonymi podporami czoła skrajnej cewki w grupie fazowej

Fig. 6.33. Stator end windings of the 3150 kW motor with 2p = 2: a) view of torn stiffening bands, b) computational model with marked supports of the extreme coil overhang in the phasing group

a)



b)

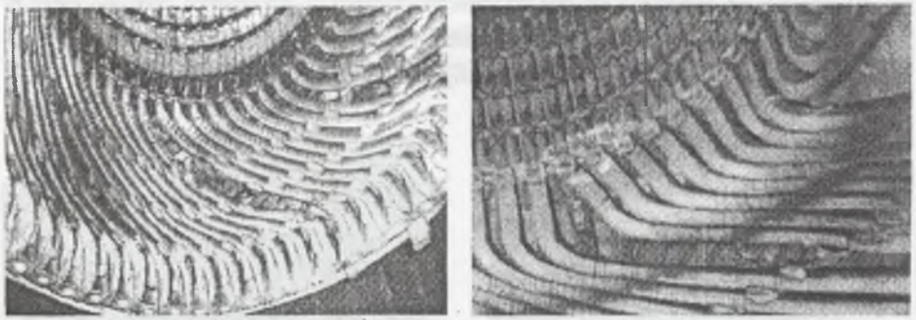


Rys. 6.34. Siły rozciągające taśmy usztywniające czoła cewek: a) składowe w kierunku osi s_1, b) składowe w kierunku osi s_2 lokalnych układów s_w (rys. 3.12)

Fig. 6.34. Stretching forces acting on stiffening bands of the coil overhang: a) components along axis s_1, b) components along axis s_2 of the local system s_w (fig. 3.12)

Rozerwanie wiązań między skrajnymi czołami cewek poszczególnych grup fazowych uzwojenia stojana powoduje najbardziej typowe deformacje czół cewek (wywołane działaniem sił elektrodynamicznych), uwidocznione na rys. 6.35a. Rzadziej występuje trwałe wygięcie prostoliniowego wysięgu żłobkowego cewki, pokazane na rys. 6.35b. Często w strefie wykorbienia czół cewek, po wyjściu ze żłobków stojana oraz w strefie przejścia głównych łuków stożkowych w główki cewek, występują wyraźne pęknięcia izolacji głównej na długościach kilkudziesięciu milimetrów, wskazujące na występowanie w tych strefach dużych naprężeń w izolacji głównej czół.

a) b)

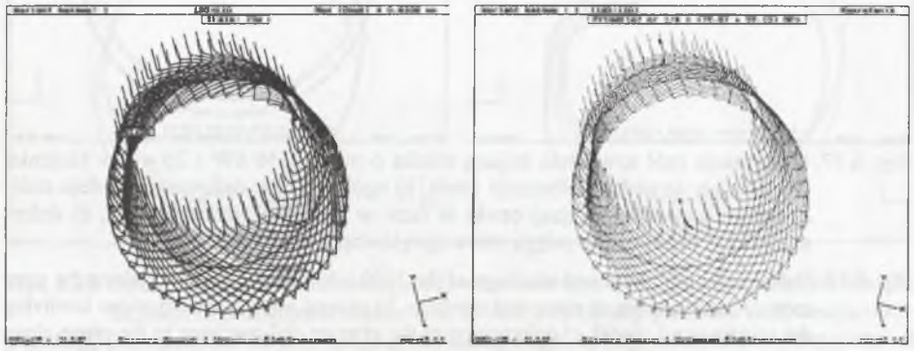


Rys. 6.35. Deformacje czół uzwojeń stojanów: a) najbardziej typowe, b) wygięcie prostoliniowego wysięgu żłobkowego

Fig. 6.35. Deformations of stators end windings: a) most common ones, b) flexure of rectilinear slot reach

Przedstawione na rys. 6.36a wyniki symulacji deformacji czół, wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych, wykazują w pełni podobny kształt deformacji czół, zaprezentowanych na rys. 6.35a. Obliczenia naprężeń w czołach uzwojenia wykazują, że największe ich wartości występują: na wyjściu cewek ze żłobków stojana, w strefach ich wykorbienia oraz w strefach główek cewek (rys. 6.36b).

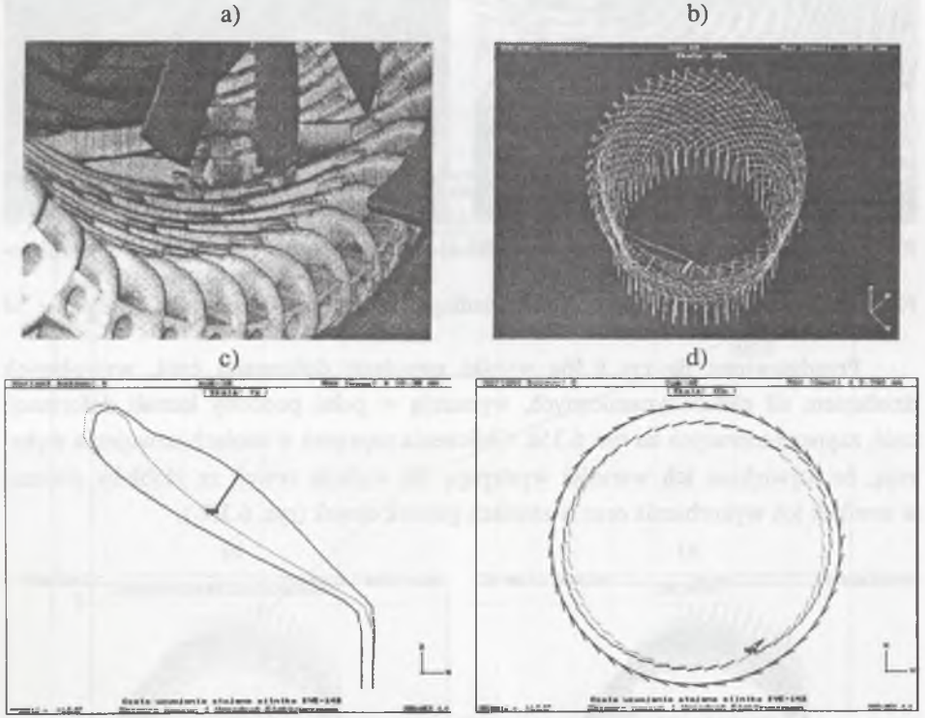
a) b)



Rys. 6.36. Deformacje czół cewek - a) oraz strefy największych naprężeń - b)

Fig. 6.36. Deformations of coil overhang - a) and the zone of the highest stress - b)

Stosunkowo często w czasie awarii silnika dużej mocy następuje wygięcie czoła skrajnej cewki w grupie fazowej w kierunku osi wirnika (rys. 6.37a), spowodowane wcześniejszym rozerwaniem taśm usztywniających czoła cewki. W modelu fizycznym czół cewek silnika o mocy 3150 kW i 2p = 2 dokonano rozerwania usztywnień czół górnej warstwy skrajnych cewek fazy A-C i B-C oraz przyjęto dwustronne rozerwanie taśm usztywniających czoła skrajnej cewki fazy B. Widok ogólny odkształceń modelu czół przedstawiono na rys. 6.37b. Odkształcenia skrajnej cewki fazy B przedstawiono na rys. 6.37c, a na rys. 6.37d – deformację wszystkich czół cewek występującą w środkowej długości wysięgu osiowego głównych łuków stożkowych czół, w chwili gdy w jednej fazie uzwojenia stojana prąd jest równy zero. Z odkształceń czół uwidocznionych na rys. 6.37d widać, że ich odkształcenia zależą od wartości prądów płynących w poszczególnych fazach oraz od wzajemnej konfiguracji czół uzwojenia stojana.

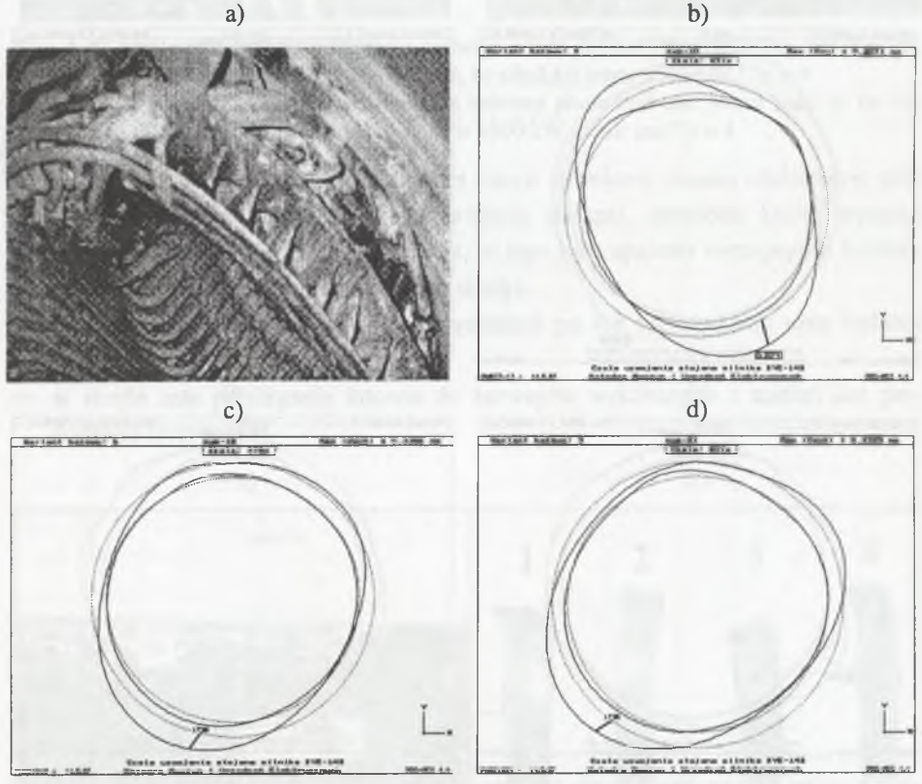


Rys. 6.37. Deformacje czół uzwojenia stojana silnika o mocy 3150 kW i 2p = 2 w kierunku osi wirnika: a) widok deformacji czoła, b) ogólny widok deformacji modelu czół, c) deformacja czoła skrajnej cewki w fazie w kierunku promieniowym, d) deformacja czół w połowie wysięgu osiowego głównych łuków stożkowych

Fig. 6.37. Deformations of stator end windings of the 3150 kW motor with 2p = 2 along the rotor axis: a) deformations of stator end windings, b) general view of deformations involving the winding end model, c) deformation of the extreme coil overhang in the phase along radial direction, d) deformation of end windings at the half way along the axial length of the main conical arcs

W niektórych silnikach dużej mocy w zakresie 400 do 1000 kW są stosowane pierścienie usztywniające czoła cewek uzwojenia stojana tzw. wolno wiszące, czyli bez podparć na wspornikach przymocowanych do korpusu stojana. W czasie awarii tych silników zdarzają się przypadki pęknięcia jednego z pierścieni usztywniających. W wyniku tego następuje deformacja czół cewek tak w górnej, jak i dolnej warstwie uzwojenia (rys. 6.38.a).

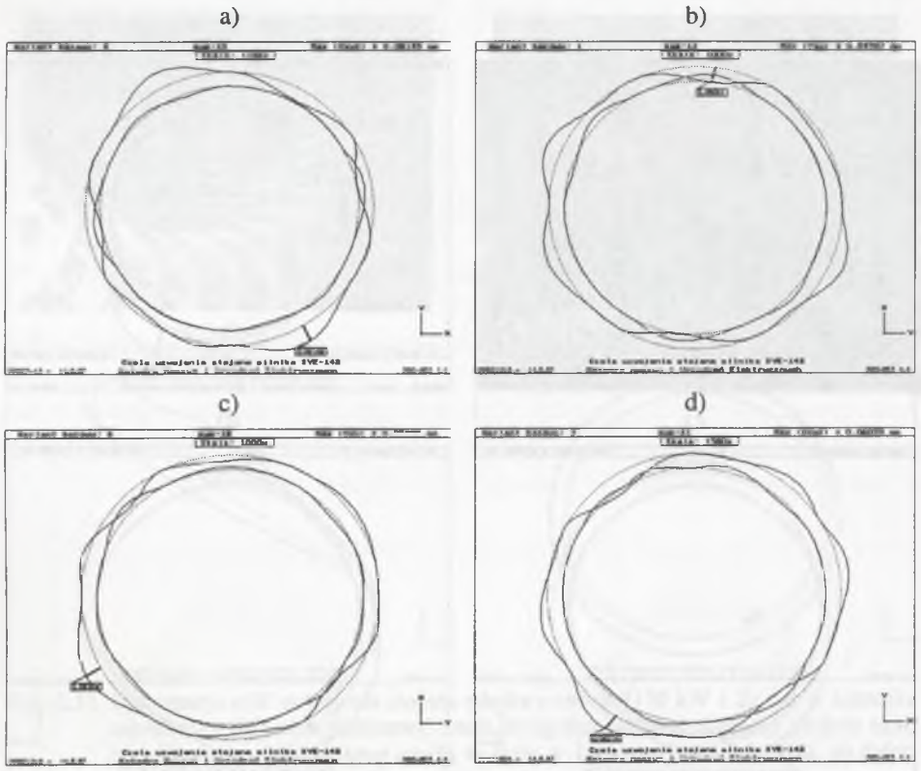
Badania symulacyjne, przeprowadzone dla tego typu usztywnień, przy obciążeniach różnymi chwilowymi siłami elektrodynamicznymi, wykazują, że początkowe zarysy takich pierścieni usztywniających w kształcie okręgów przybierają kształty owali. Położenia głównych ich średnic zmieniają się w zależności od chwilowych obciążeń czół uzwojenia siłami elektrodynamicznymi. Główne średnice owali wirują w kierunku zgodnym do wirowania pola elektromagnetycznego silnika (rys. 6.38b do 6.38d).



Rys. 6.38. Deformacje pierścieni usztywniających wolno wiszących: a) pęknięcie pierścienia oraz deformacja czół uzwojenia stojana, b, c, d) chwilowe kształty pierścieni usztywniających

Fig. 6.38. Deformations of free-hanging stiffening rings: a) ring crack and deformations of stator end windings, b, c, d) instantaneous shapes of stiffening rings

Pierścienie usztywniające czoła cewek są przymocowane najczęściej do sześciu wsporników przytwierdzonych do płyt prasujących rdzeń stojana. W rozwiązaniach tego typu nie stwierdzono pęknięć pierścieni usztywniających w okresie długoletnich obserwacji przez autora skutków awarii silników indukcyjnych dużej mocy. Jest to związane z tym, że pierścienie usztywniające nie mają możliwości odkształceń promieniowych i osiowych w miejscu podparć na sześciu wspornikach. Największe odkształcenia występują w strefie środków łuków pierścieni między podporami. Obliczenia symulacyjne wykazały, że większym deformacjom ulegają pierścienie zewnętrzne (o większej średnicy) oraz że strefa największych odkształceń przemieszcza się zgodnie z wirowaniem pola elektromagnetycznego silnika. Uwidocznione to zostało na rys. 6.39a do 6.39d. Kształty deformacji pierścieni usztywniających zależą od chwilowych wartości sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana.



Rys. 6.39. Chwilowe deformacje pierścieni usztywniających podpartych na sześciu wspornikach

Fig. 6.39. Instantaneous deformations of stiffening rings supported by six brackets

W silnikach o mocy 3150 kW i 6300 kW zasilanie uzwojenia stojana oraz połączenia z przewodem zerowym są realizowane przy zastosowaniu przewodów w kształcie obręczy. W czasie eksploatacji tych silników występują częste upalenia w strefach połączeń lutowanych zezwojów fazowych z tymi obręczami (rys. 6. 40).

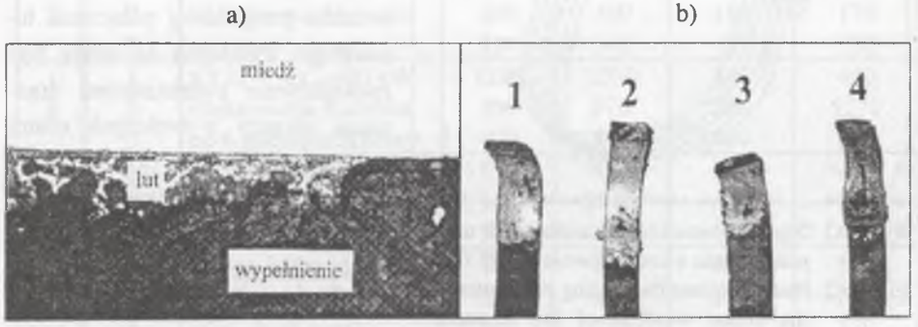
Rys. 6.40. Upalenia w strefie połączenia zezwoju cewki fazowej z przewodem zasilającym: a) silnika o mocy 3150 kW i 2p = 2, b) silnika o mocy 6300 kW i 2p = 4

Fig. 6.40. Burring-off in the connection zone between phase coil and power lead: a) for the 3150 kW motor and 2p = 2, b) of the 6300 kW motor and 2p = 4

Upalenia te są często przyczyną poważnej awarii uzwojenia stojana (deformacje czół uzwojenia, nadpalenia izolacji czół uzwojenia stojana), usunięcie której wymaga przezwojenia stojana. Statystyka wykazuje, że tego typu upalenia występują w krótkim okresie pracy nowego lub przezwojonego silnika.

Dokładne oględziny połączeń lutowniczych po ich rozlutowaniu oraz badania mikroskopowe wykazały, że:

— w strefie lutu przyleganie lutowia do zezwojów wykonanych z miedzi jest prawidłowe (rys. 6.41a),



Rys. 6.41. Połączenia lutowane zezwojów fazowych z obręczami zasilającymi: a) struktura mikroskopowa połączenia, b) widok zezwojów fazowych po rozlutowaniu

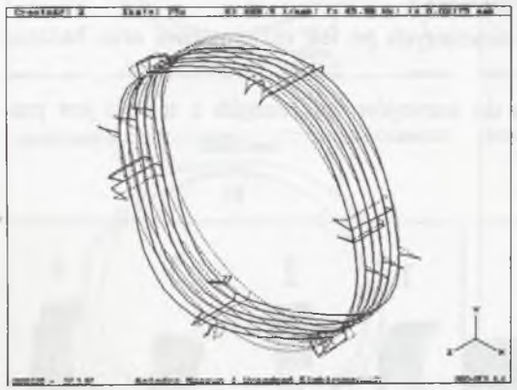
Fig. 6.41. Soldering connections of phase coils with feeding rings: a) microscopic structure of the connection, b) view of phase coils after unsoldering

— powierzchnia przylegania zezwoju fazowego do obręczy zasilającej nie jest w pełni pokryta lutowiem, co jest uwidocznione brakiem lutu na rys. 6.41a i czarnymi plamami na rys. 6.41b.

Nieprawidłowe wykonanie lutu, a szczególnie gdy lut nie pokrywa całej powierzchni styku między zezwojem fazowym i obręczą zasilającą, jest przyczyną miejscowych nagrzewań połączenia, prowadzących w konsekwencji do upalenia zezwoju fazowego w strefie połączenia lutowanego z obręczą.

Drugą przyczyną upalenia w strefie połączeń zezwojów fazowych z obręczami zasilającymi są drgania własne układu obręczy zasilających, przymocowanych do sześciu wsporników przytwierdzonych do płyty prasującej rdzeń stojana.

Obliczenia częstotliwości drgań własnych układu obręczy zasilających wraz z połączeniami z zezwojami fazowymi i tablicą zasilającą silnika, przeprowadzone dla różnego rodzaju usztywnienia obręczy, wykazały, że w każdym przypadku jedna z pierwszych częstotliwości drgań własnych była zbliżona do częstotliwości drgań silnika wynikających z jego prędkości obrotowej. Przy sztywniejszym zamocowaniu obręczy do wsporników oraz przyjęciu sztywnego klinowania główek cewek po lutowaniu zezwojów dolnych i górnych półcewek (w przypadku wykonywania uzwojenia stojana z półcewek o zezwojach lutowanych na główkach) piąta lub szósta częstotliwość drgań własnych była zbliżona do 100 Hz, a więc częstotliwości sił elektrodynamicznych działających na uzwojenia stojana. Charakter drgań własnych obręczy wraz z połączeniami przy częstotliwości własnej 45,98 Hz przedstawiono na rys. 6.42.



Rys. 6.42. Drgania własne obręczy zasilających uzwojenia stojana o częstotliwości 45,98 Hz
Fig. 6.42. Free vibrations the feeding ring system of the stator winding of the frequency 45,98 Hz

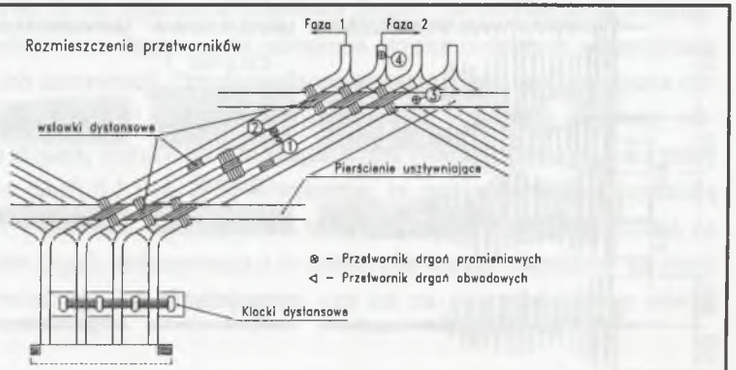
Obliczenie komputerowe potwierdzają przypadki upalenia obręczy zasilających w strefie połączeń lutowniczych (rys. 6.37b) spowodowanych wcześniejszym ich pęknięciem w strefie przejściowej połączenia lutowanego. Pęknięcia te mogą być spowodowane zwiększonymi drganiami obręczy wywołanych siłami elektrodynamicznymi przy częstotliwościach drgań własnych układu obręczy zbliżonych do częstotliwości sił wymuszających drgania. Dotyczy to również drgań wymuszonych układu obręczy zasilających o częstotliwości wynikającej z prędkości obrotowej silnika, mimo że łożyska wirników ww. silników są umiejscowione w kozłach łożyskowych.

6.7. Pomiary drgań czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy

Pomiary drgań czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych o mocy w zakresie 200 kW do 3150 kW przeprowadził autor na stacjach prób zakładów wytwórczych i remontowych oraz w warunkach pracy tych silników w elektrowniach zawodowych. Wybrane wyniki pomiarów trzech typów silników zestawiono w tablcyi 6.1.

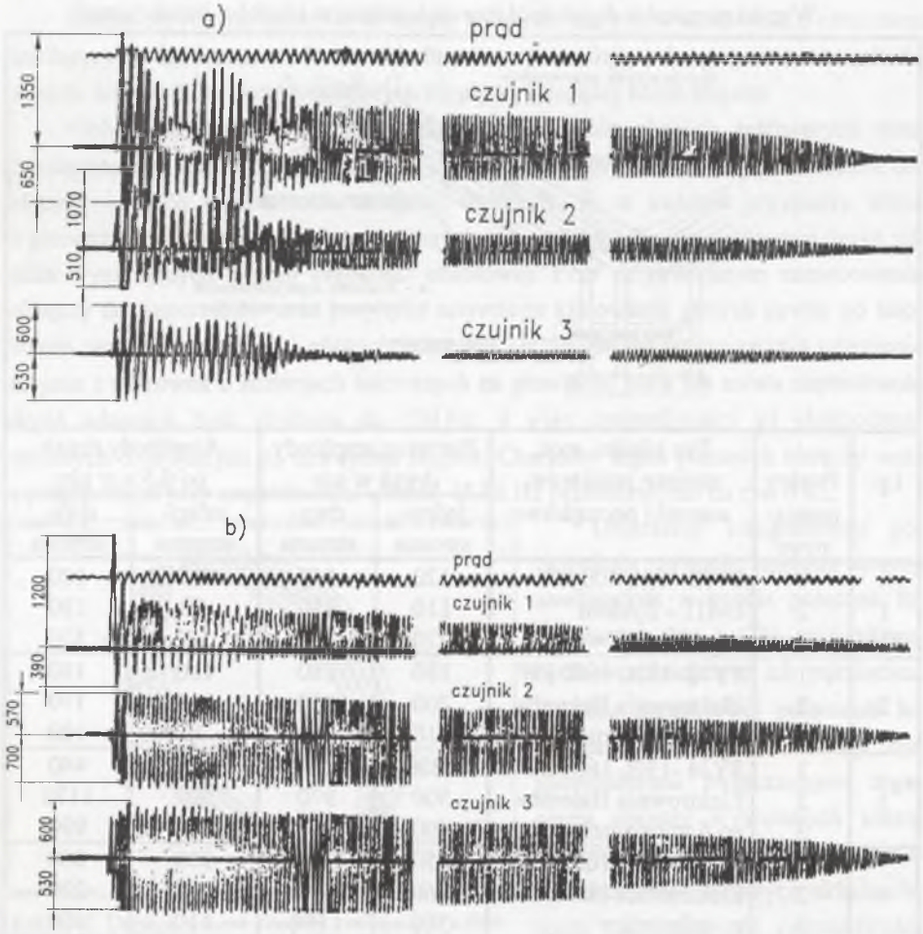
Tablica 6.1

Wyniki pomiarów drgań czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych



Lp.	Punkty pomiarowe	Typ silnika, moc, miejsce pomiarów, warunki początkowe	Pierwsze amplitudy drgań w μm		Amplitudy drgań po 0,5 s w μm	
			jednostronna	dwustronna	jednostronna	dwustronna
1	1	SYJd-194t, 400 kW	120	140	90	100
	2	EMIT - Żychlin	110	210	90	180
	4	rozruch od $n = 0$	220	350	180	300
2	1	SYJd -132t, 1600 kW	180	180	180	180
	2	Elektrownia Halemba	200	330	110	170
	3	pierwszy rozruch	210	340	70	120
3	1	SYJd -132t, 1600 kW	1200	1590	370	440
	2	Elektrownia Halemba	500	970	500	1170
	3	po 6 miesiącach pracy	400	550	480	990
4	1	SYJd -132t, 1600 kW	650	1980	330	860
	2	Elektrownia Halemba	960	2030	70	220
	3	po roku pracy	510	1580	110	400
5	1	SYJe - 142r, 3150 kW	400	630	380	600
	2	Elektrownia Kozienice	220	400	350	600
	4	rozruch od n = 0	280	280	150	170
6	1	SYJe -142r, 3150 kW	238	290	drgania	drgania
	2	DOLMEL - Wrocław	143	295	szybko	szybko
	4	próba zwarcia	60	60	zanikają	zanikają

Na rys. 6.43 podano oscylogramy amplitudy drgań czół uzwojeń stojanów występujących w czasie rozruchu dwóch silników SYJd - 132t o mocy 1600 kW, różniących się sposobem usztywnienia czół. Oscylogram na rys. 6.43a przedstawia drgania czół uzwojenia stojana, usztywnionych pierścieniami o przekroju kołowym, wykonanymi ze stali niemagnetycznej, a oscylogram na rys. 6.43b – drgania czół, usztywnionych pierścieniami o przekroju prostokątnym z tworzywa sztucznego.



Rys. 6.43. Oscylogramy amplitudy drgań czół uzwojenia stojana silnika SYJd - 132t o mocy 1600 kW: a) czoła usztywnione pierścieniami stalowymi, b) czoła usztywnione pierścieniami z tworzywa sztucznego

Fig. 6.43. Oscillograms of vibration amplitude involving the stator end winding 1600 kW motor SYJd-142th: a) end windings stiffened by steel rings, b) end windings stiffened by plastics rings

W pierwszym okresie rozruchu silnika, gdy na siły elektrodynamiczne duży wpływ mają składowe aperiodyczne prądów stojana, występują drgania czół uzwojenia stojana o charakterze nieustalonym. Największym amplitudom drgań odpowiada częstotliwość 50 Hz - równa częstotliwości prądów stojana. Na te drgania nakładają się drgania o podwójnej częstotliwości prądów stojana, które po zaniku składowych aperiodycznych prądów są dominujące. Oscylogram amplitudy drgań na rys. 6.43a wskazuje, że drgania własne czół uzwojenia stojana są słabo tłumione, a ich częstotliwość jest zbliżona do 50 Hz (dudnienie amplitudy drgań). Na oscylogramie podanym na rys. 6.24b przedstawiono drgania czół uzwojenia stojana o dobrych własnościach tłumiących czół i ich usztywnień. Przeprowadzone pomiary drgań czół uzwojenia stojana tego samego silnika SYJd - 132t po różnych okresach jego pracy (pierwszy rozruch po uzwojeniu stojana, rozruch po 6 miesiącach oraz rozruch silnika po roku pracy – wyniki podano w tabeli 6.1 poz. 2, 3, 4) wskazują, że usztywnienia czół zmieniają swoją sztywność i trudna jest ocena jakości usztywnień czół uzwojenia stojana na podstawie pomiarów drgań, dokonywanych w czasie pierwszych rozruchów na stacji prób zakładu wytwórczego lub remontowego, czy też na stanowisku pracy silnika w eksploatacji.

7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Przedstawiona praca jest próbą rozwiązania głównych zagadnień elektromechanicznych występujących w strefie czołowej uzwojeń maszyn indukcyjnych dużej mocy. Podjęcie tej tematyki wynikło przede wszystkim z zapotrzebowania przemysłu, mającego problemy projektowe i eksploatacyjne związane z silnikami potrzeb własnych elektrowni zawodowych i elektrociepłowni.

Osiągnięcie postawionego celu pracy wymagało opracowania przez autora: algorytmów obliczeń, programów komputerowych, przetworników pomiarowych i urządzeń obróbkowych. Przedstawione wyniki pracy oraz doświadczenia przemysłowe autora dają podstawę do sformułowania bardziej ogólnych wniosków, dotyczących zagadnień elektromechanicznych czół uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy.

1. Zapis analityczny kształtu czół uzwojenia stojana w przestrzennym układzie współrzędnych jest niezbędny do dokładnego ich ukształtowania w warunkach przemysłowych oraz do obliczeń sił elektrodynamicznych i odkształceń czół w opracowanych programach komputerowych, a także w programach opartych na MES.
2. Opracowana nowa metoda wyznaczenia linii średniej oraz pełnego zarysu czół uzwojenia stojana umożliwia wykonanie dokładnych szablonów kształtujących czoła cewek zapewniających równą odległość między bokami czół na całej długości ich głównych łuków stożkowych. Opracowany program obliczeń **KUS** umożliwia komputerowe wspomaganie przy wyznaczaniu zarysu czół tak przy projektowaniu nowych silników, jak i silników remontowanych, w których często zachodzi konieczność dostosowania kształtu czół do istniejących pierścieni usztywniających dolne warstwy czół uzwojenia stojana. Program ten umożliwia dobór zarysu czół z zachowaniem wymaganej odległości między bokami cewek w strefach głównych łuków stożkowych czół.
3. Kształtowanie czół (ręczne lub maszynowe) na szablonach wykonanych według obliczeń komputerowych w programie **KUS** zapewnia dokładne ich przyleganie do pierścieni usztywniających. Ma to duży wpływ na zwiększenie żywotności izolacji czół z uwagi na mniejsze naciski powierzchniowe w miejscach jej styku z pierścieniami usztywniającymi, a przez to zmniejszenie możliwości przecierania izolacji w tych miejscach, które często prowadzi do awarii silnika.

4. Przyjęta metoda obliczeń sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana, oparta na wyznaczaniu oddziaływań elektrodynamicznych między dwoma przewodami z prądem elektrycznym, została sprawdzona z dobrymi rezultatami we wcześniejszych pracach autora w tej dziedzinie. Zapis analityczny przestrzennego układu czół uzwojenia stojana oraz przestrzennego położenia względem nich uzwojeń i obwodów zastępczych wirnika oraz odbić czół względem płaszczyzn granicznych umożliwił wyznaczenie liniowej gęstości sił elektrodynamicznych wzdłuż długości wszystkich czół uzwojenia stojana.
5. Wyznaczenie rozkładu liniowej gęstości sił elektrodynamicznych poprzedza się wyznaczeniem rozkładu podatności elektrodynamicznej czół, odpowiadającej gęstości sił elektrodynamicznych przy prądach jednostkowych w uzwojeniach i obwodach zastępczych maszyny. Takie postępowanie wynika z tego, że podatność elektrodynamiczna czół uzwojenia stojana zależy wyłącznie od geometrii: czół uzwojenia stojana, wirnika i zastępczych obwodów prądowych oraz wzajemnego ich usytuowania. Rozkład podatności elektrodynamicznej czół uzwojenia stojana jest stały wzdłuż ich długości dla danego typu maszyny. Jego wyznaczenie zarówno dla silników, jak i turbogeneratorów umożliwia opracowany program **PEL**.
6. Wcześniejsze wyznaczenie rozkładu podatności elektrodynamicznej czół uzwojenia stojana zdecydowanie ułatwia obliczenia i analizę sił elektrodynamicznych w różnych stanach obciążenia prądowego maszyny, występującego w nieustalonych stanach jej pracy:
   — dla silników przy rozruchu silnika od zerowej prędkości obrotowej oraz przy powtórnym rozruchu silnika przy występującym napięciu resztkowym na zaciskach stojana,
   — dla turbogeneratorów przy zwarciu symetrycznym w czasie jego obciążenia znamionowego.

   Obliczenia i analizę sił elektrodynamicznych umożliwia opracowany program komputerowy **SEL**.
7. Odkształcenia czół uzwojeń stojanów wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych, głównie w nieustalonych stanach ich pracy maszyny, są zagadnieniem stale aktualnym. Zagadnienie to można rozwiązać w dwóch etapach; w pierwszym rozpatrując wybraną cewkę uzwojenia stojana, a w drugim - układ przestrzenny czół uzwojenia stojana, obciążony chwilowymi siłami elektrodynamicznymi.

   Pierwszy etap umożliwia dobór miejsc usztywnienia wybranego czoła cewki, obciążonego siłami elektrodynamicznymi na nią działającymi. Do tego celu mogą służyć opracowane dwa programy komputerowe **MAK** i **OCS**. W pierwszej kolejności wyznacza się w programie **MAK** macierze kształtu czoła cewki uzwojenia stojana, a następnie w programie **OCS** oblicza się i analizuje ugięcia czoła wybranej cewki

uzwojenia stojana przy zmienianych sposobach jego usztywnienia. Analiza rozkładu momentów gnących i momentu skręcającego oraz linii ugięcia czoła cewki umożliwia wybór najbardziej optymalnych miejsc usztywnień czoła cewki.

Do obliczeń i analizy odkształceń układu przestrzennego czół można zastosować typowe programy komputerowe oparte na metodzie elementów skończonych. Stosuje się w nich wyniki obliczeń w opracowanym pakiecie programów komputerowych **CUSMEL**. Do budowy modelu obliczeniowego wykorzystuje się wyniki obliczeń komputerowych kształtu czół otrzymane w programie **KUS**. Model układu przestrzennego czół obciąża się chwilowym rozkładem sił elektrodynamicznych obliczonym w programie **SEL**, a usztywnienie czół realizuje się w sposób i w miejscach dobranych w programie **OCS**.

8. Obliczenia wytrzymałościowe wykazują, że strefy największych naprężeń mechanicznych, wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych, występują:
   — na wyjściu cewek ze żłobków stojana,
   — na wykorbieniu czół cewek, przy przejściu z części żłobkowej w główne łuki stożkowe,
   — na główkach cewek.

   W tych strefach występuje działanie momentów gnących i skręcających, powodujących duże naprężenia w izolacji głównej cewek. Obserwowane są w eksploatacji silników uszkodzenia głównej izolacji czół w postaci jej pęknięć i odprysków na długości kilkudziesięciu milimetrów.
9. Obserwowane w eksploatacji bardzo częste zerwania sznurów lub taśm usztywniających skrajne cewki poszczególnych grup uzwojenia stojana są spowodowane siłami rozciągającymi działającymi na te usztywnienia. Potwierdzają to obliczenia wytrzymałościowe, które wykazują, że w tych wiązaniach występują największe siły rozciągające. Zmniejszenie awaryjności silników z tych przyczyn można uzyskać poprzez zastosowanie lepszych usztywnień czół skrajnych cewek poszczególnych grup uzwojenia stojana.
10. Wyniki symulacji komputerowych dotyczące obliczeń odkształceń czół wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych oraz sposobu i miejsc usztywnień czół uzwojenia stojana winny znaleźć porównywalne odzwierciedlenie w wynikach pomiaru drgań czół uzwojenia stojana w warunkach eksploatacyjnych. Do pomiaru tych drgań z dobrymi rezultatami można stosować przetworniki wykonane według rozwiązania podanego w rozdziale piątym.
13. Długoletnie obserwacje i analizy autora skutków awarii silników indukcyjnych dużej mocy wskazują, że w czasie eksploatacji występują najczęściej następujące uszkodzenia stojana:
   — osłabienie usztywnień cewek tak w części czołowej, jak i żłobkowej,

   — pogorszenie jakości izolacji, a szczególnie: na wyjściu ze żłobka stojana, w kanałach wentylacyjnych oraz w strefie wykorbienie cewek i główek cewek,
   — przebicie izolacji uzwojenia na wyjściu ze żłobka lub w żłobku do pakietu stojana oraz przebicie między czołami skrajnych cewek dwóch sąsiednich faz w miejscu ich styku z pierścieniami usztywniającymi,
   — uszkodzenie w strefie lutów w połączeniach między cewkami uzwojenia stojana.

   Niemal wszystkie te uszkodzenia są spowodowane skutkami działania sił elektrodynamicznych na czoła uzwojenia stojana, które wymuszają ich drgania, przyspieszające uszkodzenia silnika.

   Rzadko występują uszkodzenia czół uzwojenia turbogeneratora. Spotykane są przebicia na wyjściu prętów ze żłobków pakietu stojana oraz nieliczne zerwania wiązań między czołami skrajnych prętów poszczególnych grup fazowych uzwojenia. W turbogeneratorach mniejszej mocy spotykane są czasem deformacje czół uzwojenia stojana. Wymienione uszkodzenia są spowodowane działaniem sił elektrodynamicznych. Siły te są znacznie większe niż w silnikach, ale sztywność prętów uzwojenia turbogeneratora i sztywność mocowań ich czół są zasadniczo większe w porównaniu silnikami indukcyjnymi.
14. Głównymi czynnikami wpływającymi na okres bezawaryjnej pracy silnika są:
   — prawidłowy dobór kształtu czół uzwojenia stojana,
   — dobór i dokładność wykonania izolacji zwojowej i głównej,
   — właściwy dobór miejsc usztywnień i dokładność wykonania usztywnień,
   — przestrzeganie warunków eksploatacji silnika, w tym głównie okresów przerw między kolejnymi rozruchami,
   — dokładne oględziny uzwojenia stojana podczas przeglądów okresowych i usuwanie spostrzeżonych uszkodzeń w usztywnieniach uzwojenia stojana zarówno w części czołowej, jak i żłobkowej.
15. Niniejsza praca umożliwia rozwiązanie problemów związanych ze zmniejszeniem skutków działania sił elektrodynamicznych w strefie czołowej maszyn indukcyjnych dużej mocy na etapie projektowym oraz wykonawczym. Wyniki jej zastosowań w warunkach przemysłowych potwierdziły zwiększenie okresów bezawaryjnej pracy silników w elektrowniach zawodowych. Przedstawione algorytmy obliczeń umożliwiły opracowanie pakietu programów komputerowych **CUSMEL**, który w połączeniu z programami opartymi na MES umożliwia rozwiązanie głównych zagadnień elektromechanicznych czół uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy.

LITERATURA

1. Abegg K.: Bitrag zur Berechnung der Kraftwirkung zwischen zweistromdurchflossenen, gereden Leitern beliebiger rumlicher Lage. Bull. Oerlikon, Nr 359, S. 10-24.
2. Aleksiejew A. E.: Konstrukcija elektriczeskich maszin. Gosenergoizdat, Moskwa 1958.
3. Andresen E. Ch.: Berechnung der Wickelkopfkräfte von Synchro- und Asynchromaschinen mit digital Rechenmaschinen. ETZ-A, Bd. 86, h. 12, 1965, S. 391-395.
4. Arakieljan A.: Elektriczestkije siły,diejstwujuszczije na prowodnik z tokom, raspołożenyj wblizi ugła ferromagnitnowo tieła. Elektriczestwo, № 2, 1959, ss.16-20.
5. Ashworth D. S., Hammond M. A.: The calculation of the magnetic field of rotating machines. IEE, № 3, 1961.
6. Bernadt M., Drak B.: Pomiary siły elektrodynamicznej działającej na pręt w żłobku wirnika klatkowego. Zesz. Probl. Maszyny Elektryczne, z. 15, BORME Katowice 1972, ss. 13-21.
7. Boldek A. I.: Osnowy rasczota magnitnych polej łobowych czastiej obmotok elektriczeskich maszin. Elekriczestwo, № 1, 1963, s. 41- 48.
8. Brandl P.: Stromkrafte in den Strinverbindungen von Drehstromwicklungen. Brown Boveri, 1980, m. 2.
9. Chan C. C.: Analysis of electromagnetic forces of large turbine generators. IEE Conf. Publ. V 1, № 388, 1994, pp. 305 - 309.
10. Chura V., Dvorak F.: Rozłozeni sil v celech vinuti dvoupolowych asynchronnich motoru. Elektrotechnicky obzor, c. 2, 1978, s. 77-81.
11. Chura V., Dvorak F.: K vypoetu sil mezi vlaknovymi vodiei libovolneho tvaru. Elektrotechnicky obzor, c. 11, 1978, s. 644-649.
12. Chura V., Posmarowa A.: General program for computing the forces in the end-windings of squirrel-cage induction motors. Acta Technika CSAV, № 4, 1980, pp. 406-430.
13. Cwitkow A.: K rasczotu elektrodynimiczeskich sił w zonie łobowych czastiej obmotki statora elektriczeskoj masziny. Elektriczestwo, № 4, 1972, ss. 35-38.

14. Czistjakow A. A.: Rasczotno-elsperimentalnyj metod opredielenija elektrodinamiczeskich usilij diejstwujuszczich na łobowyje czasti obmotok statorow generatorow. Elektriczestwo, № 8, 1974 ss. 70-71.
15. Dąbrowski M.: Obliczenia wymiarów połączeń czołowych uzwojeń dwuwarstwowych ułożonych na powierzchniach stożkowych. Przegląd Elektrotechniczny, z. 10, 1963, ss. 382-386.
16. Dąbrowski M.: Konstrukcja maszyn elektrycznych. PWT, Warszawa 1977.
17. Drak. B.: Działanie sił elektrodynamicznych na połączenia czołowe uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Probl. Masz. Elektr., nr 16, BOBRME Katowice 1972, ss. 38-45
18. Drak B.: Analiza i badania oddziaływań elektrodynamicznych na połączenia czołowe uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Praca dokt., Pol. Śl., Gliwice 1977.
19. Drak B., Paszek W., Ryczko Z.: Wpływ sił elektrodynamicznych na naprężenia i drgania połączeń czołowych uzwojeń silników indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Elektryka, z. 61, Gliwice 1978, ss. 93-113
20. Drak B., Paszek W., Ryczko Z.: Siły elektrodynamiczne, naprężenia i drgania uzwojeń maszyn indukcyjnych dużej mocy. Przegląd Elektrotechniczny, z. 78, 1981, ss. 268-273
21. Drak B.: Kształtowanie czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Energetyka, nr 3, 1986, ss. 88 - 93.
22. Drak B., Janik T.: Laboratorium badań specjalnych maszyn elektrycznych. Skrypt Uczelniany Pol. Śl. nr 1335, Gliwice 1987.
23. Drak B., Paszek W.: Metody badań drgań czół silników indukcyjnych dużej mocy. SIMP, SEP, Lubliniec 1987.
24. Drak B.: Analityczno-doświadczalna analiza drgań czół uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Nauk. AGH Elektrotechnika, z. 12, 1988, ss. 215-228.
25. Drak B.: Pomiary drgań czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Energetyka, nr 11, 1988, ss. 451 - 454.
26. Drak B., Paszek S., Paszek W.: Electrodynamic forces on the stator overhangs of the turbogenerator. ISEF'89, Polska 1989, ss. 229 - 232.
27. Drak B.: Electrodynamic forces acting on the winding overhangs of the turbogenerators. Pr. Nauk. Pol. Warsz. Elektryka, z. 90, Warszawa 1989, ss. 51-62.
28. Drak B., Paszek W., Paszek St.: Siły elektrodynamczne działające na czoła uzwojeń turbogeneratora . V Konf. Rem. Energetyki, SEP, SIMP, Lubliniec 1989
29. Drak B.: Urządzenie do obróbki szablonów kształtujących czoła cewek maszyn elektrycznych dużej mocy. V Konf. Rem. Energetyki, SEP, SIMP Mat. Konf. 1989.

30. Drak B.: Wyznaczanie sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Elektryka, z. 110, Gliwice 1990, ss. 115-137.
31. Drak B.: Geometria i kształtowanie czół uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Elektryka, z. 110, Gliwice 1990, ss. 139-159.
32. Drak B.: Obróbka szablonów kształtujących czoła cewek silników indukcyjnych dużej mocy na rozciągarkach typu Maxei. SEP, SIMP VII Konf. Energ. 1991.
33. Drak B.: Badania sił elektrodynamicznych i drgań czół uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych dużej mocy. Prace VII Sympozjum SPD-7, PTETiS i Pol. Warsz. 1992, ss. 99-106.
34. Drak B.: Stan obciążenia elektrodynamicznego stojanów maszyn elektrycznych dużej mocy prądu przemiennego. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Mechanika, z. 107, Gliwice 1992, ss. 107-114.
35. Drak B.: Dobór miejsc usztywnień czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Probl. Masz. Elektr., nr 16/1993, Katowice 1993, ss. 3-8.
36. Drak B.: Kształtowanie czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Probl. Masz. Elektr., nr 16/1993, Katowice 1993, ss. 9-13.
37. Drak B.: Urządzenie do frezowania szablonów kształtujących czoła cewek uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. Urz. Pat. R. P. Patent nr 284446, 1993.
38. Drak B., Pilch Z.: Przyczyny awarii silnika SZJe 174 Se w Elektrowni Łaziska, Mat. Konf. III Symp. Techn. BOBRME, Katowice 1994.
39. Drak B.: Komputerowe wspomaganie kształtowania czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Elektryka, z. 138, Gliwice 1994, ss. 185-198.
40. Drak B. i inni: Measuring stand for identification of elektromagnetic parameters of asynchronous motors. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Mechanika, z. 122, Gliwice 1995, ss. 65 – 70.
41. Drak B.: Analiza przyczyn awarii silników potrzeb własnych elektrowni blokowych. Zesz. Probl. Maszyny Elektryczne, nr 50, BORME Katowice 1995, ss. 121 - 126.
42. Drak B.: Analiza awarii silników indukcyjnych dużej mocy. Zesz. Probl. Maszyny Elektryczne, nr 54, BOBRME Katowice 1997, ss. 82-87.
43. Drak B.: Analiza sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. ZN Pol. Śląskiej Elektryka z. 159, Gliwice 1997, ss. 29-42.

44. Drak B.: Symulacja komputerowa typowych skutków awarii stojanów silników potrzeb własnych elektrowni blokowych. Mat. Konf. X Konferencja Remontowa Energetyki, Szczyrk 1997, ss. 24-26.
45. Drak B.: Symulacja naprężeń i odkształceń czół uzwojeń stojanów w stanach awaryjnych silników indukcyjnych dużej mocy. ZN Pol. Śląskiej Elektryka, z. 159, Gliwice 1997, ss. 43-52.
46. Drak B.: Symulacja skutków działania sił elektrodynamicznych na czoła uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Mat. Konf. XXXVII Sympozjon Modelowania w Mechanice, Wisła 1998, Zesz. Nauk. KMS Pol. Śląskiej, z. 7, Gliwice 1998, ss. 85-90.
47. Duffeau F., Richard N,. Szyłowicz N.: Electromagnetic forces on large generator end-windings: influence of stedy-state conditions. ELECTRIMACS, Procedings vol.2/3, pp. 735-742, 1996.
48. Gogolewski Z., Paszek W., Gabryś W., Kubek J.: Uszkodzenia maszyn elektrycznych. WNT, Warszawa 1967
49. Gordon I. A.: Elektromagnitnye dejstwujuszczije na łobowyje czasti obmotok moszcznych turbogeneratorow w stacjonarnyh. rezimach. Elektrotehnika, №. 5, 1979.
50. Grajek K.: PRO-MES 4.3 – przewodnik po systemie. PRO-SOFT, Gliwice 1995.
51. Groszko M.: Ocena wpływu drgań czół uzwojeń na trwałość izolacji. Energetyka, nr 6, 1975, ss. 21-23.
52. Hapitonowa T. W., Smirnowa E. H.: Tocznyj rasczot czastot sobstwiennych kolebanij łobowyh ługow obmotki statora gidrogeneratora. L. Nauka 1977.
53. Herman A.: Awaryjność silników indukcyjnych wysokiego napięcia w energetyce. Energetyka, nr 2, 1983, ss. 59-61.
54. Holjawskij G. B.: Grafoanaliticzeskij mietod opredielenija elektrodinamiczeskich usilij w wysokowoltnych apparatach. Elektriczestwo, № 6, 1950, ss. 58-62.
55. Jakubowicz A., Orłoś Z.: Wytrzymałość materiałów. WNT, Warszawa 1978.
56. Jastrzębski P., Mutermilch J., Orłowski W.: Wytrzymałość materiałów. Arkady, Warszawa 1985.
57. Judow M. F.: Wibracij i deformacij obmotok statorow sinchronnych maszin. Energia, 1968.
58. Judow M. F.: Isledowanije deformacij kompaundirowannoj izoljacii sterżnia obmotki statora. Wiestnik Elektropromyszlennosti, № 2, 1960, s. 23-27.
59. Judow M. F.:Eksperimentalnoje izuczenie dieformacij i wibracij obmotok statorow. Elektriczestwo, № 13, 1958, ss. 39-43.
60. Karymow A. A., Hapitonowa T. W.: Rasczot elektrodinamiczeskich usilij dejstwyjuszczich na łobowyje czasti obmotok statorow gidrigeneratorow pri trechfaznych k.z. L. Nauka, 1977.

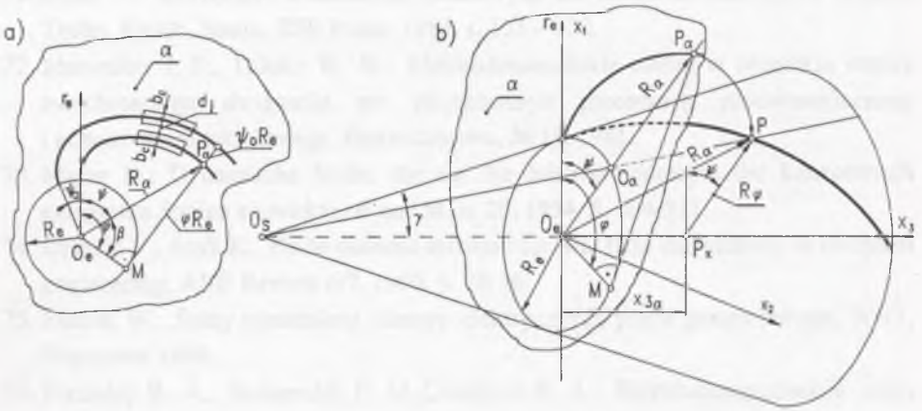
61. Karymow A. A., Haritonowa T. B.: Rasczot kolebanij łobowyh czastej obmotok statorow gidrogeneratorow w perechodnych reżimah. L. Nauka, 1979.
62. Karymow A. A., Haritonowa T. W.: K rasczotu elektrodinamiczeskich usilij, dejstwujuszczich na łobowyje czasti obmotok statorow moszcznych sinchronnych generatorow. Elektromehanika, № 6, 1974.
63. Khan G. K. M., Buckley G. W., Brooks N.: Calculation of forces and stresses on generator of end-windings – part I: forces. IEE Trans. on Energy conversion, Vol. 4, № 4, 1989, pp. 661-670.
64. Kopyłow I. P., Mamedow F. A., Taluko W. W.: Rasczot elektrodinamiczeskich usilij w obmotkach statora asinchronnych dwigatelej w puskowych rezimach Elektromehanika, № 6, 1980.
65. Kowalowski H.: Siły elektrodynamiczne obciążające uzwojenia tworników maszyn synchronicznych. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Elektryka, z. 82, Gliwice 1963, ss. 19-48.
66. Kozyriew N. A.: Kontrol sostojanija izolacii elektriczestich maszin po jeje mechaniczeskich charakteristikam. Elektriczeskije Stancji, № 2, 1057, s. 67-69.
67. Kruszewski J.: Metoda elementów skończonych w dynamice maszyn. Arkady, Warszawa 1984.
68. Kułakowskij W. B.: O metodikie opredelenija osnownych mechaniczeskich charakteristik izoljacij elektriczeskich maszin. Elektriczestwo, № 10, 1962, ss. 27-31.
69. Lawrenson P. J.: Forces on turbogenerator end winding Proc. IEE, № 4, 1972.
70. Lehman A.: Elektrodynamische Beanspruchung paralleler Leiter. ETZ-A, Heft 14, Juli 1955, S. 481-488.
71. Liska V.: Deformace a namahani statorovych cel ninuti asynchronnich motoru. Techn. Elektr. Stroju, ZSE Praha, 1983, s. 123 – 132.
72. Mamedow I. P., Taluko W. W.: Elektrodinamiceskie usilija w obmotkie statora asinchronnogo dwigatelja pri pierechodnyh processach protiwowkluczenij i poworotnogo wkluczenija. Elektriczestwo, № 10, 1981.
73. Mayer D.: Dynamische Stöße, die auf die Stirnverbindungen der konzontrisch gelagerten Spulen einwirken. E und M, h. 20, 1954, S. 504-511.
74. Ostovic V., Scyk K.: Finite element software for 3-D field calculations in electrical engineering. ABB Review 6/7, 1996, p. 29-36.
75. Paszek W.: Stany nieustalone maszyn elektrycznych prądu przemiennego. WNT, Warszawa 1986.
76. Pikulskij B. A., Hotopeckij F. M.,Cwetkow B. A.: Elektrodinamiczeskije usilja w łobowyh czastiach obmotok statora moszcznych turbogeneratorow. Elektriczestwo, № 5, 1984.
77. Praca zbiorowa: AutoCAD r.14 - podręcznik użytkownika. Autodesk, Anglia 1997.

78. Praca zbiorowa: Elektromagnetyczne procesy przejściowe w asynchronicznym napędzie elektrycznym. WNT, Warszawa 1970.
79. Richard N.: Calculation of electromagnetic forces on large generator end-windings under conditions three-dimensional finite element method. Electrimacs'96, sept. 1996, pp. 223-226.
80. Richter R.: Elektrische maschinen. VBB, 1951.
81. Schmidt D.:Vorschlag einer Alterungskennziffer zum Beurteilen glimmerhaltiger Isolierungen von elektrischen Maschinen. Elektrie, h. 8, 1967, S. 140-144.
82. Schmidt D.: Vibrationen von Wickelköpfen elektrischer Hochspannugsmaschinen unter dem Einfluß großer Stromstrken und ihre Messung. Elektrie, h. 8, 1967, S. 273-276.
83. Turowski J.: Elektrotechnika techniczna. WNT, Warszawa 1967.
84. Ungruh F.: Felder und Strokräfte in den Wickelkpfen von Turbogeneratoren. ETZ-A, Bd.84, h. 9, 1963,S. 285-291.
85. Williamson S.: Influence of rotor currents on end-windings forces in cage motor. IEE Proc. Part B, v 135, № 6, 1988. pp. 371-379.
86. Zembrzuski J.: Obciążenia mechaniczne uzwojeń stojanów dużych turbogeneratorów wywołane siłami zwarciowymi. SME'69 Warszawa-Kazimierz Dolny, Mat. Konf., 1969, ss. 65-86

DODATEK

D1. Linia średnia głównego łuku stożkowego czół uzwojenia stojana

W rozdz. 2 podano, że krzywa, według której kształtuje się czoła cewek uzwojenia stojana, powinna zapewniać stałą założoną odległość między sąsiednimi czołami cewek w strefach ich głównych łuków stożkowych. Dotychczas w rozwiązaniach konstrukcyjnych kształtu głównych łuków stożkowych czół uzwojeń maszyn indukcyjnych dużej mocy przyjmowano ewolwentę okręgu kreśloną na płaskim rozwinięciu pobocznicy stożka, na którym ma leżeć linia średnia czoła cewki [2]. Była to metoda analityczno-wykreślna, która nie zapełniała równej odległości między czołami cewek na całej długości łuków stożkowych z uwagi na rosnącą krzywiznę przecięć pobocznicy stożka płaszczyznami prostopadłymi do tworzących stożka w rosnących odległościach od jego wierzchołka. Z tego powodu, jak również z uwagi na to, że metoda analityczno-wykreślna nie może być stosowana w zapisie analitycznym kształtu czół, niezbędnego w obliczeniach sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana, autor opracował nową krzywą zarysu głównych łuków stożkowych czół cewek. Jako krzywą wyjściową przyjęto ewolwentę okręgu o promieniu podstawowym R_e rozwijaną na płaszczyźnie α (rys. D.1a)



Rys. D.1. Linia głównego łuku stożkowego *6* czoła półcewki
Fig. D.1. Line along the main conical arc *6* of semi-coil overhang

Płaszczyzna α jest prostopadła do osi podłużnej stożka i znajduje się w takiej odległości od jego wierzchołka, w której przekrój pobocznicy stożka przez tę płaszczyznę jest okręgiem o promieniu R_e. Na płaszczyźnie α punkt P_a ewolwenty jest określony przez promień R_a i kąt ψ (mierzony od osi r_e), który jest zależny od kąta wodzącego φ promienia O_eM okręgu podstawowego ewolwenty. Z własności ewolwenty okręgu wynika, że trójkąt O_eMP_α jest kątem prostokątnym o przyprostokątnej $MP_\alpha = \varphi R_e$. Wobec tego promień wodzący punktu P_α ewolwenty wynosi

$$R_\alpha = R_e\sqrt{1+\varphi^2} \tag{d1.1}$$

Wykonując obrót punktu P_α wokół punktu O_e w płaszczyźnie przechodzącej przez promień R_α i oś x_3, otrzymuje się punkt P (rys. D.1b) w przebiciu pobocznicy stożka przez okrąg obrotu punktu P_α. Punkt ten jest jednym z punktów krzywej, na której leży linia średnia głównego łuku czoła półcewki.

Odległość punktu P od płaszczyzny α jest równa $x_{3\alpha}$, a jego odległość od osi x_3 jest równa promieniowi okręgu R_φ wynikającego z przecięcia pobocznicy stożka płaszczyzną przechodzącą przez punkt P prostopadle do osi x_3. Trójkąt O_eP_xP jest trójkątem prostokątnym, którego przeciwprostokątna $O_eP = R_\alpha$. Z własności trygonometrycznych na rys. D.1b w trójkącie O_eP_xP oraz czworokącie $O_eO_\alpha PP_x$ wynikają zależności

$$R_\alpha^2 = x_{3\alpha}^2 + R_\varphi^2 \tag{d1.2}$$

oraz

$$R_\varphi = R_e + x_{3\alpha}\,\mathrm{tg}\gamma, \tag{d1.3}$$

z których otrzymuje się równanie

$$x_{3\alpha}^2\left(1+tan^2\gamma\right)+2R_e x_{3\alpha}\,\mathrm{tg}\gamma-\left(R_\alpha-R_e^2\right)=0. \tag{d1.4}$$

Wykorzystując własności ewolwenty okręgu w trójkącie O_eMP_α, otrzymuje się zależność

$$R_\alpha^2 - R_e^2 = R_e^2\varphi^2, \tag{d1.5}$$

która po wprowadzeniu do (d1.4), przekształca to równanie do postaci

$$x_{3\alpha}^2\left(1+tan^2\gamma\right)+2R_e x_{3\alpha}\,\mathrm{tg}\gamma-R_e^2\varphi^2=0 \tag{d1.6}$$

Z równania (d1.6) współrzędna punktu P_α w kierunku osi x_3 wynosi

$$x_{3\alpha} = R_e \cos\gamma\left(\sqrt{\sin\gamma + \varphi^2} - \sin\gamma\right), \tag{d1.7}$$

a po podstawieniu do (d1.3) otrzymuje się wyrażenie na promień R_φ, będący rzutem promienia R_α na płaszczyznę prostopadłą do osi x_3

$$R_\varphi = R_e\left(\cos^2\gamma + \sin\gamma\sqrt{\sin^2\gamma + \varphi^2}\right). \tag{d1.8}$$

Z zależności geometrycznych na rys. D.1 kąt

$$\psi = \varphi - \beta, \tag{d1.9}$$

a z własności ewolwenty okręgu uwidocznionej na tym rysunku

$$\operatorname{tg}\beta = \varphi, \tag{d1.9a}$$

czyli

$$\beta = \operatorname{arc\,tg}\varphi, \tag{d1.9b}$$

wobec tego

$$\psi = \varphi - \operatorname{arc\,tg}\varphi. \tag{d1.9c}$$

W układzie współrzędnych prostokątnych x_w ($w = 1, 2, 3$), przyjętym na rys. D.1b, współrzędne dowolnego punktu P kładu ewolwenty z płaszczyzny α na pobocznicę stożka wynoszą:

$$\begin{aligned} x_1 &= R_\varphi \cos\psi, \\ x_2 &= R_\varphi \sin\psi, \\ x_3 &= x_{3\alpha}. \end{aligned} \tag{d1.10}$$

Linie średnie głównych łuków stożkowych czół jednej warstwy uzwojenia stojana są rozłożone na powierzchni stożka ściętego ograniczonej dwoma płaszczyznami prostopadłymi do jego osi podłużnej, dającymi przekroje poprzeczne jego pobocznicy w postaci okręgów o promieniu początkowym R_p i promieniu końcowym R_k, przy czym promień początkowy R_p jest większy od promienia podstawowego okręgu ewolwenty R_e.

Wartość kąta wodzącego promienia O_eM, przy którym punkt P będący kładem punktu P_α ewolwenty z płaszczyzny α na pobocznicę stożka będzie miał promień $R_\varphi = R_p$, wyznacza się z zależności (d1.8), otrzymując

$$\varphi_p = \frac{1}{R_e \sin\gamma}\sqrt{\left(R_p - R_e\sin 2\gamma\right)\left(R_p - R_e\right)}, \tag{d1.11}$$

gdzie

$$R_e = \frac{Q_s\left(b_c + d\right)}{2\pi}, \tag{d1.11a}$$

przy czym:

Q_s — liczba żłobków rdzenia stojana,

d — odległość między bokami głównych łuków stożkowych czół uzwojenia stojana, mierzona w płaszczyźnie α,

b_c — szerokość czoła cewki uzwojenia stojana.

Kątowi φ_p odpowiada początkowy kąt ψ_p stosowany przy wyznaczaniu współrzędnych punktu początkowego kładu ewolwenty na pobocznicę stożka. Jego wartość wyznaczana według zależności (d1.9c) wynosi

$$\psi_p = \varphi_p - \operatorname{arc\,tg}\varphi_p. \tag{d1.12}$$

Końcową wartość ψ_k kąta określającego położenie końcowego punktu łuku kładu ewolwenty określa zależność

$$\psi_k = \psi_p + \delta, \tag{d1.13}$$

przy czym δ jest kątem rozpiętości głównego łuku stożkowego czoła cewki uzwojenia stojana.

Końcową wartość kąta wodzącego promienia O_eM wyznacza się z równania

$$\psi_k = \varphi_k - \operatorname{arc\,tg}\varphi_k. \tag{d1.14}$$

Powyższe zależności, opisujące kształt linii średniej czoła cewki uzwojenia stojana, zostały zastosowane w rozdz. 2 do opisu analitycznego pełnego zarysu czół cewek dwuwarstwowych uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. Wyniki obliczeń, przeprowadzone w opracowanym programie **KUS** wchodzącym w pakiet programów **CUSMEL**, wykazały, że dla opisanej krzywej odległości między bokami sąsiednich czół cewek są praktycznie równe na całej długości ich głównych łuków stożkowych. Wyniki te potwierdziły się w praktyce przemysłowej przy wykonywaniu szablonów kształtujących czoła cewek silników nisko- i wysokonapięciowych dużej mocy.

Poniżej zostały przedstawione dane do obliczeń oraz wybrane wyniki obliczeń kształtu czół cewek uzwojenia stojana silnika SYJe-142r przeprowadzonych w programie **KUS.**

KSZTAŁT CZÓŁ UZWOJENĄ STOJANA

Rodzaj silnika: klatkowy Typ: SYJe142r
P = 3150 [kW] n = 2980 [obr/min] Un = 6000 [V] In = 347 [A]

DANE WEJSCIOWE

Q1	= 48	[-]	- liczba żłobków pakietu stojana
yQ1	= 18	[-]	- poskok uzwojenia stojana
Dw	= 640.0	[mm]	- średnica wewnętrzna pakietu stojana
Lz	= 700.0	[mm]	- długość żelaza pakietu stojana
H	= 81.00	[mm]	- głębokość żłobka pakietu stojana
gd	= 0.00	[mm]	- grubość izolacji na dnie żłobka
gp	= 4.00	[mm]	- grubość przekładki między cewkami w żłobku
Ddp	= 0.00	[mm]	- średnica przekroju pierścienia usztywniającego
hm	= 30.30	[mm]	- wysokość przekroju cewki bez izolacji głównej
bm	= 15.60	[mm]	- szerokość przekroju cewki bez izolacji głównej
giz	= 1.50	[mm]	- grubość izolacji żłobkowej
gic	= 1.50	[mm]	- grubość izolacji czołowej
hsz	= 60.00	[mm]	- wysokość szablonu kształtującego
Rd	= 50.00	[mm]	- promień łuku przejścia na stożek (j=d) bez izolacji
Rg	= 80.00	[mm]	- promień łuku przejścia na stożek (j=g) bez izolacji
Rdg	= 15.00	[mm]	- promień wewnętrzny główki cewki bez izolacji
wzd	= 70.00	[mm]	- wysięg o izolacji żłobkowej dla j=d
wzg	= 70.00	[mm]	- wysięg o izolacji żłobkowej dla j=g
wod	= 75.00	[mm]	- odległość od pakietu żelaza środka łuku o promieniu Rd
wog	= 75.00	[mm]	- odległość od pakietu żelaza środka łuku o promieniu Rg
wop1	= 200.00	[mm]	- odległość od pakietu żelaza pierścienia usztywniającego 1
wop2	= 344.00	[mm]	- odległość od pakietu żelaza pierścienia usztywniającego 2
Dp1	= 938.00	[mm]	- średnica wewnętrzna pierścienia usztywniającego 1
Dp2	= 1060.0	[mm]	- średnica wewnętrzna pierścienia usztywniającego 2
Re1d	= 40.00	[mm]	- promień łuku wykorbienie linii średniej dla j = d
Re1g	= 40.00	[mm]	- promień łuku wykorbienia linii średniej dla j = g
Re2d	= 40.00	[mm]	- promień łuku przejścia linii średniej w główkę cewki dla j = d
Re2g	= 40.00	[mm]	- promień łuku przejścia linii średniej w główkę cewki dla j = g
k1d	= 0.60	[-]	- współczynnik kąta wykorbienia dla j = d
k1g	= 0.70	[-]	- współczynnik kąta wykorbienia dla j = g
k2d	= 0.70	[-]	- współczynnik kąta gięcia główki cewki dla j = d
k2g	= 0.70	[-]	- współczynnik kąta gięcia główki cewki dla j = g
dd	= 7.000	[mm]	- wstępnie zadana odległość między bokami czół dla j = d
dg	= 7.000	[mm]	- wstępnie zadana odległość między bokami czół dla j = g
dgz	= 6.000	[mm]	- wymagana odległość między bokami czół dla j = g
wp	= 200.00	[mm]	- zadany wstępnie lub wymagany wysięg promieniowy
wos	= 395.00	[mm]	- zadany wstępnie lub wymagany wysięg osiowy
deld	= 0.050	[mm]	- poskok obliczeniowy odległości między bokami czół
delwp	= 1.000	[mm]	- poskok obliczeniowy wysięgu promienniowego wp
delwos	= 1.000	[mm]	- poskok obliczeniowy wysięgu osiowego wos

Nui = 2 1 5 5 5 20 5 5 5 - podział i-tego elementu czoła cewki

WYNIKI OBLICZEŃ
Wariant: 2 Wersja: 1 Typ obl.: 1

ZARYS CZÓŁ

Rd = 50.00	Rdg = 15.00	Rg = 80.00
Rsd = 65.15	Rsdg = 30.15	Rsg = 95.15
Rosd = 449.50	Rodg = 473.20	Rosg = 442.20
Wp = 200.00	Hdg = 348.20	Wos = 395.00
Rzd = 384.35		Rzg = 347.05
gammad = 25.294 [St]		gammag = 20.148 [St]
gamma1d = 15.176 [St]		gamma1g = 14.104 [St]
gamma2d = 64.801 [St]		gamma2g = 64.801 [St]
deltad = 64.22 [St]		deltag = 70.78 [St]

WIELKOŚCI OBLICZENIOWE ŁUKÓW STOŻKOWYCH

dd = 8.350	dg = 7.600
Red = 205.8829	Reg = 200.1533
Rpsd = 383.3088	Rksg = 344.8864
Rksd = 512.1155	Rksg = 454.2918
Psipd = 75.8920 [St]	Psipg = 76.4132 [St]
Psikd = 140.1207 [St]	Psikg = 147.2123 [St]

j = g WARSTWA GÓRNA j = d WARSTWA DOLNA

mi6 [-]	Fi6g [St]	dQg [mm]	mi6 [-]	Fi6d [St]	dQd [mm]
0.000	153.971	26.365	0.000	154.395	25.129
0.050	157.213	26.350	0.050	158.012	25.116
0.100	160.477	26.336	0.100	161.580	25.104
0.150	163.750	26.324	0.150	165.158	25.095
0.200	166.973	26.314	0.200	168.774	25.087
0.250	170.256	26.305	0.250	172.373	25.081
0.300	173.504	26.297	0.300	175.948	25.077
0.350	176.758	26.290	0.350	179.556	25.073
0.400	180.027	26.284	0.400	183.128	25.072
0.450	183.285	26.280	0.450	186.741	25.071
0.500	186.547	26.276	0.500	190.335	25.071
0.550	189.794	26.273	0.550	193.925	25.072
0.600	193.047	26.271	0.600	197.490	25.074
0.650	196.294	26.269	0.650	201.098	25.077
0.700	199.562	26.268	0.700	204.693	25.080
0.750	202.798	26.268	0.750	208.258	25.085
0.800	206.035	26.268	0.800	211.878	25.090
0.850	209.311	26.268	0.850	215.444	25.094
0.900	212.571	26.270	0.900	219.048	25.100
0.950	215.807	26.271	0.950	222.628	25.106
1.000	219.061	26.273	1.000	226.232	25.114

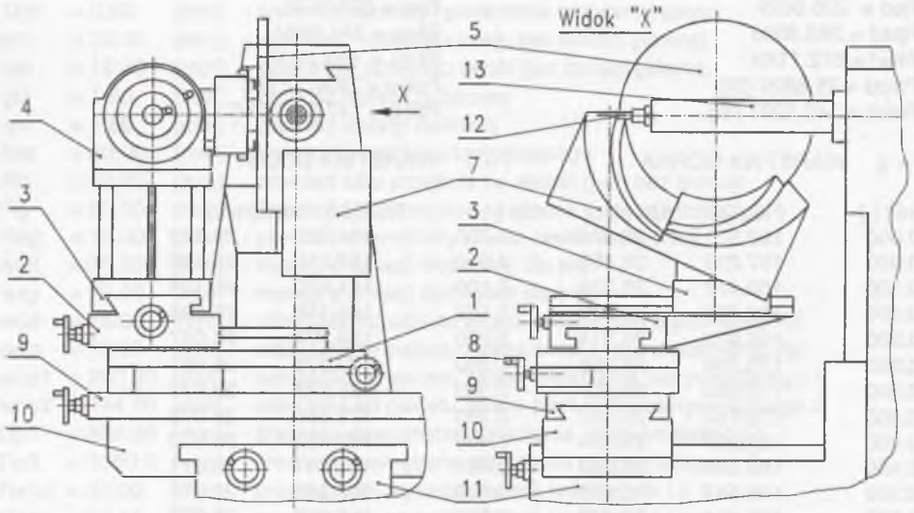
ŚREDNIA ODLEGŁOŚĆ MIĘDZY LINIAMI ŚREDNIMI ŁUKÓW STOŻKOWYCH CZÓŁ
dQds = 26.291 [mm] dQgs= 25.089 [mm]

DŁUGOŚCI LINII ŚREDNICH CZÓŁ I PEŁNEJ CEWKI
sd = 708.804 [mm] lsr = 4233.302 [mm] sg = 707.847 [mm]

WYMIARY CZÓŁENKA DO NAWIJANIA ZEZWOJÓW CEWKI
Odległość osi czółenka Bm = 2021.93 [mm] Promień czółenka Rmdg = 15.00 [mm]

D.2. Urządzenie do frezowania szablonów kształtujących czoła cewek uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy

Program obliczeń kształtu czół cewek uzwojeń przedstawiony w rozdz.2 umożliwia obliczenie wymiarów szablonów kształtujących czoła cewek oraz ich wykonanie poprzez obróbkę skrawaniem przy zastosowaniu specjalnych urządzeń obróbkowych. Na potrzeby przemysłu elektromaszynowego autor opracował, a po wykonaniu sprawdził dwa typy takich urządzeń, umożliwiających wykonanie szablonów kształtujących na typowych frezarkach poziomych, według wyników obliczeń w programie **KUS**. Jedno z nich [31] przedstawiono na rys. D.2.



Rys. D.2. Urządzenie do obróbki szablonów przy ręcznym kształtowaniu cewek
Fig. D.2. Device for manual coil forming

Urządzenie do frezowania szablonów (rys. D.2.) składa się z podstawy 1, suportu podłużnego 2, suportu poprzecznego 3 i podzielnicy uniwersalnej 4. W uchwycie podzielnicy uniwersalnej jest zamocowana tarcza 5 ze wspornikami 6 do mocowania półfabrykatu 7 (tworzywa sztuczne, drewno, sklejka), w którym frezuje się zarys szablonu kształtującego czoło cewki.

Urządzenie do frezowania montuje się na dodatkowym stole obrotowym 8, przytwierdzonym do stołu frezarki poziomej z suportem podłużnym 9, poprzecznym 10 i pionowym 11. Frez palcowy walcowy 12 o średnicy równej szerokości czoła cewki montuje się w dodatkowym wrzecienniku tulejowym 13.

Przed przystąpieniem do frezowania szablonu kształtującego ustawia się:

- suportem pionowym 11 frezarki — wysokość osi podłużnej uchwytu podzielnicy uniwersalnej 4, tak aby przecinała się z osią podłużną frezu,
- suportem poprzecznym 10 frezarki — położenie graniczne frezu 12, tak aby odległość jego czołowej płaszczyzny skrawającej od osi obrotu stołu 8 była równa promieniowi R łuku przejścia dna zarysu szablonu z części walcowej na stożkową, po czym wycofuje się suport 10 o głębokość zarysu szablonu,
- suportem podłużnym frezarki — położenie zerowe osi obrotu stołu 8, tak aby leżała w płaszczyźnie wraz z osią podłużną frezu 12,
- suportem podłużnym 2 urządzenia do frezowania — długość prostoliniowego wysięgu żłobkowego czoła cewki.

W zerowym położeniu kątowym stołu obrotowego 8 frezuje się wewnętrzną powierzchnię walcową szablonu, której promień nastawia się suportem poprzecznym 3 urządzenia do frezowania. W zerowym położeniu suportu podłużnego 9 frezarki — przy zmianie kątowego położenia stołu obrotowego 8 do kąta γ — frezuje się łuk przejścia powierzchni walcowej szablonu w jego powierzchnię stożkową. Przy obrocie stołu 8 o kąt γ frezuje się powierzchnię stożkową. Po tej obróbce frezuje się rowek o szerokości czoła cewki stojana, którego głębokość nastawia się suportem poprzecznym 10 frezarki. W części walcowej frezuje się rowek wzdłuż tworzącej walca do zerowego położenia suportu podłużnego 9 frezarki. Przy zerowym położeniu suportu 9 frezuje się rowek dla zarysu szablonu, kształtującego przestrzenne wykorbienie czoła cewki — poprzez obrót stołem 8 w zakresie kąta γ i odpowiedni obrót półfabrykatu 7 podzielnicą uniwersalną 4. Rowek zarysu szablonu w części stożkowej frezuje się przy przesuwie półfabrykatu 7 suportem podłużnym 9 frezarki i odpowiednim obrocie półfabrykatu podzielnicą uniwersalną 4.

Przy zastosowaniu sterowanych mechanicznych napędów: suportu podłużnego 9 frezarki, podzielnicy uniwersalnej 4 i dodatkowego stołu obrotowego 8 — można zastosować komputerowe sterowanie tych napędów. Przy braku takich napędów dokonuje się punktowego naprowadzania półfabrykatu 7 względem frezu 12, wykorzystując wyniki obliczeń komputerowych kształtu linii średniej czoła cewki uzwojenia stojana. Po wykonaniu rowka kształtującego zarys szablonu frezuje się zbędne fragmenty w powierzchni stożkowej.

Przedstawione urządzenie do frezowania można stosować przy obróbce szablonów o wewnętrznych powierzchniach kształtujących oraz przy obróbce segmentów szablonów o zewnętrznych powierzchniach kształtujących, stosowanych na specjalnych rozciągarkach, kształtujących czoła cewek maszyn elektrycznych dużej mocy.

Przedstawione urządzenie obróbkowe — wykonane przy współpracy z Zakładami Wytwórczymi Maszyn Elektrycznych i Transformatorów "EMIT" w Żychlinie — zostało z bardzo dobrymi rezultatami sprawdzone przy wykonywaniu szablonów kształtujących czoła cewek silników nisko- i wysokonapięciowych dużej mocy.

D.3. Obróbka graficzna wyników obliczeń w pakiecie CUSMEL

Wyniki obliczeń w pakiecie programów **CUSMEL** mogą być prezentowane w postaci wydruków oraz wykresów w poszczególnych programach składowych tego pakietu, uwidocznionych na monitorze komputera lub ich wydruków. W przypadku kształtu czół cewek uzwojenia stojana wymagane jest zachowanie dokładnej podziałki rysunkowej, a szczególnie wówczas, gdy szablony kształtujące wykonuje się przy zastosowaniu pił taśmowych, według obrysów nanoszonych na półfabrykat, z którego wykonuje się szablony kształtujące czoła cewek uzwojenia stojana. Tak wykonuje się często szablony kształtujące podczas przezwajania uzwojenia stojana jednostkowych silników w zakładach remontowych.

Do prezentacji wyników obliczeń i analizy zagadnień elektromechanicznych czół uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy, przedstawionych w pracy w postaci wykresów, opracowano programy w języku Auto-LISP, wykorzystujące wyniki obliczeń w programach pakietu **CUSMEL** do sporządzania wykresów i konstrukcji w Auto-CADzie. Poniżej podano wydruk jednego z takich programów, umożliwiającego wykreślenie kształtu czół cewek oraz szablonu kształtującego czoła cewek przy zastosowaniu pił taśmowych. Wykres kształtu czół cewek silnika SYJd-142th o mocy 3150 kW oraz szablonu do ich kształtowania przedstawiono na rys. D.3.

```
(defun c:cew()
  (setvar "CMDECHO" 0)
    (command "_UCS" "_W")
    (command "_limits" "0,0" "1410,1000")
    (command "Zoom" "_A")
    (command "_layer" "_S" 2 "")
    (setq t1 "Program CEW służy do
wykreślania zarysu czół cewek uzwojenia
stojana")
    (setq t2 "oraz zarysu szablonu
kształtującego czoła cewek - obliczonych w
KUS3")
    (setq t3 "Program został opracowany przez
dr. inż. Bronisława Draka w 1995 r.")
    (setq t4 "dla")
    (setq t5 "Zakładu Remontowego Maszyn
Elektrycznych ZARMEL w Gliwicach")
    (command "_text" "_C" "705,800" "28" "0"
t1)
    (command "_text" "_C" "705,750" "28" "0"
t2)
    (command "_text" "_C" "705,700" "28" "0"
t3)
    (command "_text" "_C" "705,650" "28" "0"
t4)
    (command "_text" "_C" "705,600" "28" "0"
t5)
    (setq nazwa (getstring "\nPodaj główną
nazwę pliku danych: "))
    (command "_erase" "_W" "0,0"
"1410,1000" "")
    (command "_UCS" "_O" "700,150")
    (command "_layer" "_S" 4 "")
    (command "_3dpoly" "-50,0,0" "400,0,0" "")
    (command "_3dpoly" "0,-125,0" "0,850,0"
"")
    (command "_3dpoly" "0,0,-5" "0,0,50" "")
 (setq plik (open (strcat "c:/programy/cewki/"
nazwa ".plt") "r"))
 (setq x1 ())
 (setq y1 ())
 (setq z1 ())
 (setq kol1 3)
 (setq kol2 7)
 (setq kol3 8)
 (setq skx 1)
 (setq sky 1)
 (setq skz -1)
    (while
        (setq wiersz (read-line plik))
        (setq wiersz1 (strcat "(" wiersz ")"))
```



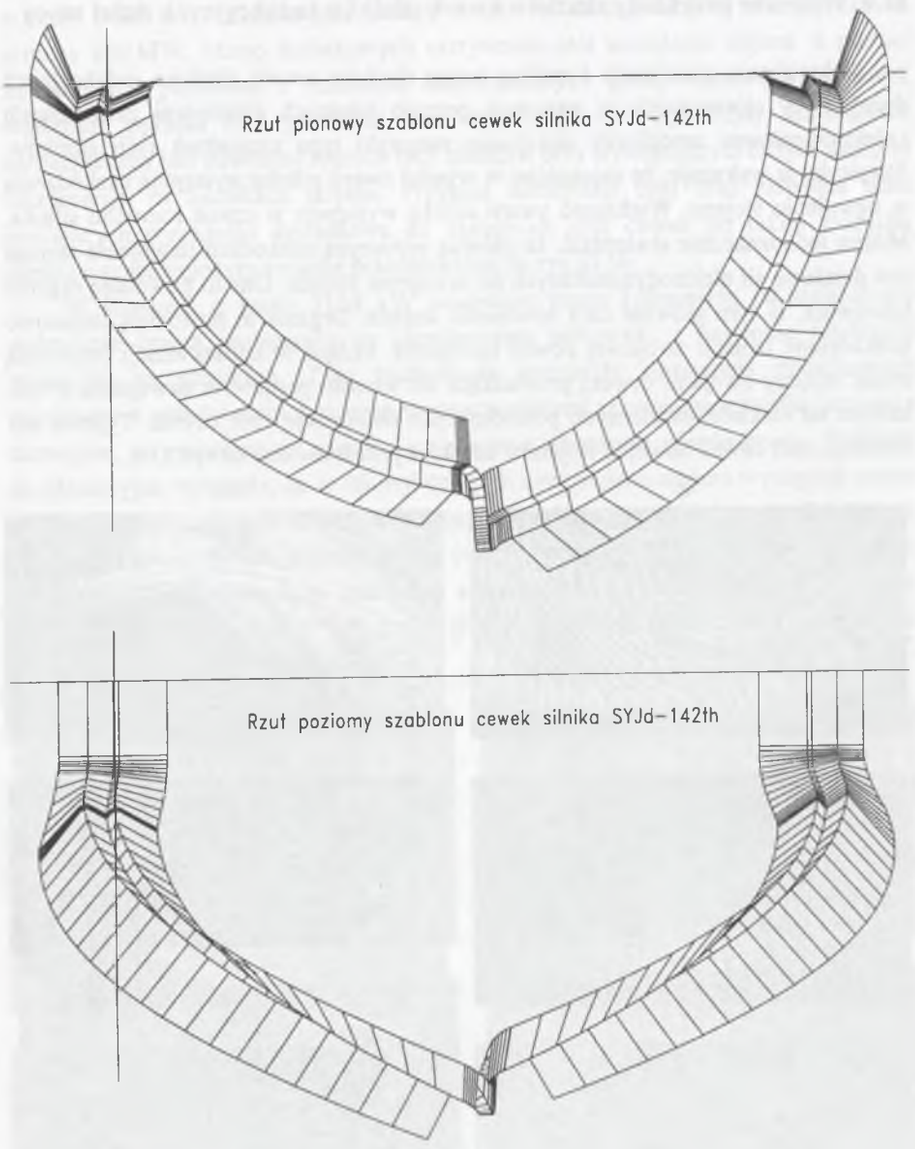
```
        (setq lista (read wiersz1))
        (setq x (nth (- kol1 1) lista)
            y (nth (- kol2 1) lista)
            z (nth (- kol3 1) lista)
            x1 (append x1 (list (* x skx)))
            y1 (append y1 (list (* y sky)))
            z1 (append z1 (list (* z skz)))))
 (setq rozm (length x1))
 (setq rozmp (/ rozm 14))
 (command "_Layer" "_S" 1 "")
 (setq warstwa 2)
 (setq lw -1)
 (repeat warstwa
 (progn
 (setq lw (1+ lw))
 (setq pp (* lw rozmp))
 (setq pk (+ pp rozmp))
 (command "_3dpoly")
 (setq is (- pp 1))
 (repeat rozmp
 (progn
 (setq is (1+ is))
    (setq x2 (nth is x1))
    (setq y2 (nth is y1))
    (setq z2 (nth is z1))
          (setq pkt (list x2 y2 z2))
          (command pkt)
   ))
  (command "")
  ))
 (command "_layer" "_S" 3 "")
 (setq lw -1)
 (repeat warstwa
 (progn
 (setq lw (1+ lw))
 (setq l -1)
 (repeat 2
 (progn
 (setq l (1+ l))
 (setq l1p (1+ l))
 (if (= l 0)
 (setq ppn (* (+ 8 lw) rozmp))
 )
 (if (= l 1)
 (setq ppn (* (+ 2 lw) rozmp))
 )
 (setq pkn (+ ppn rozmp))
 (if (= l 0)
 (setq ppp (* (+ 2 lw) rozmp))
 )
 (if (= l 1)
 (setq ppp (* (+ 4 lw) rozmp))
 )
 (setq pkp (+ ppp rozmp))
 (command "_3dface")
 (if (= l 0)
 (setq ilosc (- rozmp 18))
 )
 (if (= l 1)
 (setq ilosc (- rozmp 12))
 )
 (setq ln (- ppn 1))
 (setq lp (- ppp 1))
    (repeat ilosc
    (progn
    (setq ln (1+ ln))
    (setq lp (1+ lp))
    (setq x2n (nth ln x1))
    (setq y2n (nth ln y1))
    (setq z2n (nth ln z1))
    (setq x2p (nth lp x1))
    (setq y2p (nth lp y1))
    (setq z2p (nth lp z1))
            (setq pktn (list x2n y2n z2n))
            (setq pktp (list x2p y2p z2p))
            (progn
            (setq rn (rem (- ln ppn) 2))
            (setq a (/= rn 0))
            (if (eq a T)
            (command pktn)
            (command pktp)
            )
            (if (eq a Nil)
           (command pktn)
           (command pktp)
           ))
           ))
           (command "")
           ))
    (if (= lw 0)
    (progn
    (setq op1 (strcat "Rzut poziomy szablonu
cewek silnika " nazwa))
    (command "_text" "_C" (list 50 y2p) "15"
"90" op1)
    ))
    ))
 (command "_layer" "_S" 4 "")
    (command "_UCS" "_O" "-600,0")
    (command "_3dpoly" "-55,0,0" "450,0,0" "")
    (command "_3dpoly" "0,-125,0" "0,850,0"
"")
    (command "_3dpoly" "0,0,-5" "0,0,50" "")
 (command "_Layer" "_S" 1 "")
 (setq lw -1)
 (repeat warstwa
```

```
(progn
(setq lw (1+ lw))
(setq pp (* lw rozmp))
(setq pk (+ pp rozmp))
(command "_3dpoly")
(setq is (- pp 1))
(repeat rozmp
(progn
(setq is (1+ is))
   (setq x2 (nth is x1))
   (setq y2 (nth is y1))
   (setq z2 (nth is z1))
      (setq pkt (list (* -1 z2) y2 x2))
      (command pkt)
      ))
      (command "")
      ))
(command "_layer" "_S" 3 "")
(setq lw -1)
(repeat warstwa
(progn
(setq lw (1+ lw))
(setq l -1)
 (repeat 2
 (progn
 (setq l (1+ l))
 (setq l1p (1+ l))
(if (= l 0)
(setq ppn (* (+ 8 lw) rozmp))
)
(if (= l 1)
(setq ppn (* (+ 2 lw) rozmp))
)
(setq pkn (+ ppn rozmp))
(if (= l 0)
(setq ppp (* (+ 2 lw) rozmp))
)
(if (= l 1)
(setq ppp (* (+ 4 lw) rozmp))
)
(setq pkp (+ ppp rozmp))
(command "_3dface")
(if (= l 0)
(setq ilosc (- rozmp 18))
)
(if (= l 1)
(setq ilosc (- rozmp 12))
)
(setq ln (- ppn 1))
(setq lp (- ppp 1))
   (repeat ilosc
   (progn
   (setq ln (1+ ln))
   (setq lp (1+ lp))
   (setq x2n (nth ln x1))
   (setq y2n (nth ln y1))
   (setq z2n (nth ln z1))
   (setq x2p (nth lp x1))
   (setq y2p (nth lp y1))
   (setq z2p (nth lp z1))
         (setq pktn (list (* -1 z2n) y2n x2n))
         (setq pktp (list (* -1 z2p) y2p x2p))
         (progn
         (setq rn (rem (- ln ppn) 2))
         (setq a (/= rn 0))
         (if (eq a T)
         (command pktn)
         (command pktp)
         )
         (if (eq a Nil)
         (command pktn)
         (command pktp)
         ))
         (command "")
         ))
(if (= lw 0)
   (progn
   (setq op2 (strcat "Rzut pionowy szablonu
cewek silnika " nazwa))
   (command "_text" "_C" (list 50 y2p) "15"
"90" op2)
   ))
   ))
(setq cewka (getstring "\nCzy kreślić zarys
cewki? (n/t)"))
(setq cew (= cewka "t"))
(if (= cew T)
(progn
(command "_UCS" "_O" "600,0")
(setq warstwa 2)
(command "_layer" "_S" 2 "")
(setq lw -1)
 (repeat warstwa
 (progn
 (setq lw (1+ lw))
 (setq l -1)
 (repeat 4
 (progn
 (setq l (1+ l))
 (setq l1p (1+ l))
 (setq ppn (* (+ (+ 2 lw) (* 4 l)) rozmp))
(if (= l 3)
(setq ppn (* (+ (+ 2 lw) (* 2 5)) rozmp))
```



```
)
(setq pkn (- (+ ppn rozmp) 0))
(if (/= l 2)
(setq ppp (* (+ (+ 2 lw) (* 4 l1p)) rozmp))
)
(if (= l 2)
(setq ppp (* (+ (+ 0 lw) (* 4 l1p)) rozmp))
)
(if (= l 3)
(setq ppp (* (+ 2 lw) rozmp))
)
(setq pkp (- (+ ppp rozmp) 0))
(command "_3dface")
(setq ilosc (- rozmp 0))
(setq ln (- ppn 1))
(setq lp (- ppp 1))
(setq lpw -1)
   (repeat ilosc
   (progn
   (setq ln (1+ ln))
   (setq lp (1+ lp))
   (setq lpw (1+ lpw))
   (setq x2n (nth ln x1))
   (setq y2n (nth ln y1))
   (setq z2n (nth ln z1))
   (setq z2n1 (+ z2n -2))
(if (< lpw 33)
   (setq z2n1 (+ z2n 4))
   )
   (setq x2p (nth lp x1))
   (setq y2p (nth lp y1))
   (setq z2p (nth lp z1))
   (setq z2p1 (+ z2p -2))
(if (< lpw 33)
   (setq z2p1 (+ z2p 4))
   )
         (setq pktp (list x2n y2n z2n1))
         (setq pktn (list x2p y2p z2p1))
         (progn
         (setq rn (rem (- ln ppn) 2))
         (setq a (/= rn 0))
         (if (eq a T)
         (command pktn)
         (command pktp)
         )
         (if (eq a Nil)
         (command pktn)
         (command pktp)
         ))
         ))
         (command "")
         ))
         ))
(command "_UCS" "_O" "-600,0")
(command "_layer" "_S" 2 "")
(setq lw -1)
(repeat warstwa
(progn
(setq lw (1+ lw))
(setq l -1)
(repeat 4
(progn
(setq l (1+ l))
(setq l1p (1+ l))
(setq ppn (* (+ (+ 2 lw) (* 4 l)) rozmp))
(if (= l 3)
(setq ppn (* (+ (+ 2 lw) (* 2 5)) rozmp))
)
(setq pkn (- (+ ppn rozmp) 0))
(if (/= l 2)
(setq ppp (* (+ (+ 2 lw) (* 4 l1p)) rozmp))
)
(if (= l 2)
(setq ppp (* (+ (+ 0 lw) (* 4 l1p)) rozmp))
)
(if (= l 3)
(setq ppp (* (+ 2 lw) rozmp))
)
(setq pkp (- (+ ppp rozmp) 0))
(command "_3dface")
(setq ilosc (- rozmp 0))
(setq ln (- ppn 1))
(setq lp (- ppp 1))
   (repeat ilosc
   (progn
   (setq ln (1+ ln))
   (setq lp (1+ lp))
   (setq x2n (nth ln x1))
   (setq y2n (nth ln y1))
   (setq z2n (nth ln z1))
   (setq x2n1 (+ x2n 5))
   (setq x2p (nth lp x1))
   (setq y2p (nth lp y1))
   (setq z2p (nth lp z1))
   (setq x2p1 (+ x2p 5))
         (setq pktp (list (* -1 z2n) y2n x2n1))
         (setq pktn (list (* -1 z2p) y2p x2p1))
         (progn
         (setq rn (rem (- ln ppn) 2))
         (setq a (/= rn 0))
         (if (eq a T)
         (command pktn)
         (command pktp)
         )
         (if (eq a Nil)
         (command pktn)
```

```
        (command pktp)
        ))
        ))
        (command "")
        ))
    ))
    ))
(setq szablon (getstring "\nCzy kreślić zarys
krawędzie szablonu? (n/t)"))
(setq szab (= szablon "t"))
(if (= szab T)
(progn
(command "_UCS" "_O" "600,0")
(command "_layer" "_S" 4 "")
(setq lws -1)
(repeat warstwa
(progn
(setq lws (1+ lws))
(setq ilok 3)
(setq lk -1)
(repeat ilok
(progn
(setq lk (1+ lk))
(if (/= lk 2)
(progn
(setq pps (* (+ (+ 2 lws) (* 2 lk)) rozmp))
(setq pks (- (+ pps rozmp) 12))
(setq ilosc (- rozmp 12))
))
(if (= lk 2)
(progn
(setq pps (* (+ (+ 2 lws) (* 3 lk)) rozmp))
(setq pks (- (+ pps rozmp) 18))
(setq ilosc (- rozmp 18))
))
(command "_3dpoly")
(setq iss (- pps 1))
(repeat ilosc
(progn
(setq iss (1+ iss))
   (setq x2s (nth iss x1))
   (setq y2s (nth iss y1))
   (setq z2s (nth iss z1))
   (setq pkt (list x2s y2s z2s))
      (command pkt)
      ))
      (command "")
      ))
      ))
(command "_UCS" "_O" "-600,0")
(setq lw -1)
(repeat warstwa
(progn
(setq lw (1+ lw))
(setq ilok1 3)
(setq lk1 -1)
(repeat ilok1
(progn
(setq lk1 (1+ lk1))
(if (/= lk1 2)
(progn
(setq pp (* (+ (+ 2 lw) (* 2 lk1)) rozmp))
(setq pk (- (+ pp rozmp) 12))
(setq ilosc (- rozmp 12))
))
(if (= lk1 2)
(progn
(setq pp (* (+ (+ 2 lw) (* 3 lk1)) rozmp))
(setq pk (- (+ pp rozmp) 18))
(setq ilosc (- rozmp 18))
))
(command "_3dpoly")
(setq is (- pp 1))
(repeat ilosc
(progn
(setq is (1+ is))
   (setq x2 (nth is x1))
   (setq y2 (nth is y1))
   (setq z2 (nth is z1))
   (setq pkt (list (* -1 z2) y2 x2))
   (command pkt)
   ))
   (command "")
   ))))))
(command "zoom" "_A")
(command "_UCS" "_W")
(close plik)
)
```

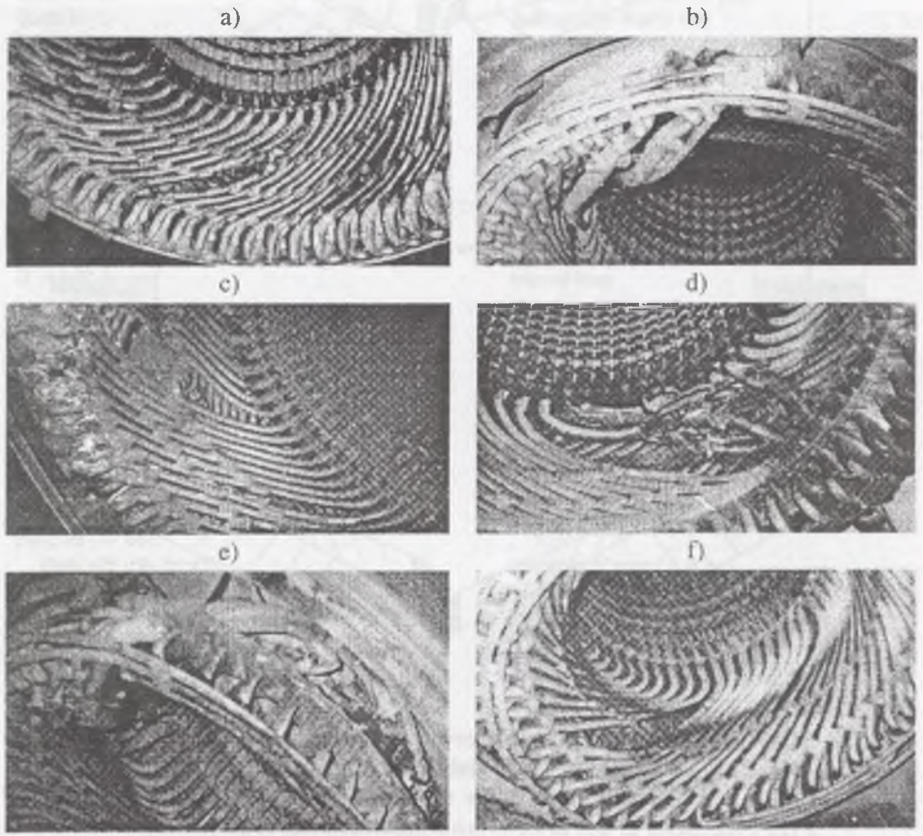



Rys. D.3. Rzuty pionowy i poziomy czoła cewki uzwojenia stojana silnika SYJd-142th o mocy 3150 kW oraz rzuty zarysu szablonu kształtującego

Fig. D.3. Vertical and horizontal views of the stator winding coil overhang of the 3150 KW SYJd-142th motor as well as views involving the contours of the forming former

D.4. Wybrane przykłady skutków awarii silników indukcyjnych dużej mocy

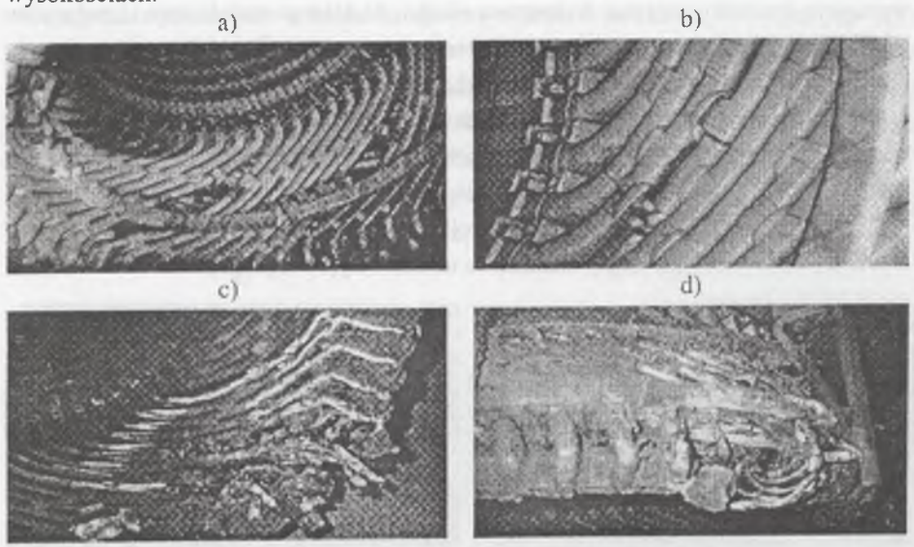
Długoletnie obserwacje i analizy autora skutków awarii silników indukcyjnych dużej mocy stosowanych w napędach potrzeb własnych elektrowni zawodowych i elektrociepłowni umożliwiły dokonanie statystyki typu uszkodzeń tych silników. Statystyka ta wykazuje, że najczęściej w wyniku awarii silnika występują uszkodzenia w uzwojeniu stojana. Większość awarii silnika występuje w czasie rozruchu silnika. Można jednoznacznie stwierdzić, że główną przyczyną uszkodzeń uzwojenia stojana jest działanie sił elektrodynamicznych na uzwojenie stojana. One to powodują drgania uzwojenia, w tym głównie czół uzwojenia stojana. Drgania te powodują stopniowe uszkadzanie izolacji zwojowej cewek uzwojenia, będące w konsekwencji przyczyną zwarć między zwojami cewek, prowadzące do wzrostu prądów w uzwojeniu, a tym samym sił elektrodynamicznych powodujących deformację czół cewek. Typowe deformacje czół cewek uzwojeń stojanów silników przedstawiono na rys. D.4.



Rys. D.4. Typowe deformacje czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy
Fig. D.4. Typical deformation of stator end windings of high power induction motors

Statystyka wykazuje, że bardzo często ulegają awarii silniki typu SYJe-142r o mocy 3150 kW, napędzające pompy wody chłodzącej bloków energetycznych o mocy 200 MW. Mimo dodatkowych usztywnień czół uzwojenia stojana w postaci dodatkowych pierścieni z rezoteksu usztywniających górną warstwę czół cewek występują pękania tych pierścieni oraz deformacje czół (rys. D.5a). Szczególnie niebezpieczny jest powtórny rozruch tych silników przy występującym dużym napięciu resztkowym na zaciskach stojana. Przykład deformacji czół oraz zerwania taśm mocujących przekładki dystansowe do sąsiednich czół cewek po takim rozruchu silnika o przezwojonym stojanie przedstawiono na rys. D.5b.

W silnikach o mocy 3150 kW stosowano przez kilkanaście lat technologię wykonania cewek, polegającą na kształtowaniu półcewek, a następnie lutowaniu zezwojów na główkach. Taka technologia wymagała stosowania dodatkowych przekładek z pasków rezoteksu między poszczególnymi zezwojami w strefie lutowania zezwojów, co powodowało znaczne zwiększenie wysokości główki cewki. Praktyka eksploatacyjna wykazała, że w tak wykonanych uzwojeniach stojana występują częste awarie w strefie główek cewek. Występują wypalenia zezwojów w strefie główek skrajnych cewek dwóch sąsiednich faz (rys. D.5c) oraz rozerwania główek cewek (rys. D.5d). Przyczyną takich uszkodzeń są dodatkowe drgania zezwojów w strefie przejścia wysokich główek cewek w główne łuki stożkowe czół o mniejszych wysokościach.



Rys. D.5. Różne deformacje czół uzwojeń stojanów silników o mocy 3510 kW
Fig. D.5. Examples deformations of stator end windings of the 3150 kW motors

W silnikach napędzających wentylatory młynowe w elektrowniach zawodowych stosunkowo często w czasie awarii silnika występują wypalenia połączeń zasilających poszczególne fazy uzwojenia stojana (rys. D.6a). W silnikach tych ww. przewody są bezpośrednio przymocowane taśmą do połączeń międzycewkowych. Mimo pogrubionej izolacji tych przewodów oraz połączeń międzycewkowych występuje przetarcie izolacji (rys. D.6b), wywołane drganiami spowodowanymi siłami elektrodynamicznymi.

a) b)

Rys. D.6. Wypalenie w strefie połączeń międzygrupowych uzwojenia stojana
Fig. D.6. Burning-off in the zone of intergroup connections of the stator winding

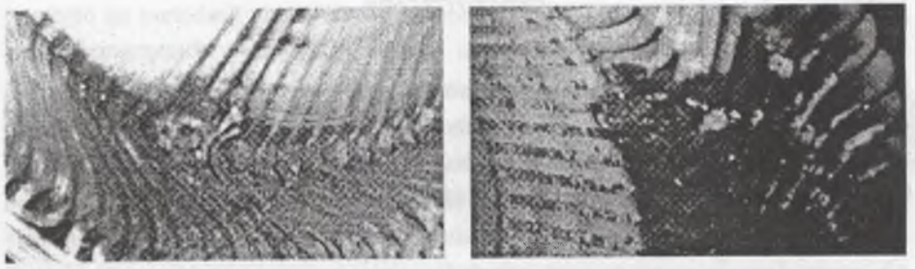
Podobne przetarcia izolacji występują w miejscach styku dolnych półcewek uzwojenia stojana z pierścieniami usztywniającymi (rys. D.7a). W wyniku tego występuje zwarcie uzwojenia do korpusu silnika, do którego metalicznie są połączone wsporniki pierścieni usztywniających. Przecieranie izolacji głównej cewek występuje również w części żłobkowej (rys. D.7b); przy czym głównie w tych silnikach, w których części żłobkowe cewek są nieprawidłowo ukształtowane - zewnętrzny zarys przekroju poprzecznego jest bardziej zbliżony do owalu niż do prostokąta o zaokrąglonych narożach. Działanie sił elektrodynamicznych w żłobku pakietu stojana powoduje z czasem zmniejszenie wysokości przekroju poprzecznego części żłobkowej cewek; w wyniku tego powstają luzy promieniowe umożliwiające drgania promieniowe cewek w części żłobkowej.

a) b)

Rys. D.7. Widoki przetartej izolacji uzwojenia stojana: a) w strefie styku z pierścieniem usztywniającym, b) w części żłobkowej cewki
Fig. D.7. Views of frayed insulation of the stator winding: a) in the contact zone with stiffening ring, b) in the slot part of the coil

Stosunkowo często w wyniku awarii silnika powstają zwarcia uzwojenia stojana do pakietu żelaza. Występuje ono głównie na wyjściu cewek ze żłobków pakietu i jest często przyczyną wypalenia blach pakietu w strefie zwarcia (rys. D.8a i b). Przyczyną takich skutków awarii są z jednej strony drgania cewek w strefie żłobkowej, a z drugiej - duże naprężenia w izolacji głównej cewek, wywołane w tej strefie działaniem sił elektrodynamicznych na czoła uzwojenia stojana.

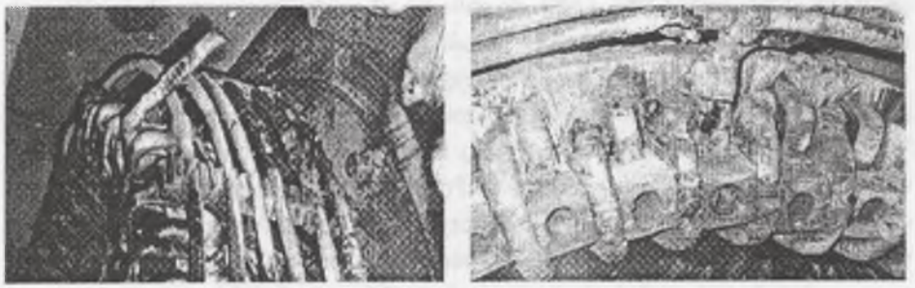
a) b)



Rys. D.8. Widoki wypaleń blach pakietu w strefach zwarć uzwojenia do pakietu żelaza
Fig. D.8. Views of burning-off in short-circuit zones between the winding and core stack

W silnikach o mocy 3150 kW występują bardzo często upalenia połączeń skrajnych zezwojów poszczególnych grup fazowych w strefie połączenia z przewodami zasilającymi, wykonanymi w kształcie obręczy z drutu o przekroju kołowym (rys. D.9). Najczęściej upalenia takie występują po krótkim okresie eksploatacji w silnikach, w których główki cewek są dodatkowo usztywniane przekładkami (rys. D.9). Badania mikroskopowe wykazały pęknięcia przedłużeń przewodów zwojowych w strefie połączeń lutowniczych z przewodami zasilającymi. Obliczenia układu połączeń z przewodami zasilającymi w kształcie obręczy wykazały, że niektóre częstotliwości drgań własnych są zbliżone do 50 Hz lub 100 Hz.

a) b)



Rys. D.9. Widoki wypaleń w strefie połączeń przewodów zwojowych z przewodami zasilającymi
Fig. D.9. Views of burning-off in the connection zone between conductors and power leads

ZAGADNIENIA ELEKTROMECHANICZNE CZÓŁ UZWOJEŃ STOJANÓW MASZYN ELEKTRYCZNYCH DUŻEJ MOCY PRĄDU PRZEMIENNEGO

STRESZCZENIE

Monografia obejmuje trzy grupy zagadnień elektromechanicznych występujących w czołach uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. Pierwsza z nich dotyczy doboru kształtu czół uzwojenia stojana oraz szablonów kształtujących czoła cewek. Druga grupa zagadnień obejmuje obliczenia i analizę sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych w nieustalonych stanach ich pracy. Trzecia grupa dotyczy odkształceń czół uzwojeń stojanów wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych.

Przedstawiono własną metodę zapisu analitycznego pełnego przestrzennego zarysu czół uzwojenia stojana, przystosowaną do komputerowego wspomagania doboru ich kształtu. Podano zasady prawidłowego ukształtowania czół uzwojenia stojana. Opracowany w tym celu program komputerowy **KUS** umożliwia wyznaczanie zarysu czół cewek oraz szablonów do ich ręcznego lub maszynowego kształtowania. Program ten uwzględnia różne rozwiązania konstrukcyjne uzwojenia stojana oraz różne technologie wykonania szablonów kształtujących czoła cewek, stosowane w zakładach wytwórczych i remontowych maszyn elektrycznych dużej mocy. Podano przykłady zastosowania opracowanej metody wyznaczania zarysu czół cewek oraz szablonów do ich kształtowania.

Zaprezentowano własne algorytmy obliczeń oraz przedstawiono opracowane programy komputerowe **PEL** i **SEL** do obliczeń sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy i turbogeneratorów. Do obliczeń sił elektrodynamicznych przyjęto sprawdzoną wcześniej metodę wyznaczania oddziaływań elektrodynamicznych między przewodami z prądem elektrycznym. W obliczeniach uwzględniono przestrzenny kształt czół uzwojenia stojana i uzwojenia wirnika lub jego obwodów zastępczych. Przyjęto prądy w „nitkowych" przewodach uzwojeń lub nitkowych obwodach zastępczych wirnika oraz uwzględniono oddziaływanie rdzenia stojana i korpusu maszyny metodą zwierciadlanych odbić. Przeanalizowano wpływ kątów nachylenia tworzących stożków, na których są rozmieszczone czoła uzwojenia stojana na wartości sił elektrodynamicznych. Podano wyniki analizy

komputerowej sił elektrodynamicznych działających na czoła uzwojenia stojana w różnych stanach nieustalonej pracy silników i turbogeneratorów

W obliczeniach i analizie odkształceń czół uzwojenia stojana zastosowano dwie metody. Pierwsza z nich jest oparta na opracowanym algorytmie obliczeń i programie komputerowym **MAK** oraz **OSC**. Umożliwia ona dobór optymalnych usztywnień czoła wyodrębnionej cewki uzwojenia stojana, obciążonej siłami elektrodynamicznymi. Druga metoda polega na wykorzystaniu typowych programów komputerowych opartych na metodach elementów skończonych. Do budowy modelu obliczeniowego w tych programach wykorzystano wyniki obliczeń w pakiecie programów komputerowych **CUSMEL,** łączącym wszystkie ww. programy komputerowe. Zastosowanie programów opartych na MES umożliwia obliczenia i analizę odkształceń przestrzennego układu czół uzwojenia stojana, wywołanych działaniem sił elektrodynamicznych. Podano wyniki analizy komputerowej odkształceń czół uzwojenia stojana jednego z silników indukcyjnych dużej mocy oraz podano analizę komputerową skutków działania sił elektrodynamicznych, występujących w wyniku awarii silników indukcyjnych dużej mocy. Pokazano przykłady typowych skutków awarii uzwojeń stojanów takich silników pracujących w elektrowniach zawodowych i elektrociepłowniach, które zostały wywołane działaniem sił elektrodynamicznych.

Przedstawiono metody pomiarów i badań w warunkach laboratoryjnych i przemysłowych skutków działania sił elektrodynamicznych na czoła uzwojeń stojanów maszyn indukcyjnych dużej mocy. Podano wyniki pomiarów amplitudy czół uzwojeń stojanów silników indukcyjnych, przeprowadzonych na stacjach prób oraz w elektrowniach zawodowych.

ELECTROMECHANICAL PROBLEMS INVOLVING STATOR END WINDINGS OF HIGH-POWER ALTERNATING CURRENT ELECTRIC MACHINES

ABSTRACT

The monograph covers three groups of electromechanical problems occurring in stator end windings of high-power induction machines. The first group involves the selection of appropriate shapes of stator end windings and formers to form coil overhangs. The second group covers the calculations and analysis of electrodynamic forces acting on stator end windings of induction machines in nonstationary states of their operation. The third group involves the deformations of stator end windings effected by electrodynamic forces.

We present our own method of analytical notation involving the full spatial contours of stator end windings, adapted for computer-aided selection of their shapes. We also provide principles for appropriate shaping of stator end windings. The computer programme **KUS** elaborated for those purposes makes it possible to define the contours of coil overhangs and forms for manual or machine-made forming. The programme allows for various constructional solutions of stator windings as well as various production technologies involving formers for shaping coil overhangs, which are applied in production or repair plants for high-power electric machines. We provide a few exemplary applications involving the elaborated method for the determination of contours of coil overhangs and formers for their shaping.

We present our own calculation algorithms and computer programmes **PEL** and **SEL** elaborated for the calculation of electrodynamic forces acting on stator end windings of high-power induction motors and turbogenerators. For the calculations of electrodynamic forces, we applied the method for the determination of electrodynamic reaction between the leads and electric current, which had already been used successfully. We allowed in the calculations for spatial form of stator end windings and rotor windings, or respective equivalent circuits. We assumed the currents in 'thread' winding leads or thread equivalent circuits of the rotor, and we took into consideration the reaction of stator iron and machine casing, using the method of mirror reflections. We analyzed the influence of the inclination angles

forming the cones, upon which stator end windings are located, on electrodynamic forces. Furthermore, we provide the results of computer analysis involving electrodynamic forces acting on stator end windings in different states of nonstationary operation of motors and turbogenerators.

Two methods were applied for the calculations and analysis of stator end windings. The first one is based on the elaborated calculation algorithm and on computer programmes **MAK** and **OSC**. Due to the application of this method, it is possible to select optimal stiffening of the overhang of a given stator winding coil loaded with electrodynamic forces. The second method consists in the application of common computer programmes based on finite element methods. For the construction of the calculation model in these programmes, we used calculation results carried out in the software package **CUSMEL** which combines the computer programmes mentioned above. By the application of programmes based on MES, we can calculate and analyze deformations of the spatial system of stator end windings effected by electromagnetic forces. We provide also the results of computer analysis involving the deformations of stator end windings of one high-power induction motor as well as computer analysis involving the effects of electromagnetic forces which occur as a result of break-downs of high-power induction motors. We provide examples of typical effects of break-downs involving stator windings of such motors installed in commercial power plants and heat and power stations, which were effected by electrodynamic forces.

We present measurement and testing methods in laboratory and operating conditions involving the effects of electrodynamic forces acting on stator end windings of high-power induction motors. We present also the measurement results involving the amplitude of stator end windings of induction motors carried out at testing stations and commercial power stations.

BIBLIOTEKA GŁÓWNA
Politechniki Śląskiej
P. 3347/98/163

Druk: Drukarnia Gliwice, ul. Zwycięstwa 27, tel. 230 49 50