

Na prawach rękopisu

INSTYTUT UKŁADÓW ELEKTROMASZYNOWYCH
POLITECHNIKI WROCŁAWSKIEJ

Raport z serii PRE nr 08/85

DYNAMIKA WIELOSILNIKOWEGO NAPĘDU
PRZENOŚNIKA TAŚMOWEGO JAKO UKŁA-
DU O PARAMETRACH ROZŁOŻONYCH POD-
CZAS NIESYMETRYCZNEGO ROZRUCHU
REZYSTOROWEGO

Rozprawa doktorska
Stanisław Wańczyk

Promotor: doc. dr inż. Władysław Kędzior

Słowa kluczowe: elektrotechnika, napęd elektryczny,
niesymetryczny rozruch, dynamika u-
kładów elektromechanicznych, prze-
nośniki taśmowe, analiza teoretycz-
na, obliczenia

Wrocław 1985

Mgr inż. Stanisław Wańczyk

Instytut Układów Elektromaszynowych
Politechniki Wrocławskiej

ul. Smoluchowskiego 19
50-372 Wrocław

— Raport wpłynął 1985.03.19.

SPIS TREŚCI

WYKAZ OZNACZEŃ	5
1. WSTĘP	10
1.1. Wprowadzenie	10
1.2. Teza, cel i zakres pracy	12
2. OGÓLNA CHARAKTERYSTYKA UKŁADÓW MECHANICZNYCH O PARAMETRACH ROZŁOŻONYCH	13
2.1. Problemy eksploatacyjne przenośnika taśmowego ...	14
3. ZJAWISKA WYSTĘPUJĄCE PODCZAS PRACY SILNIKA INDUKCYJNEGO PRZY NIESYMETRII REZYSTANCJI W OBWODZIE WIRNIKA ...	16
4. MODEL MATEMATYCZNY SILNIKA INDUKCYJNEGO Z NIESYMETRIĄ REZYSTANCJI W OBWODZIE WIRNIKA	22
4.1. Założenia do analizy i ich ocena	22
4.2. Równania dynamiki silnika indukcyjnego w naturalnym układzie osi współrzędnych	23
4.3. Model matematyczny silnika indukcyjnego we współrzędnych zespolonych	26
4.4. Przekształcenie równań dynamiki silnika indukcyjnego do postaci dogodnej do obliczeń na maszynie cyfrowej	30
5. ANALIZA SKŁADOWYCH PRZEJŚCIOWYCH MOMENTU I PRĄDÓW SILNIKA PODCZAS NIESYMETRYCZNEGO ROZRUCHU	32
5.1. Obliczenia częstości kołowych oraz współczynników tłumienia składowych przejściowych prądów i momentu	37
6. METODYKA PROJEKTOWANIA NIESYMETRYCZNEGO ROZRUCHU	42
6.1. Założenia upraszczające stosowane w projektowaniu niesymetrycznych rozruszników i ich ocena	42
6.2. Metody obliczania rozruszników niesymetrycznych .	44
7. OBLICZENIA CHARAKTERYSTYK DYNAMICZNYCH SILNIKA PODCZAS ROZRUCHU NIESYMETRYCZNEGO	49
7.1. Analiza przebiegów dynamicznych momentu i prądów silnika asynchronicznego podczas niesymetrycznego rozruchu	51
7.2. Wpływ fazy początkowej napięcia zasilającego na przebieg charakterystyk dynamicznych silnika podczas niesymetrycznego rozruchu	61

7.3.	Wpływ kąta położenia wirnika względem stojana w chwili załączenia napięcia zasilającego na przebieg charakterystyk dynamicznych silnika.....	61
7.4.	Określenie najniekorzystniejszych warunków załączenia silnika do pracy	64
7.5.	Analiza zbiorcza rozruchu niesymetrycznego	66
7.5.1.	Wyniki analizy rozruchu 15, 13 i 11-stopniowego	66
8.	KONCEPCJA PROJEKTOWANIA NIESYMETRYCZNEGO ROZRUCHU Z WYKORZYSTANIEM RZECZYWISTEGO PRZEBIEGU CHARAKTERYSTYK ROZRUCHOWYCH SILNIKA	76
8.1.	Model dynamiczny silnika z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika w stanie ustalonym	77
8.2.	Obliczenia numeryczne charakterystyk rozruchowych silnika	81
8.3.	Analiza porównawcza wyników obliczeń niesymetrycznych rozruszników metodą tradycyjną i metodą opartą na rzeczywistych przebiegach charakterystyk rozruchowych silnika	86
9.	METODA NUMERYCZNA PROJEKTOWANIA NIESYMETRYCZNYCH ROZRUSZNIKÓW	89
9.1.	Opis programu obliczeń	93
9.2.	Wyniki obliczeń	93
10.	DYNAMIKA ROZRUCHU PRZENOŚNIKA TAŚMOWEGO	96
10.1.	Wstęp	96
10.2.	Model matematyczny przenośnika	99
10.3.	Opracowanie programu obliczeń	102
10.4.	Analiza porównawcza rozruchu niesymetrycznego i sekwencyjnego	103
10.5.	Przebiegi dynamiczne prądów silników	103
10.6.	Przebiegi dynamiczne momentu elektromagnetycznego	107
10.7.	Przebiegi dynamiczne przekładni mechanicznych ..	109
10.8.	Przebiegi dynamiczne sił w taśmie	112
10.9.	Przebiegi dynamiczne prędkości taśmy na bębnie czołowym i zwrotnym	114
10.10.	Przebiegi dynamiczne przyspieszeń taśmy	116
11.	WNIOSKI	118
	LITERATURA	121
	ZAŁĄCZNIKI	125

WYKAZ OZNACZEŃ

\hat{A}_i	- amplituda składowej nieustalonej prądu stojana
$[A_1], [A_2]$	- macierz transformacji układu osi stojana, wirnika
a_{bc}, a_{br}	- przyspieszenie liniowe taśmy na bębnie czołowym, zwrotnym
B_t	- szerokość taśmy
D_{mn}	- współczynnik tłumienia odcinka długości Δx taśmy przenośnika pomiędzy punktami m i n
E_1	- moduł sprężystości taśmy odniesiony do jej szerokości
E_1, E_2	- siła elektromotoryczna fazy stojana dla składowej symetrycznej kolejności zgodnej, przeciwnej
E_w, E_{w2}	- siła elektromotoryczna fazy wirnika dla składowej symetrycznej kolejności zgodnej, przeciwnej
F_1, F_{1p}	- składowa symetryczna pola stojana kolejności zgodnej, przeciwnej
F_{2z}, F_{2p}	- składowa symetryczna pola wirnika kolejności zgodnej, przeciwnej
F_m	- suma sił działających na taśmę na odcinku Δx przyłożona w punkcie m
f_o	- częstotliwość sieci
$[G_{1,2}]$	- macierz indukcyjności rotacji we współrzędnych 1, 2
i_{1A}, i_{1B}, i_{1C}	- chwilowa wartość prądu stojana w fazie A, B, C
i_{2A}, i_{2B}, i_{2C}	- chwilowa wartość prądu wirnika w fazie A, B, C
$\hat{i}_{1s}, \hat{i}_{2s}$	- składowe prądu stojana we współrzędnych 1, 2
$\hat{i}_{1w}, \hat{i}_{2w}$	- składowe prądu wirnika we współrzędnych 1, 2
$[i_n]$	- macierz wartości chwilowych prądu w naturalnym układzie osi odniesienia: A, B, C

- $[\hat{i}_{1,2}]$ - macierz wartości chwilowych prądu we współrzędnych 1, 2
- $\hat{i}_{1s}, \hat{i}_{2s}$ - składowa symetryczna prądu stojana kolejności zgodnej, przeciwnej
- $\hat{i}_{1w}, \hat{i}_{2w}$ - składowa symetryczna prądu wirnika kolejności zgodnej, przeciwnej
- I_{2A}, I_{2B}, I_{2C} - wartość skuteczna prądu wirnika w fazie A, B, C
- I_{max} - maksymalna wartość skuteczna prądu silnika w chwili załączenia
- $I_{1A1}, I_{1B1}, I_{1C1}$ - prądy stojana silnika A w fazach A, B, C (przebiegi dynamiczne lub wartości średnie na początkach i końcach stopni rozruchowych silnika)
- $I_{1A2}, I_{1B2}, I_{1C2}$ - prądy stojana silnika B w fazach A, B, C (j.w.)
- $I_{2A1}, I_{2B1}, I_{2C1}$ - prądy wirnika silnika A w fazach A, B, C (j.w.)
- $I_{2A2}, I_{2B2}, I_{2C2}$ - prądy wirnika silnika B w fazach A, B, C (j.w.)
- I_{1N}, I_{2N} - prąd znamionowy stojana, wirnika
- I_{rmax}, I_{rmin} - maksymalny i minimalny prąd rozruchowy wirnika
- J_s - moment bezwładności silnika
- J_{zr} - zredukowany do prędkości kątowej bębna napędowego moment bezwładności układu napędowego przenośnika
- J_{prz} - zastępczy moment bezwładności mas przenośnika
- J_u - zredukowany do prędkości kątowej bębna napędowego całkowity moment bezwładności układu napędowego przenośnika
- K_{mn} - sprężystość odcinka taśmy o długości Δx pomiędzy punktami m i n
- K_{sprz} - stała sprzęgła
- K_{spzr} - zredukowana do prędkości kątowej bębna napędowego sprężystość więzi łączących silniki z bębniem napędowym

- $[L_n]$ - macierz indukcyjności własnych i wzajemnych silnika w naturalnym układzie osi odniesienia
- $[L_{1,2}]$ - macierz indukcyjności własnych i wzajemnych we współrzędnych 1, 2
- L_1, L_2 - indukcyjność własna uzwojenia stojana, wirnika
- M_{eA}, M_{eB} - moment elektromagnetyczny silnika A, silnika B zredukowany do prędkości kątowej bębna napędowego
- M_{s1}, M_{s2}, M_s - moment statyczny silnika pochodzący od składowej symetrycznej kolejności zgodnej, przeciwnej, wypadkowy
- M_{rmax}, M_{rmin} - maksymalny i minimalny moment rozruchowy
- M_N - moment znamionowy silnika
- M_{max} - wartość szczytowa momentu elektromagnetycznego w chwili załączenia napięcia sieci
- M_u - zredukowany moment oporowy przenośnika
- M_{sprz} - moment przenoszony przez sprzęgło
- M_{pA}, M_{pB} - moment przenoszony przez przekładnię mechaniczną sprzężoną z silnikiem A, silnikiem B
- M_{ij} - amplituda składowej nieustalonej momentu
- M_{pul} - moment pulsujący silnika
- M_{11}, M_{22} - indukcyjność wzajemna pomiędzy fazami uzwojenia stojana, wirnika
- M_{12} - wartość maksymalna indukcyjności wzajemnej stojana i wirnika
- M_{sw} - indukcyjność wzajemna stojana i wirnika w układzie współrzędnych 1, 2
- M_i - masa odcinka taśmy o długości Δx skupiona w punkcie i
- m - liczba stopni rozrusznika
- p_b - liczba par biegunów
- p - operator różniczkowania oraz operator Laplace'a-Carsona
- $p_1 \dots p_4$ - pierwiastki równania charakterystycznego
- r_{bn} - promień bębna napędowego
- R_s - rezystancja fazy stojana we współrzędnych A, B, C oraz 1, 2

- R_w - rezystancja fazy wirnika we współrzędnych A, B, C oraz 1, 2
- R_z, R_1 - rezystancja zastępcza w obwodzie wirnika i dla pierwszego stopnia rozruchowego
- R_{RA}, R_{RB}, R_{RC} - rezystancje dodatkowe w obwodzie wirnika w fazach A, B, C
- $\hat{R}_0, \hat{R}_1, \hat{R}_2$ - rezystancja silnika dla składowej 0, 1, 2
- s, s_N - poślizg silnika, poślizg znamionowy
- S_i - siła w taśmie w punkcie i
- s_m, s'_m - poślizgi przełączeń wynikające z obliczeń numerycznych i obliczone metodą tradycyjną
- t - czas
- T - macierz transformacji silnika z układu osi A, B, C do współrzędnych zespolonych 1, 2
- TMS - moment statyczny silnika - charakterystyki rozruchowe liczone wg programu NROZ
- $U(x, t)$ - całkowite przemieszczenie podłużne przekroju taśmy w miejscu x i chwili t
- U_{1m} - amplituda napięcia zasilającego
- $\hat{U}_{1s}, \hat{U}_{2s}$ - składowa symetryczna napięcia stojana kolejności zgodnej, przeciwnej
- $[\hat{u}_{1,2}]$ - macierz wartości chwilowych napięć silnika we współrzędnych 1 i 2
- $[u_n]$ - macierz wartości chwilowych napięć silnika w naturalnym układzie osi odniesienia A, B, C
- u_{20} - składowa zerowa wartości chwilowych napięć wirnika
- $\hat{U}_{1w}, \hat{U}_{2w}$ - składowe napięć wirnika we współrzędnych 1, 2
- $\hat{U}_{1s}, \hat{U}_{2s}$ - składowa symetryczna napięcia stojana kolejności zgodnej, przeciwnej
- U_{w1}, U_{w2} - składowa symetryczna napięcia wirnika kolejności zgodnej, przeciwnej
- U_i - przesunięcie podłużne przekroju taśmy w miejscu i
- v_c, v_r - prędkość liniowa taśmy na bębnie czołowym, zwrotnym
- $W(p)$ - równanie charakterystyczne silnika
- W_{em} - energia elektromagnetyczna silnika

- X_s, X_w - reaktancja stojana, wirnika we współrzędnych 1, 2
- X_{12} - reaktancja wzajemna między stojanem a wirnikiem silnika we współrzędnych 1, 2
- x - zmienna przestrzenna
- $[\hat{Y}_k(p)]$ - macierz admitancji operatorowej silnika
- $[\hat{Z}_k(p)]$ - macierz impedancji operatorowej silnika
- $[\hat{Z}_{1,2}]$ - macierz impedancji silnika we współrzędnych 1, 2 dla składowych symetrycznych kolejności zerowej, zgodnej i przeciwnej
- Z_{s1}, Z_{s2} - impedancja fazy stojana dla składowej symetrycznej kolejności zgodnej, przeciwnej
- Z_{w1}, Z_{w2} - impedancja fazy wirnika dla składowej symetrycznej kolejności zgodnej, przeciwnej
- α - kąt opasania bębna napędowego
- $\alpha_1 \dots \alpha_4$ - współczynniki tłumienia składowych przejściowych momentu i prądów silnika
- γ - faza początkowa napięcia zasilającego
- ΔM_{\min} - spadek momentu statycznego silnika dla $s = 0.5$
- Δs_1 - krok obliczeń poślizgu na MC wg programu NROZ
- ΔM - dokładność obliczeń wartości momentu M_{rmax} wg NROZ
- $\Delta R1, \Delta R2$ - krok korekcji rezystancji wg NROZ
- Δ - kąt luzu przekładni
- ΔU - wydłużenie taśmy w punkcie $x = L$
- μ - współczynnik tarcia
- ε - odkształcenie względne taśmy
- η_L - czas relaksacji taśmy
- η_p - sprawność przekładni
- σ - naprężenie taśmy
- $\varphi_{Azr}, \varphi_{Bzr}$ - kąt obrotu wirnika silnika A, silnika B, zredukowany na stronę bębna napędowego
- φ_{ij} - faza początkowa składowych przejściowych momentu elektromagnetycznego
- $\Psi_{1A}, \Psi_{1B}, \Psi_{1C}$ - wartość chwilowa całkowitego strumienia skojarzonego stojana fazy A, B, C
- $\Psi_{2A}, \Psi_{2B}, \Psi_{2C}$ - wartość chwilowa całkowitego strumienia skojarzonego wirnika fazy A, B, C
- $[\Psi_n]$ - macierz strumieni skojarzonych stojana i wirnika w naturalnym układzie osi współrzędnych A, B, C

- θ - kąt elektryczny
- $\omega_1 \dots \omega_4$ - częstości kątowne składowych przejściowych momentu elektromagnetycznego i prądów silnika
- $\omega_A, \omega_B, \omega_b$ - prędkość kątowna silnika A, B, bębna napędowego
- ω_o - synchroniczna prędkość kątowna
- ω_o - pulsacja napięcia zasilającego.

1. WSTĘP

1.1. Wprowadzenie

Prawidłowe zaprojektowanie układu napędowego o dużej niezawodności eksploatacyjnej jest możliwe, gdy znane są jego mechaniczne i elektryczne obciążenia dynamiczne. Nowoczesne układy napędowe wymagają, oprócz obliczeń statycznych, sprawdzenia zachowania się ich w stanach dynamicznych, weryfikujących założenia obliczeń statycznych. Wymaganie to nabiera szczególnego znaczenia, gdy dotyczy nowych koncepcji projektowanych układów napędowych dużej mocy, w przypadku, których weryfikacja pomiarowa na modelu fizycznym nie przynosi pożądaných informacji o zjawiskach zachodzących w tych układach w stanach dynamicznych.

Typowym przykładem układów elektromechanicznych o parametrach rozłożonych są przenośniki taśmowe o dużej wydajności, pracujące w kopalniach odkrywkowych węgla brunatnego. Napęd przenośników stanowią silniki indukcyjne pierścieniowe dużej mocy, pracujące w wale mechanicznym, których liczba waha się w granicach od 2 do 6, w zależności od długości i wydajności przenośnika. Charakterystyczną cechą stanów dynamicznych przenośników jest zmiana momentu oporowego i momentu bezwładności w czasie, co w połączeniu ze zjawiskami falowymi w taśmie, jako elemencie o własnościach reologicznych, nastręcza duże trudności w analizie charakterystyk dynamicznych tych układów.

Aktualnie rozruch wielosilnikowych napędów przenośników taśmowych realizowany jest jako tzw. rozruch sekwencyjny za pomocą symetrycznych rozruszników rezystorowych. Każdy z silników posiada 5 stopni rozruchowych, a sterowanie w funkcji czasu odbywa się w ten sposób, że zwieranie stopni rozruchowych poszczególnych silników następuje z pewnym opóźnieniem czasowym. Wymaga to opracowania oddzielnego programu czasowego dla każdego z silników napędowych. Mała liczba stopni rozruchowych powoduje, że maksymalny moment rozruchowy pojedynczego silnika, przenoszony przez przekładnię mechaniczną jest bardzo duży ($1.91 M_N$), na granicy dopuszczalnego momentu przekładni mechanicznej. Jak wykazały badania eksploatacyjne, jest to przyczyną częstych awarii przekładni mechanicznych [18].

W pracy wykazuje się możliwość zastosowania rozruchu niesymetrycznego, co przy dużej liczbie stopni rozruchowych, zapewnia uzyskanie wymaganej wartości średniej momentu rozruchowego, przy jednoczesnym zmniejszeniu jego wartości maksymalnej. Możliwe wówczas jest stosowanie identycznego programu czasowego zwierania poszczególnych stopni rozruchowych wszystkich silników, pracujących w napędzie przenośnika taśmowego. Zmniejsza się przy tym moment przenoszony przez przekładnie mechaniczne.

Rozruch niesymetryczny stosowany jest dotychczas wyłącznie do silników małej mocy, głównie w urządzeniach dźwigowych. Brak jest natomiast opracowań dotyczących silników dużej mocy, szczególnie w zastosowaniu do układów wielosilnikowych, w których silniki pracują w wale mechanicznym, a ponadto zmienia się w czasie moment oporowy i moment bezwładności maszyny roboczej posiadającej własności lepkośćprężyste.

Dostępna literatura [2,5,9,28] krajowa i zagraniczna dotyczy głównie obliczeń statycznych rozruszników niesymetrycznych, przy czym stosowane są daleko idące założenia upraszczające. Poprawne opracowanie układu rozruchowego i ocena jego przydatności w napędach przenośników taśmowych wymaga obliczeń charakterystyk dynamicznych z uwzględnieniem pracy silników przy zewnętrznej niesymetrii parametrycznej oraz specyficznych warunków pracy narzuconych przez maszynę roboczą.

1.2. Teza, cel i zakres pracy

Przyjęta teza głosi, że:

zastosowanie rozruchu niesymetrycznego silników indukcyjnych dużej mocy powoduje zmniejszenie obciążeń dynamicznych, a tym samym zwiększenie trwałości elementów ruchowych wielosilnikowego układu elektromechanicznego o parametrach rozłożonych, w stosunku do obecnie stosowanego tzw. rozruchu sekwencyjnego.

Celem pracy jest:

- wykazanie przydatności rozruchu niesymetrycznego silników indukcyjnych dużej mocy w wielosilnikowych układach elektromechanicznych o parametrach rozłożonych, stosowanych w kopalniach górnictwa odkrywkowego.

Zakres pracy obejmuje:

- analizę zjawisk wynikających z pracy silnika indukcyjnego przy niesymetrii rezystancji w zewnętrznym obwodzie wirnika i ustalenie ich wpływu na zachowanie się całego układu elektromechanicznego;
- analizę możliwych rozwiązań rozruchu niesymetrycznego pod kątem ograniczenia wpływu składowej przeciwbieżnej momentu obrotowego i ograniczenia amplitudy pulsacji prądu i momentu obrotowego;
- opracowanie nowej metody projektowania rozruszników niesymetrycznych z wykorzystaniem maszyny cyfrowej, eliminującej stosowanie symetrycznej rezystancji ekwiwalentnej;
- opracowanie modelu matematycznego do symulacji cyfrowej dynamiki układu elektromechanicznego o parametrach rozłożonych z rozruchem niesymetrycznym silników indukcyjnych dużej mocy;
- analizę porównawczą obciążeń dynamicznych elementów ruchowych układu elektromechanicznego podczas rozruchu niesymetrycznego oraz tzw. rozruchu sekwencyjnego.

2. OGÓLNA CHARAKTERYSTYKA UKŁADÓW MECHANICZNYCH O PARAMETRACH ROZŁOŻONYCH

Z punktu widzenia mechaniki każdy układ mechaniczny jest układem drgającym, charakteryzującym się tzw. częstością drgań własnych. Układy drgające można podzielić na dwie grupy: układy ciągłe i dyskretne [4]. Podział ten wynika z charakteru opisu matematycznego. Dowolny bowiem układ mechaniczny posiada nieskończenie wiele punktów materialnych, a w związku z tym nieskończenie wiele stopni swobody. Przy rozwiązywaniu zagadnień praktycznych koniecznym staje się posługiwanie układami uproszczonymi-dyskretnymi, które charakteryzują się skończoną liczbą stopni swobody. Tzw. układy dyskretne, mimo że nie występują w rzeczywistości, są jednak powszechnie stosowane dla opisu matematycznego zjawisk zachodzących w układach mechanicznych.

Wiele układów daje się z dostateczną dokładnością zastąpić układem skupionym o jednym stopniu swobody. Są to układy, w których ze względu na ich rozmiary można przyjąć, iż występujące w nich zjawiska rozchodzą się jednocześnie w całym układzie mechanicznym tak, jak gdyby prędkość rozchodzenia się impulsu wymuszającego była nieskończenie wielka. W układach tego typu przebiegi dynamiczne wyrażane są tylko w funkcji czasu. W rzeczywistości impulsy rozchodzą się ze skończoną prędkością, przez co w obiektach o dużych rozmiarach zjawiska, wynikające z ograniczonej prędkości fali impulsu wymuszającego, są współmierne pod względem czasowym ze zmianami czasowymi czynników wymuszających (sił, momentów itp.). Stąd wszystkie wielkości dynamiczne należy rozpatrywać jako funkcję dwu zmiennych - czasu i miejsca. Tego typu układy noszą nazwę układów o parametrach rozłożonych. Należą do nich m.in. górnicze maszyny wyciągowe, kolejki linowe, przenośniki taśmowe.

Przechodząc od rzeczywistego do uproszczonego układu mechanicznego powstaje problem zachowania podobieństwa parametrów charakteryzujących drgania modelu ciągłego i dyskretnego. Istotnym parametrem adekwatności modelu dyskretnego do modelu ciągłego jest równość częstości drgań własnych obu układów.

W pracach [15,35] przeprowadzono analizę wartości błędu przy określaniu częstości drgań własnych modelu dyskretnego o różnej liczbie mas, modelujących masy rozłożone w sposób ciągły, w stosunku do modelu ciągłego. Na podstawie tych rozważań uznano, że większa od trzech liczba mas skupionych, modelujących element ciągły, daje zadowalające wyniki, jeśli chodzi o odpowiedniość wartości częstości drgań własnych modelu ciągłego i dyskretnego.

Jak wykazują liczne badania [14,19,32,33], układy o parametrach rozłożonych są szczególnie wrażliwe na pobudzenia o charakterze oscylacyjnym. Zjawiska w nich występujące mają charakter falowy. Decydującą rolę w ich inicjowaniu mają skokowe zmiany momentu napędowego w czasie rozruchu. Dlatego niekorzystna jest zbyt mała liczba stopni rozruchowych, gdyż wówczas poszczególne impulsy momentu napędowego mają dużą wartość i całe zjawisko drgań nasila się. Zjawisko to występuje z całą ostrością w czasie rozruchu i jest przyczyną znacznych obciążeń dynamicznych w poszczególnych elementach układu mechanicznego.

W pracy, dla wykazania przydatności rozruchu niesymetrycznego, zapewniającego dużą liczbę stopni rozruchowych, przyjęto jako układ mechaniczny (maszynę roboczą) - długi przenośnik taśmowy, wymagający wielosilnikowego układu napędowego. Wybór przenośnika taśmowego, jako maszyny roboczej, ma aspekt praktyczny, dotyczy bowiem urządzenia, którego napęd, w świetle dotychczasowych badań, wymaga dalszego doskonalenia. Wyniki przeprowadzonych badań będą mogły być bezpośrednio wykorzystane do projektowania rozruszników, stosowanych w napędzie przenośników taśmowych górnictwa odkrywkowego.

2.1. Problemy eksploatacyjne przenośnika taśmowego

W pracy przenośnika taśmowego występuje wiele skomplikowanych zjawisk fizycznych, stwarzających problemy eksploatacyjne, które dotyczą w dużym stopniu napędu elektrycznego.

Głównymi zjawiskami, zachodzącymi w przenośniku w trakcie rozruchu, są:

- zmienność oporów ruchu, zależnych od wielu zmieniających się i trudnych do określenia parametrów, powodujących niejednoznaczność charakterystyki obciążenia przenośnika;
- przekazywanie momentu napędowego maszynie roboczej poprzez sprzężenie cierne taśmy z bębniem, zależne od wielu zmiennych parametrów, tj. współczynnika tarcia, siły naciągu, warunków atmosferycznych i innych;

- reologiczne własności taśmy. Taśma jest ciałem niejednorodnym. Jest charakterystyka sprężysta ma wyraźne cechy reologiczne i znaczną histerezę. Deformacja taśmy jest wypadkową sprężystego odkształcenia i lepkiego płynięcia, przy czym udział poszczególnych składowych zależy od prędkości przyrostu naprężeń. Własności taśmy można odwzorować modelem matematycznym: sztywnym, sprężystym lub lepkosprężystym, przy czym żadem z tych modeli nie jest w stanie odwzorować rzeczywistych własności taśmy w sposób zadowalający.

W świetle powyższego można określić, jakie warunki musi spełniać układ napędowy przenośnika taśmowego dla zapewnienia jego prawidłowej i bezawaryjnej pracy.

Powinien on zapewniać:

- jak najmniejsze amplitudy drgań wzdłużnych w taśmie oraz drgań skrętnych w zespołach napędowych;
- prawidłowe sprzężenie cierne taśmy z bębniem, eliminujące tzw. poślizg rozwinięty;
- prawidłową współpracę dwóch silników napędowych, pracujących na wspólny bęben;
- pewność ruchową wszystkich zespołów przenośnika, a przede wszystkim taśmy i przekładni mechanicznych.

Postulaty te odnoszą się szczególnie do rozruchu. Prawidłowy rozruch napędu przenośnika taśmowego jest zatem głównym i podstawowym warunkiem jego bezawaryjnej pracy. Rozruch ten zależy z kolei od typu rozrusznika, który współpracuje z silnikami napędowymi oraz od przyjętego systemu sterowania rozruchem (rozruch jednoczesny lub sekwencyjny).

Na podstawie przedstawionych cech układu napędowego, o parametrach rozłożonych oraz problemów związanych z eksploatacją przenośnika taśmowego, można sformułować następujące postulaty, które winny być wzięte pod uwagę podczas projektowania niesymetrycznego rozruchu do napędu przenośnika taśmowego. Są to:

- wrażliwość elementów układu kinematycznego przenośnika na wymuszenia o charakterze oscylacyjnym. Oznacza to potrzebę zbadania struktury i własności składowych przejściowych momentu elektromagnetycznego podczas niesymetrycznego rozruchu. W przypadku pojawienia się składowych o częstotliwości oscylacji równych częstotliwości drgań własnych taśmy, bądź konstrukcji przenośnika, istnieje niebezpieczeństwo wystąpienia drgań rezonansowych;

- uzasadniona konieczność ograniczania wartości momentu obrotowego silników podczas rozruchu. Wymaga to zaprojektowania odpowiednio dużej liczby stopni rozruchowych tak, aby, ograniczając wartości maksymalne momentu, zachować jego wartość średnią;

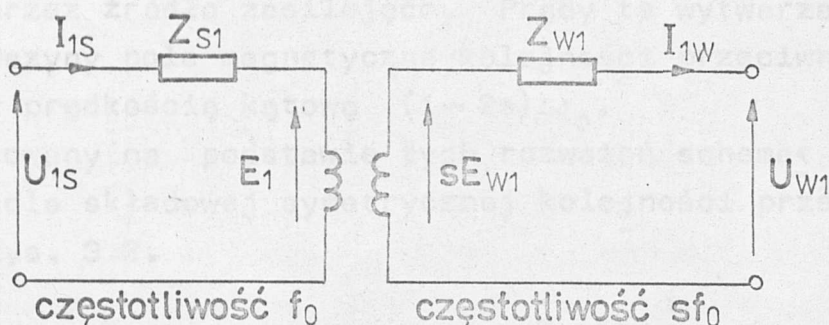
- zapewnienie takich samych warunków przekazywania momentu obrotowego zarówno taśmie, jak i przekładniom mechanicznym, co zapewnia tzw. sterowanie jednoczesne silników w czasie, w odróżnieniu od tzw. rozruchu sekwencyjnego, który polepsza te warunki w odniesieniu do taśmy, natomiast znacznie pogarsza w stosunku do przekładni mechanicznych [18].

3. ZJAWISKA WYSTĘPUJĄCE PODCZAS PRACY SILNIKA INDUKCYJNEGO PRZY NIESYMETRII REZYSTANCJI W OBWODZIE WIRNIKA

W pracy rozpatruje się niesymetrię rezystancji w obwodzie wirnika trójfazowego silnika pierścieniowego, spowodowaną przyłączeniem do jego zacisków wyjściowych niesymetrycznych rezystorów. Zjawiska zachodzące w silniku rozpatruje się przy założeniu, że: występuje symetryczne napięcie zasilające, maszyna wewnętrznie jest symetryczna (elektrycznie, magnetycznie i geometrycznie) oraz uzwojenia stojana i wirnika połączone są w gwiazdę. Przebieg zjawisk w silniku można przedstawić następująco [2,28].

Przyłożone do obwodu stojana napięcie U_{1s} o częstotliwości f_0 powoduje przepływ prądu w uzwojeniu stojana, który wytwarza w szczelinie maszyny pole magnetyczne F_1 , wirujące z prędkością synchroniczną ω_0 . Wirnik wiruje w tym samym kie-

runku, ale z prędkością ω , której odpowiada poślizg s . Pole F_1 wiruje względem uzwojenia wirnika z prędkością $s\omega_0$ i indukuje w nim siłę elektromotoryczną o częstotliwości sf_0 . Płynący w uzwojeniu wirnika prąd o częstotliwości sf_0 wytwarza w szczelinie maszyny pole magnetyczne F_{2z} , wirujące w kierunku zgodnym z polem stojana F_1 , z prędkością kątową $s\omega_0$ względem wirnika. Prędkość tego pola względem stojana wynosi: $s\omega_0 + (1-s)\omega_0 = \omega_0$. Przyjmując do interpretacji zjawisk metodę składowych symetrycznych, przedstawionym rozważaniom odpowiada schemat zastępczy maszyny dla składowej symetrycznej kolejności zgodnej, pokazany na rys. 3.1.



Rys.3.1. Uproszczony schemat zastępczy maszyny dla składowej symetrycznej kolejności zgodnej

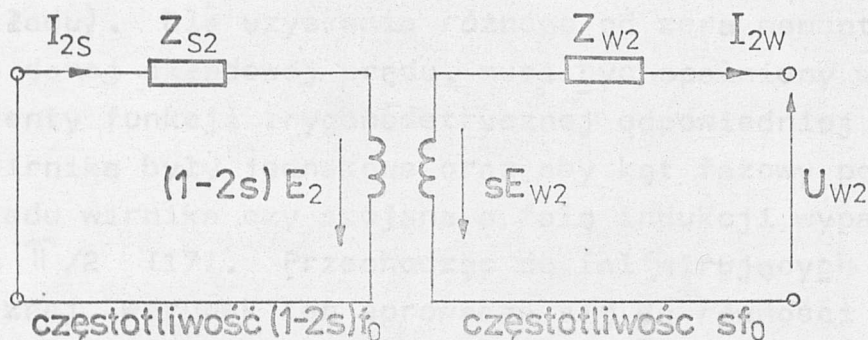
Charakterystyczną cechą w przedstawionym schemacie jest to, że w miejscu zewnętrznej impedancji wtórnej przyjęto składową symetryczną napięcia kolejności zgodnej U_{W1} . Wynika to stąd, że zależność między składowymi symetrycznymi napięciami, dla tej części obwodu, a składowymi symetrycznymi prądami jest złożona i nie jest możliwe wyrażenie składowej zgodnej napięcia U_{W1} przez iloczyn odpowiedniej składowej symetrycznej prądu i odpowiedniej składowej impedancji. Szczegółowa interpretacja tych zależności i odpowiadające im schematy zastępcze maszyny zostaną przedstawione w dalszej części pracy.

Jeżeli obwód wirnika jest niesymetryczny, powstaje składowa symetryczna napięcia kolejności przeciwnej U_{W2} , również o częstotliwości sf_0 . Napięcie to powoduje przepływ składowych symetrycznych prądów kolejności przeciwnej, które z kolei wytwarzają w szczelinie powietrznej składową symetryczną pola kolejności przeciwnej F_{2p} . Pole to wiruje z prędkością $s\omega_0$

w kierunku ujemnym, a więc przeciwnym do kierunku wirowania wirnika. Prędkość tego pola względem stojana wynosi:
 $-s\omega_0 + (1-s)\omega_0 = (1-2s)\omega_0$. Dla poślizgu $0 < s < 0.5$ znak tej prędkości jest dodatni, co oznacza, że pole kolejności przeciwnej wiruje w stosunku do stojana w tym samym kierunku co pole kolejności zgodnej, natomiast dla $0.5 < s < 1$ znak ten jest ujemny, a więc pole kolejności przeciwnej wiruje wtedy w kierunku przeciwnym względem stojana.

Pole magnetyczne kolejności przeciwnej indukuje w uzwojeniu stojana siły elektromotoryczne o częstotliwości $(1-2s)f_0$. Pod wpływem tych sił płyną prądy, nazywane składowymi symetrycznymi prądów stojana kolejności przeciwnej, które zamykają się przez źródło zasilające. Prądy te wytwarzają w szczelinie maszyny pole magnetyczne kolejności przeciwnej F_{1p} , wirujące z prędkością kątową $(1-2s)\omega_0$.

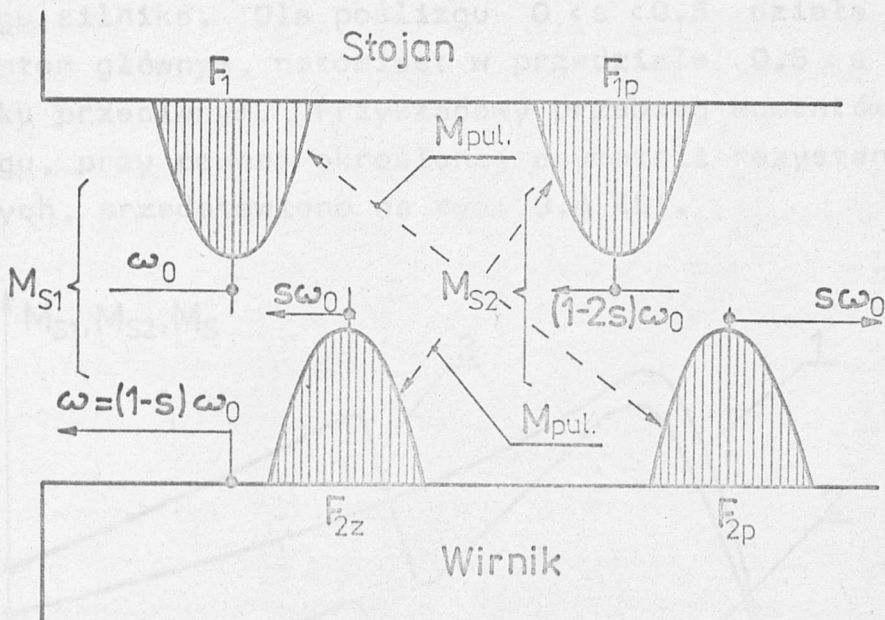
Zbudowany na podstawie tych rozważań schemat zastępczy maszyny dla składowej symetrycznej kolejności przeciwnej przedstawia rys. 3.2.



Rys.3.2. Schemat zastępczy maszyny dla składowej symetrycznej kolejności przeciwnej

Poglądowy obraz pól magnetycznych występujących w silniku przedstawiono na rys. 3.3.

Silnik indukcyjny traktować można jako zbiór obwodów elektrycznych wzajemnie na siebie oddziaływujących, będących względem siebie w ruchu. Obecność w tych obwodach prądów o różnej częstotliwości oraz ich wzajemny ruch względem siebie implikuje powstawanie kilku momentów o różnym charakterze.

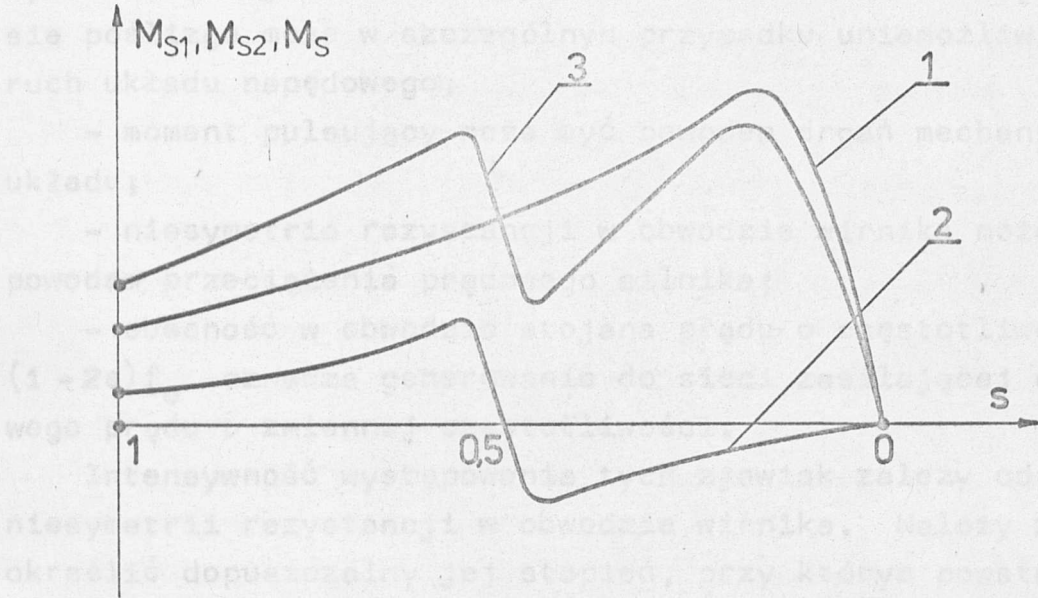


Rys.3.3. Poglądowy obraz pól magnetycznych w silniku indukcyjnym z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika

Zgodnie z teorią maszyn elektrycznych, każda składowa prądu wywołuje fale indukcji magnetycznej (napięcia magnetycznego, okładu). Dla uzyskania różnego od zera momentu obrotowego dla danej składowej prądu, musi być spełniony warunek, aby argumenty funkcji trygonometrycznej odpowiedniej fali stojana i wirnika były jednakowe oraz aby kąt fazowy pomiędzy falą okładu wirnika czy stojana a falą indukcji wypadkowej był różny od $\pi/2$ [171]. Przechodząc do fal wirujących w maszynie elektrycznej, warunek ten sprowadza się do równości liczb par biegunów i równych prędkości obrotowych odpowiednich pól magnetycznych.

Zgodnie z powyższym, dla rozpatrywanego silnika z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika, można wyróżnić dwie pary składowych pól stojana i wirnika, wywołujące moment o charakterze obrotowym. Pierwszą parę stanowią pola F_1 i F_{2z} , które wirują zgodnie z prędkością kątową ω_0 . Wytwarzają one moment obrotowy działający w kierunku zgodnym z kierunkiem wirowania wirnika. Moment ten występuje jako jedyna składowa w silniku symetrycznym. Druga para pól magnetycznych: F_{1p} i F_{2p} wiruje zgodnie z prędkością kątową $(1-2s)\omega_0$, dając moment obrotowy, którego kierunek działania zależy od wartości

poślizgu silnika. Dla poślizgu $0 < s < 0.5$ działa on zgodnie z momentem głównym, natomiast w przedziale $0.5 < s < 1$ - w kierunku przeciwnym. Przykładowy przebieg momentów w funkcji poślizgu, przy pewnej określonej asymetrii rezystancji rozruchowych, przedstawiono na rys. 3.4 [9].



Rys.3.4. Przebieg charakterystyki mechanicznej silnika indukcyjnego przy niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika: 1 - moment pochodzący od składowej kolejności zgodnej, 2 - moment pochodzący od składowej kolejności przeciwnej, 3 - moment wypadkowy

Spośród składowych pól stojana i wirnika tworzą się także dwie pary składowych, których pola wirują z tą samą prędkością, równą $2s\omega_0$. Jednak składowe te nie wirują zgodnie, lecz w kierunkach przeciwnych. Nie wywołują one zatem momentu użytecznego, lecz tzw. moment pulsujący o podwójnej częstotliwości poślizgu.

Z przedstawionych rozważań wynika, że podczas pracy silnika indukcyjnego, przy niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika, występują następujące zjawiska:

- niesymetria prądów wirnika i stojana,
- obecność w obwodzie stojana dodatkowej składowej prądu o częstotliwości $(1 - 2s)f_0$,
- powstawanie momentu przeciwbieżnego,
- powstawanie momentu pulsacyjnego.

Zjawiska te mają ujemny wpływ na własności ruchowe silnika i całego układu napędowego. Mogą one powodować następujące niekorzystne skutki:

- moment przeciwbieźny deformuje charakterystykę mechaniczną w zakresie poślizgu odpowiadającego połowie prędkości synchronicznej silnika. Spadek momentu silnika w tym zakresie poślizgu może w szczególnym przypadku uniemożliwić rozruch układu napędowego;

- moment pulsujący może być powodem drgań mechanicznych układu;

- niesymetria rezystancji w obwodzie wirnika może być powodem przeciążenia prądowego silnika;

- obecność w obwodzie stojana prądu o częstotliwości $(1 - 2s)f_0$ oznacza generowanie do sieci zasilającej dodatkowego prądu o zmiennej częstotliwości.

Intensywność występowania tych zjawisk zależy od stopnia niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika. Należy zatem określić dopuszczalny jej stopień, przy którym powstające ujemne zjawiska dają się zredukować do możliwych do przyjęcia granic, dla znanych wymagań procesu rozruchu przenośnika. Wydaje się również konieczne przeanalizowanie wpływu wszystkich tych zjawisk pod kątem zagrożenia, jakie mogą wносить do pracy całego układu elektromechanicznego. Rozwiązanie powyższych zagadnień wymaga opracowania odpowiednio dokładnej metody projektowania niesymetrycznych rozruszników dla silników dużej mocy, bez stosowanych dotychczas założeń upraszczających oraz opracowania modelu matematycznego silnika z niesymetrią parametryczną obwodu wirnika, pracującego w systemie elektromechanicznym przenośnika.

4. MODEL MATEMATYCZNY SILNIKA INDUKCYJNEGO Z NIESYMETRIĄ REZYSTANCJI W OBWODZIE WIRNIKA

4.1. Założenia do analizy i ich ocena

Do analizy pracy silnika przyjęto następujące założenia:

1. rzeczywisty przestrzenny rozkład uzwojeń stojana i wirnika zastąpiono systemem uzwojeń skupionych;
2. napięcie zasilające jest symetryczne, sinusoidalne o stałej amplitudzie i częstotliwości;
3. uzwojenia stojana i wirnika połączone są w gwiazdę z izolowanym punktem zerowym;
4. maszyna spełnia warunki wewnętrznej symetrii elektrycznej, magnetycznej i geometrycznej;
5. przestrzenny rozkład indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej jest sinusoidalny;
6. nie uwzględnia się strat w rdzeniu maszyny;
7. obwód magnetyczny jest liniowy;
8. parametry obwodu wirnika sprowadza się na stronę stojana;
9. źródło zasilające ma nieskończone dużą moc.

Poczynione założenia są podstawą analizy tzw. wyidealizowanej maszyny elektrycznej. W szczelinie powietrznej rzeczywistej maszyny elektrycznej występować może nieskończone spektrum harmonicznego pola o dowolnym składzie. Źródłem ich mogą być: niesinusoidalny rozkład uzwojeń i siły magnetomotorycznej wzdłuż obwodu stojana, nierównomierność szczeliny powietrznej, spowodowana użębieniem stojana i wirnika, eliptyczność szczeliny, nasycenie i nieliniowość parametrów wchodzących do układu równań różniczkowych. Pochodzenie tych harmonicznym związanych jest z samą maszyną i stąd noszą nazwę przestrzennych, w odróżnieniu od harmonicznym czasowych, wprowadzanych do maszyny przez niesymetryczne napięcie zasilające [17]. Konsekwencją przyjęcia założeń 2, 4 i 7 jest brak wyższych harmonicznym pola w szczelinie maszyny. Szczególnie istotne jest założenie 7, wprowadzające liniową zależność pomiędzy indukcją magnetyczną w szczelinie i prądami silnika. Uwzględnienie nieliniowości charakterystyki magnesowania pociągałoby za sobą daleko idące następstwa, a mianowicie niemożliwość stosowania zasady superpozycji

oraz dyskwalifikację wszystkich stosowanych dotychczas metod transformacji liniowych modeli matematycznych [25,37].

Z założenia 6 wynika, że podczas ustalania związku pomiędzy parametrami wchodzącymi do równań różniczkowych trójfazowej maszyny indukcyjnej a parametrami używanymi zwykle w teorii elektrycznych maszyn, korzysta się ze schematu zastępczego przy pominięciu czynnych strat w stali maszyny [31].

Połączenie uzwojeń stojana i wirnika w gwiazdę z izolowanym punktem zerowym sprawia, że brak jest warunków dla przepływu składowej zerowej prądów. W układzie takim zarówno suma prądów stojana, jak i prądów wirnika, równa jest zeru, w związku z czym odpada analiza równań różniczkowych maszyny dla składowej zerowej prądów.

Przyjęcie nieskończonej wartości mocy źródła zasilającego oznacza, że stanowi ono zwarcie dla prądów generowanych przez silnik o częstotliwości różnej od częstotliwości sieci zasilającej [28].

4.2. Równania dynamiki silnika indukcyjnego w naturalnym układzie odniesienia osi współrzędnych

Równania napięć w rzeczywistym układzie osi współrzędnych mają postać:

$$\left. \begin{aligned} u_{1A} &= p \Psi_{1A} + R_s i_{1A} \\ u_{1B} &= p \Psi_{1B} + R_s i_{1B} \\ u_{1C} &= p \Psi_{1C} + R_s i_{1C} \\ 0 &= p \Psi_{2A} + R_w i_{2A} \\ 0 &= p \Psi_{2B} + R_w i_{2B} \\ 0 &= p \Psi_{2C} + R_w i_{2C} \end{aligned} \right\} \quad (4.1)$$

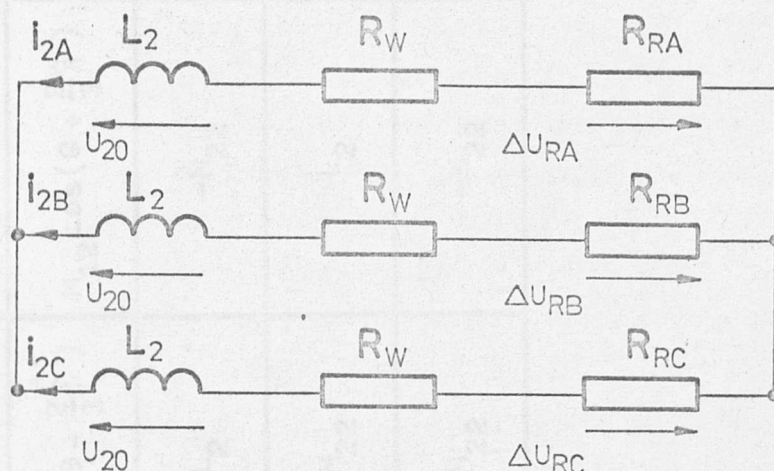
gdzie: u_{1A} , u_{1B} , u_{1C} - chwilowe wartości napięcia stojana odpowiednio fazy A, B, C,

Ψ_{1A} , Ψ_{1B} , Ψ_{1C} - strumienie skojarzone stojana odpowiednio fazy A, B, C,

Ψ_{2A} , Ψ_{2B} , Ψ_{2C} - strumienie skojarzone wirnika, odpowiednio fazy A, B, C,

R_s, R_w - rezystancja fazy, odpowiednio stojana i wirnika,

$p = d/dt$ - symbol różniczkowania.



Rys.4.1. Rozpływ prądów i spadki napięć w obwodzie wirnika z niesymetrią rezystancji

Niesymetryczny układ rezystancji (rys. 4.1) wprowadza do obwodu wirnika dodatkowe zależności na składową zerową napięcia, określoną równaniem:

$$u_{20} = -\frac{1}{3} (R_{RA} i_{2A} + R_{RB} i_{2B} + R_{RC} i_{2C}) \quad (4.2)$$

gdzie: R_{RA}, R_{RB}, R_{RC} - niesymetryczne rezystancje dodatkowe w obwodzie wirnika.

Suma spadków napięć na symetrycznej części obwodu jest równa zero, zatem składową zerową wprowadzają tylko spadki napięcia na niesymetrycznych rezystancjach dodatkowych.

Pomiędzy strumieniami skojarzonymi w równaniach (4.1) a prądami zachodzi związek:

$$[\Psi_n] = [L_n][i_n], \quad (4.3)$$

gdzie: $[L_n]$ - macierz indukcyjności własnych i wzajemnych uzwojeń stojana i wirnika w naturalnym układzie osi współrzędnych.

Macierz $[L_n]$ ma postać:

$[L_n] =$

L_1	$-M_{11}$	$-M_{11}$	$M_{12} \cos \theta$	$M_{12} \cos(\theta - \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$M_{12} \cos(\theta + \frac{2}{3}\hat{\eta})$
$-M_{11}$	L_1	$-M_{11}$	$M_{12} \cos(\theta + \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$M_{12} \cos \theta$	$M_{12} \cos(\theta - \frac{2}{3}\hat{\eta})$
$-M_{11}$	$-M_{11}$	L_1	$M_{12} \cos(\theta - \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$M_{12} \cos(\theta + \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$M_{12} \cos \theta$
$M_{21} \cos \theta$	$M_{21} \cos(\theta + \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$M_{21} \cos(\theta - \frac{2}{3}\hat{\eta})$	L_2	$-M_{22}$	$-M_{22}$
$M_{21} \cos(\theta - \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$M_{21} \cos \theta$	$M_{21} \cos(\theta + \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$-M_{22}$	L_2	$-M_{22}$
$M_{21} \cos(\theta + \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$M_{21} \cos(\theta - \frac{2}{3}\hat{\eta})$	$M_{21} \cos \theta$	$-M_{22}$	$-M_{22}$	L_2

(4.4)

- gdzie: L_1 - indukcyjność własna uzwojenia stojana,
 L_2 - indukcyjność własna uzwojenia wirnika,
 M_{11} - indukcyjność wzajemna pomiędzy fazami uzwojenia stojana,
 M_{22} - indukcyjność wzajemna pomiędzy fazami uzwojenia wirnika,
 $M_{12} = M_{21}$ - maksymalna wartość indukcyjności wzajemnej pomiędzy odpowiednimi fazami uzwojenia stojana i wirnika,
 $\theta = \omega \cdot t$ - kąt elektryczny.

Energia elektromagnetyczna maszyny określona jest zależnością [31]

$$W_{em} = \frac{1}{2} (\psi_{1A} i_{1A} + \psi_{1B} i_{1B} + \psi_{1C} i_{1C} + \psi_{2A} i_{2A} + \psi_{2B} i_{2B} + \psi_{2C} i_{2C}) \quad (4.5)$$

Moment elektromagnetyczny, wynikający ze zmiany kąta położenia uzwojeń stojana i wirnika, ma postać

$$M_e = \frac{\partial}{\partial \theta} W_{em} p_b, \quad (4.6)$$

gdzie: p_b - liczba par biegunów.

Przedstawione powyżej układy równań różniczkowych trójfazowej maszyny indukcyjnej są równaniami nieliniowymi i z uwagi na występujące w nich zmienne, zależne od prędkości kątowej, stwarzają duże trudności przy bezpośrednim ich wykorzystaniu do obliczeń, nawet z zastosowaniem maszyn cyfrowych. Celowe jest więc dokonanie szeregu przekształceń, doprowadzających układy równań (4.1)-(4.6) do postaci, w której zmienne te przyjmują wartości stałe, niezależne od prędkości kątowej. Do tego celu służą opracowane liniowe techniki transformacyjne [25,29,37].

4.3. Model matematyczny silnika indukcyjnego we współrzędnych zespolonych

Aby otrzymać model silnika we współrzędnych zespolonych wykorzystano transformację o postaci:

$$[T] = \begin{bmatrix} [A_1] & [0] \\ [0] & [A_2] \end{bmatrix}, \quad (4.7)$$

gdzie:

$$[A_1] = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ e^{-j\omega t} & e^{-j(\omega t + \frac{2}{3}\hat{\pi})} & e^{-j(\omega t - \frac{2}{3}\hat{\pi})} \\ e^{j\omega t} & e^{j(\omega t + \frac{2}{3}\hat{\pi})} & e^{j(\omega t - \frac{2}{3}\hat{\pi})} \end{bmatrix} \quad (4.7a)$$

$$[A_2] = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & e^{-j\frac{2}{3}\hat{\pi}} & e^{-j\frac{2}{3}\hat{\pi}} \\ 1 & e^{j\frac{2}{3}\hat{\pi}} & e^{j\frac{2}{3}\hat{\pi}} \end{bmatrix} \quad (4.7b)$$

Struktura podmacierzy A_2 , która transformuje uzwojenie wirnika, świadczy, że wirnik jest elementem nieruchomym. Stojan natomiast, poprzez transformacje A_1 , zostaje sprowadzony do układu nieruchomego względem wirnika, a następnie, podobnie jak wirnik, zostaje sprowadzony do układu osi współrzędnych zespolonych.

Przyjmując trójfazowe napięcie zasilające w postaci:

$$u_{1A} = U_{1m} \cos(\omega_0 t + \gamma), \quad u_{1B} = U_{1m} \cos(\omega_0 t + \frac{2}{3}\hat{\pi} + \gamma),$$

$$u_{1C} = U_{1m} \cos(\omega_0 t - \frac{2}{3}\hat{\pi} + \gamma)$$

(gdzie: γ - faza początkowa napięcia),
po przetransformowaniu otrzymuje się:

$$\left. \begin{aligned} \hat{u}_{10} &= 0 \\ \hat{u}_{1s} &= \frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} e^{j[(\omega_0 - \omega)t + \gamma]} \\ \hat{u}_{2s} &= \frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} e^{-j[(\omega_0 - \omega)t + \gamma]} \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

Macierz impedancji silnika w układzie współrzędnych zespolonych otrzymuje się w wyniku odpowiednich przekształceń układu równań napięciowych przedstawionych zależnością (4.1). Zapisując równania (4.1) w postaci:

$$[u_n] = [Z_n] [i_n], \quad (4.9)$$

po uwzględnieniu:

$$\left. \begin{aligned} [u_n] &= [T]^{-1} [\hat{u}_{1,2}] \\ [i_n] &= [T]^{-1} [\hat{i}_{1,2}] \end{aligned} \right\} \quad (4.10)$$

równanie napięciowe przyjmują postać:

$$[\hat{u}_{1,2}] = ([R_{1,2}] + [L_{1,2}]p + j[G_{1,2}]\omega) [\hat{i}_{1,2}], \quad (4.11)$$

gdzie:

$[\hat{u}_{1,2}] = \text{coll}[\hat{u}_{1s}, \hat{u}_{2s}, \hat{u}_{1w}, \hat{u}_{2w}]$ - kolumnowa macierz składowych 1 i 2 napięć stojana i wirnika w układzie współrzędnych zespolonych,

$[R_{1,2}] = \text{diag}[R_s, R_s, R_w, R_w]$ - macierz rezystancji w nowym układzie współrzędnych

$$[L_{1,2}] = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline L_1 + M_{11} & 0 & \frac{3}{2} M_{12} & 0 \\ \hline 0 & L_1 + M_{11} & 0 & \frac{3}{2} M_{12} \\ \hline \frac{3}{2} M_{12} & 0 & L_2 + M_{22} & 0 \\ \hline 0 & \frac{3}{2} M_{12} & 0 & L_2 + M_{22} \\ \hline \end{array} \quad (4.11a)$$

$$[G_{1,2}] = \begin{bmatrix} L_1 + M_{11} & 0 & \frac{3}{2} M_{12} & 0 \\ 0 & -L_1 - M_{11} & 0 & -\frac{3}{2} M_{12} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.11b)$$

Równanie momentu elektromagnetycznego, równoważne zależności (4.6), ma postać:

$$M_e = \frac{1}{2} p_b [i_n]^t \frac{\partial [L_n]}{\partial \theta} [i_n] \quad (4.12)$$

Po uwzględnieniu zależności (4.10) i przekształceniach, wyrażenie na moment elektromagnetyczny przyjmuje postać:

$$M_e = j p_b \frac{3}{2} M_{12} (\hat{i}_{1w} \check{i}_{1s} - \hat{i}_{2w} \check{i}_{2s}), \quad (4.13)$$

gdzie: $\check{i}_{1s}, \check{i}_{2s}$ - wartości sprzężone prądów stojana, odpowiednio dla składowej 1 i 2.

Niesymetryczny układ rezystancji wprowadza do równań silnika (4.11) dodatkową zależność na składową zerową napięcia, określoną równaniem (4.2), która po przetransformowaniu do układu składowych zespolonych przyjmuje postać:

$$\begin{bmatrix} -\hat{u}_{1w} \\ -\hat{u}_{2w} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_o & \hat{R}_1 \\ \hat{R}_2 & R_o \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \hat{i}_{1w} \\ i_{2w} \end{bmatrix}, \quad (4.14)$$

gdzie:

$$\begin{bmatrix} R_o \\ \hat{R}_1 \\ \hat{R}_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & e^{j \frac{2\pi}{3}} & e^{-j \frac{2\pi}{3}} \\ 1 & e^{-j \frac{2\pi}{3}} & e^{j \frac{2\pi}{3}} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} R_{RA} \\ R_{RB} \\ R_{RC} \end{bmatrix} \quad (4.14a)$$

$R_0, \hat{R}_1, \hat{R}_2$ - odpowiednio składowa zerowa, zgodna i przeciwna niesymetrycznego układu rezystancji w obwodzie wirnika.

Po podstawieniu związku (4.14) do równań (4.11) otrzymuje się równania napięciowe w postaci:

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_{1s} \\ \hat{u}_{2s} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + L_s(p+j\omega) & 0 & M_{sw}(p+j\omega) & 0 \\ 0 & R_s + L_s(p-j\omega) & 0 & M_{sw}(p-j\omega) \\ M_{sw}p & 0 & R_0 + R_w + L_w p & \hat{R}_1 \\ 0 & M_{sw}p & \hat{R}_2 & R_0 + R_w + L_w p \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \hat{i}_{1s} \\ \hat{i}_{2s} \\ \hat{i}_{1w} \\ \hat{i}_{2w} \end{bmatrix}$$

(4.15)

gdzie: $L_s = L_1 + M_{11}$, $L_w = L_2 + M_{22}$, $M_{sw} = \frac{3}{2} M_{12}$.

Równania (4.15) i (4.13) opisują stan dynamiczny maszyny indukcyjnej z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika, przy symetrycznym napięciu zasilającym. Jest to układ równań nieliniowych i w związku z tym nie daje się przedstawić ich rozwiązań w postaci ogólnej. Dalsza analiza stanów dynamicznych możliwa jest tylko na podstawie wyników obliczeń uzyskanych przy wykorzystaniu maszyn cyfrowych.

4.4. Przekształcenia równań dynamiki silnika indukcyjnego do postaci dogodnej do obliczeń na maszynie cyfrowej

Głównym celem przekształceń jest doprowadzenie równań (4.15) do takiej postaci, w której wyeliminowane zostałyby zmienne, jako argument funkcji wykładniczej lub trygonometrycznej. Jest to bowiem podstawowy warunek w zakresie operatywności obliczeniowej modelu, stawiany przez elektroniczną technikę obliczeniową. W przypadku maszyn z symetrią rezystancji w obwodzie wirnika, spełnienie tego warunku nie napotyka na żadne trudności [25,26].

Przeprowadzono dwa warianty przekształceń równań (4.15) do postaci mającej spełnić powyższe wymagania. Wyniki przekształceń przedstawiono w załączniku I (równania (I.4) oraz

(I.11)). Jak wykazuje struktura równań (I.4) i (I.11) założony cel przekształceń równań wyjściowych (4.15) nie został osiągnięty, bowiem występują w nich w postaci jawnej funkcje trygonometryczne lub wykładnicze. Przeprowadzone inne warianty przekształceń również nie przyniosły pożądanego rezultatu. Pozwala to na sformułowanie następującego wniosku: w przypadku modelu matematycznego silnika z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika, doprowadzenie równań dynamiki do takiej postaci, w której w równaniach tych nie występowałyby zmienne jako argument funkcji wykładniczej lub trygonometrycznej, nie jest możliwe. Fakt ten niezmiernie komplikuje proces obliczeń, zwłaszcza w chwilach zmian wartości rezystancji w obwodzie wirnika. Dla zilustrowania, w jakim zakresie zmieniają się współczynniki wnoszone przez niesymetryczne rezystancje w równaniach (I.11), wykonano obliczenia wszystkich współczynników występujących w tych równaniach, dla trzech pierwszych stopni rozruchowych 13-stopniowego niesymetrycznego rozrusznika (tab. I.1 i I.2 - załącznik I). Współczynniki $C_1 \div C_{15}$, dla każdego stopnia rozruchowego, przyjmują wartości stałe. Reprezentują one w równaniach (I.11) tę część wyrażeń, które nie zależą od niesymetrii rezystancji obwodu wirnika. Współczynniki $C_{18} \div C_{21}$ pojawiają się wówczas, gdy zachodzi przypadek pracy silnika w stanie niesymetrii. Tak duża zmienność współczynników $C_{18} \div C_{21}$ jest powodem utraty stabilności rozwiązań równań (I.11) na maszynie cyfrowej.

Pozytywne rezultaty rozwiązań równań dynamiki silnika z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika otrzymano drogą doboru właściwego kroku całkowania, który w przypadku rozruchu niesymetrycznego musi być o dwa rzędy mniejszy niż w przypadku pracy silnika w stanie symetrii.

5. ANALIZA SKŁADOWYCH PRZEJŚCIOWYCH MOMENTU I PRĄDÓW SILNIKA PODCZAS NIESYMETRYCZNEGO ROZRUCHU

Punktem wyjścia do rozważań są równania różniczkowe silnika (4.15), które opisują stan dynamiczny maszyny indukcyjnej z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika, przy symetrycznym napięciu zasilającym. Równania te stają się liniowe przy założeniu stałej prędkości kątowej ω i wówczas dają się transformować do postaci operatorowej. Założenie stałej prędkości kątowej silnika w małym przedziale czasu, w przypadku napędu przENOŚNIKA taśmowego, posiadającego dużą bezwładność, wydaje się uzasadnione. Otrzymane przy tym założeniu wyniki pozwolą określić strukturę składowych przejściowych prądu i momentu, a zatem ułatwić ocenę własności dynamicznych układu napędowego.

Poddając równania (4.15) transformacji Laplace'a-Carsona, przy założeniu zerowych warunków początkowych, otrzymuje się równania silnika w postaci:

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_{1s}(p) \\ \hat{u}_{2s}(p) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} =$$

$R_s + L_s(p + j\omega)$	0	$M_{sw}(p + j\omega)$	0
0	$R_s + L_s(p - j\omega)$	0	$M_{sw}(p - j\omega)$
$M_{sw}p$	0	$R_o + R_w + L_w p$	\hat{R}_1
0	$M_{sw}p$	\hat{R}_2	$R_o + R_w + L_w p$

 \times

$\hat{i}_{1s}(p)$
$\hat{i}_{2s}(p)$
$\hat{i}_{1w}(p)$
$\hat{i}_{2w}(p)$

(5.1)

gdzie: p - oznacza operator Laplace'a-Carsona.

Operatorowe równania napięciowo-prądowe (5.1) można przedstawić w postaci ogólnej:

$$\left. \begin{aligned} [\hat{u}_k(p)] &= [\hat{Z}_k(p)] [\hat{i}_k(p)] \\ [\hat{i}_k(p)] &= [\hat{Y}_k(p)] [\hat{u}_k(p)] \end{aligned} \right\} \quad (5.2)$$

Jeśli poszczególne wyrazy impedancji operatorowej $Z_k(p)$ oznaczyć:

$$[\hat{Z}_k(p)] = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 & a_{13} & 0 \\ 0 & a_{22} & 0 & a_{24} \\ a_{31} & 0 & a_{33} & a_{34} \\ 0 & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix}, \quad (5.3)$$

to admittance operatorowa ma postać:

$$[\hat{Y}_k(p)] = \frac{1}{W(p)} \begin{bmatrix} b_{11} \\ b_{21} \\ b_{31} \\ b_{41} \end{bmatrix}, \quad (5.4)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{gdzie: } b_{11} &= a_{33}(a_{22}a_{44} - a_{24}a_{42}) - a_{22}a_{34}a_{43} \\ b_{21} &= -a_{24}a_{31}a_{43} \\ b_{31} &= a_{31}(a_{24}a_{42} - a_{22}a_{44}), \quad b_{41} = a_{22}a_{31}a_{43} \\ W(p) &= (a_{13}a_{31} - a_{11}a_{33})(a_{24}a_{42} - a_{22}a_{44}) - a_{11}a_{34}a_{43}a_{22} \end{aligned} \right\} \quad (5.4a)$$

Wyrażenia na prądy stojana i wirnika przyjmują postać:

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_{1s}(p) \\ \hat{i}_{2s}(p) \\ \hat{i}_{1w}(p) \\ \hat{i}_{2w}(p) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{Y}_{11}(p) \\ \hat{Y}_{21}(p) \\ \hat{Y}_{31}(p) \\ \hat{Y}_{41}(p) \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \hat{u}_{1s}(p) \\ \hat{u}_{2s}(p) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (5.5)$$

Przebiegi czasowe prądów przejściowych będą zależały od pierwiastków p_1, p_2, \dots równania charakterystycznego $W(p)$, gdzie $W(p)$ jest mianownikiem admittance operatorowej. Współczynniki w macierzy admittance obliczono tylko dla kolumny pierwszej, gdyż, ze względu na symetrię napięcia zasilającego, pozostałe składowe symetryczne napięcia są równe zeru.

Równanie charakterystyczne, po przekształceniach, przyjmuje postać:

$$Ap^4 + Bp^3 + Cp^2 + Dp + E = 0 \quad (5.6)$$

gdzie: $A = M_{sw}^2 - L_s L_w$

$$B = -2(M_{sw}^2 - L_s L_w)(R_s L_w + L_s(R_o + R_w))$$

$$C = \omega^2 (M_{sw}^2 - L_s L_w) - 2(M_{sw}^2 - L_s L_w)R_s(R_o + R_w) + (R_s L_w + L_s(R_o + R_w))^2 + L_s^2 \hat{R}_1 \hat{R}_2$$

$$D = 2(R_s(R_o + R_w)(R_s L_w + L_s(R_o + R_w)) - \omega^2 (M_{sw}^2 - L_s L_w)L_s(R_o + R_w)) - R_s L_w \hat{R}_1 \hat{R}_2$$

$$E = R_s^2(R_o + R_w)^2 + \omega^2 L_s^2(R_o + R_w)^2 - \hat{R}_1 \hat{R}_2(L_s^2 + \omega^2 L_s^2)$$

Z równania (5.6) wynika, że pierwiastki równania zespolonego czwartego stopnia zależą wyłącznie od parametrów silnika, jego prędkości kątowej oraz dodatkowych rezystancji włączonych w obwód wirnika.

Z rozwiązania równań operatorowych (5.5), przy uwzględnieniu sposobu zasilania (symetryczny układ napięć o częstotliwości kołowej ω_o), otrzymuje się postać czasową prądu stojana:

$$\hat{i}_{1s}(t) = \hat{A}_0 e^{j\omega_o t} + \hat{A}_1 e^{\hat{p}_1 t} + \hat{A}_2 e^{\hat{p}_2 t} + \hat{A}_3 e^{\hat{p}_3 t} + \hat{A}_4 e^{\hat{p}_4 t} \quad (5.7)$$

gdzie: $\hat{A}_0, \hat{A}_1, \hat{A}_2, \hat{A}_3, \hat{A}_4$ - amplitudy składowych nieustalonych prądu stojana,

$\hat{p}_1, \hat{p}_2, \hat{p}_3, \hat{p}_4$ - pierwiastki równania charakterystycznego.

Po dokonaniu transformacji odwrotnej, otrzymuje się wyrażenie na prąd rzeczywisty w uzwojeniu stojana.

Postać czasowa prądu stojana, dla przykładu w fazie A, wyraża się zależnością:

$$\begin{aligned}
 i_A(t) &= \frac{2}{\sqrt{3}} \operatorname{Re}(\hat{i}_{1s}) = \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ A_0 \cos(\omega_0 t + \varphi_0) + \right. & \text{(I)} \\
 &+ A_1 I \cos(\omega_1 t + \varphi_1) e^{\alpha_1 t} + & \text{(II)} \\
 &+ A_2 I \cos(\omega_2 t + \varphi_2) e^{\alpha_2 t} + & \text{(III)} \\
 &+ A_3 I \cos(\omega_3 t + \varphi_3) e^{\alpha_3 t} + & \text{(IV)} \\
 &+ A_4 I \cos(\omega_4 t + \varphi_4) e^{\alpha_4 t} \left. \right\} & \text{(V)} \\
 & & \text{(5.8)}
 \end{aligned}$$

przy czym:

$$A_i = \sqrt{(\operatorname{Re} \hat{A}_i)^2 + (\operatorname{Im} \hat{A}_i)^2},$$

$$\varphi_i = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\operatorname{Im} \hat{A}_i}{\operatorname{Re} \hat{A}_i},$$

$$\alpha_i = \operatorname{Re}(\hat{p}_i),$$

$$\omega_i = \operatorname{Im}(\hat{p}_i), \quad i = 0, 1, 2, 3, 4.$$

Jak wynika z równania (5.8), prąd pobierany przez silnik z sieci w stanach przejściowych składa się z pięciu składowych:

- I - składowa ustalona prądu o pulsacji sieci zasilającej,
- II÷V - składowe nieustalone, periodycznie zmienne o pulsacjach $\omega_1 \div \omega_4$, zanikających wykładniczo zgodnie ze współczynnikami tłumienia, odpowiednio $\alpha_1 \div \alpha_4$.

Moment elektromagnetyczny silnika w stanie nieustalonym ma postać:

$$M_e(t) = M_{ust} + \quad (I)$$

$$+ M_1 e^{2\alpha_1 t} + \quad (II)$$

$$+ M_2 e^{2\alpha_2 t} + \quad (III)$$

$$+ M_3 e^{2\alpha_3 t} + \quad (IV)$$

$$+ M_4 e^{2\alpha_4 t} + \quad (V)$$

$$+ M_{01} \sin[(\omega_1 - \omega_0)t + \varphi_{01}] e^{\alpha_1 t} + \quad (VI)$$

$$+ M_{02} \sin[(\omega_2 - \omega_0)t + \varphi_{02}] e^{\alpha_2 t} + \quad (VII)$$

$$+ M_{03} \sin[(\omega_3 - \omega_0)t + \varphi_{03}] e^{\alpha_3 t} + \quad (VIII) \quad (5.9)$$

$$+ M_{04} \sin[(\omega_4 - \omega_0)t + \varphi_{04}] e^{\alpha_4 t} + \quad (IX)$$

$$+ M_{12} \sin[(\omega_2 - \omega_1)t + \varphi_{12}] e^{(\alpha_1 + \alpha_2)t} + \quad (X)$$

$$+ M_{13} \sin[(\omega_3 - \omega_1)t + \varphi_{13}] e^{(\alpha_1 + \alpha_3)t} + \quad (XI)$$

$$+ M_{14} \sin[(\omega_4 - \omega_1)t + \varphi_{14}] e^{(\alpha_1 + \alpha_4)t} + \quad (XII)$$

$$+ M_{23} \sin[(\omega_3 - \omega_2)t + \varphi_{23}] e^{(\alpha_2 + \alpha_3)t} + \quad (XIII)$$

$$+ M_{24} \sin[(\omega_4 - \omega_2)t + \varphi_{24}] e^{(\alpha_2 + \alpha_4)t} + \quad (XIV)$$

$$+ M_{34} \sin[(\omega_4 - \omega_3)t + \varphi_{34}] e^{(\alpha_3 + \alpha_4)t} \quad (XV)$$

gdzie: M_{ij} - amplitudy składowych nieustalonych momentu elektromagnetycznego,

φ_{ij} - faza początkowa odpowiednich składowych momentu,

$i, j = 0, 1, 2, 3, 4.$

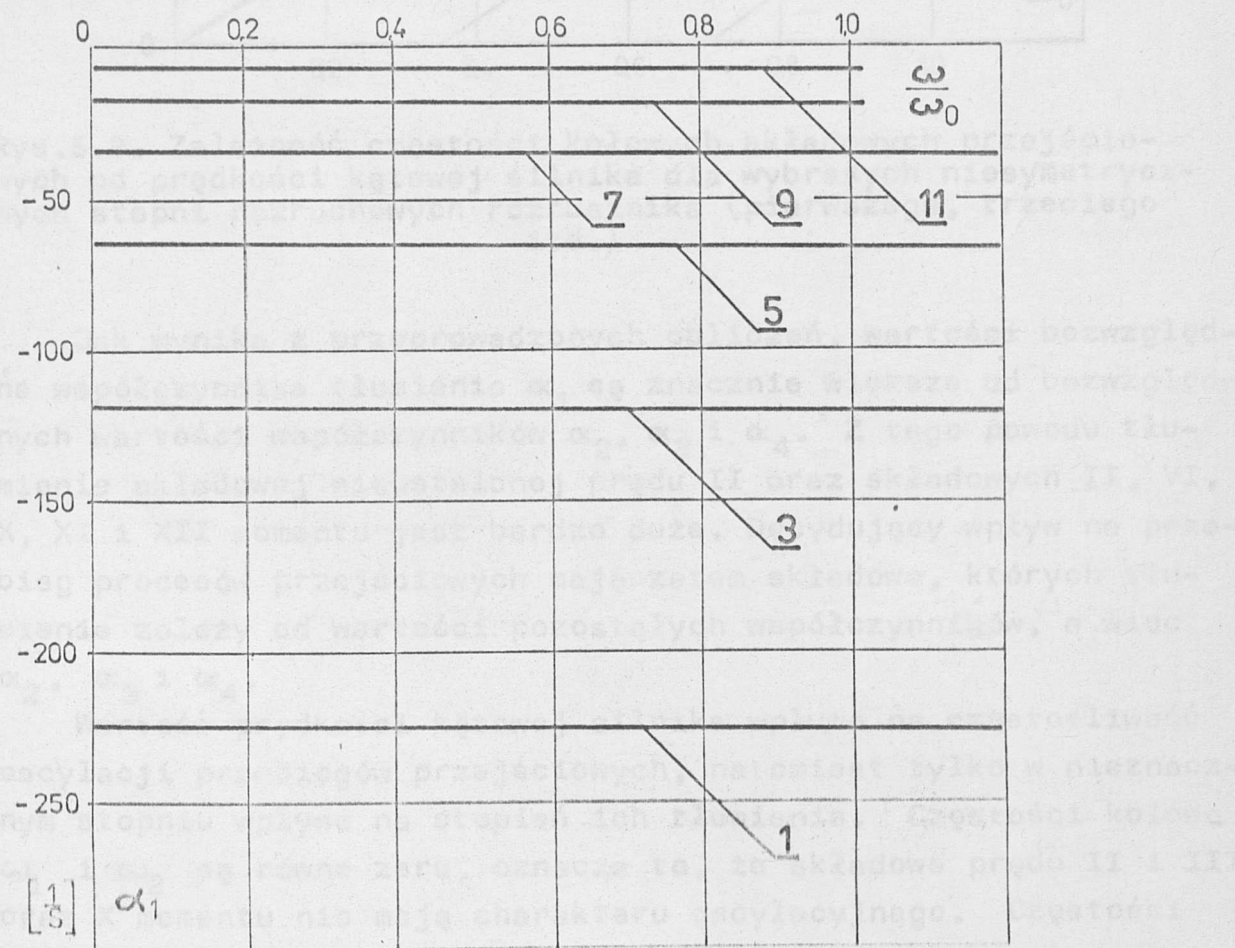
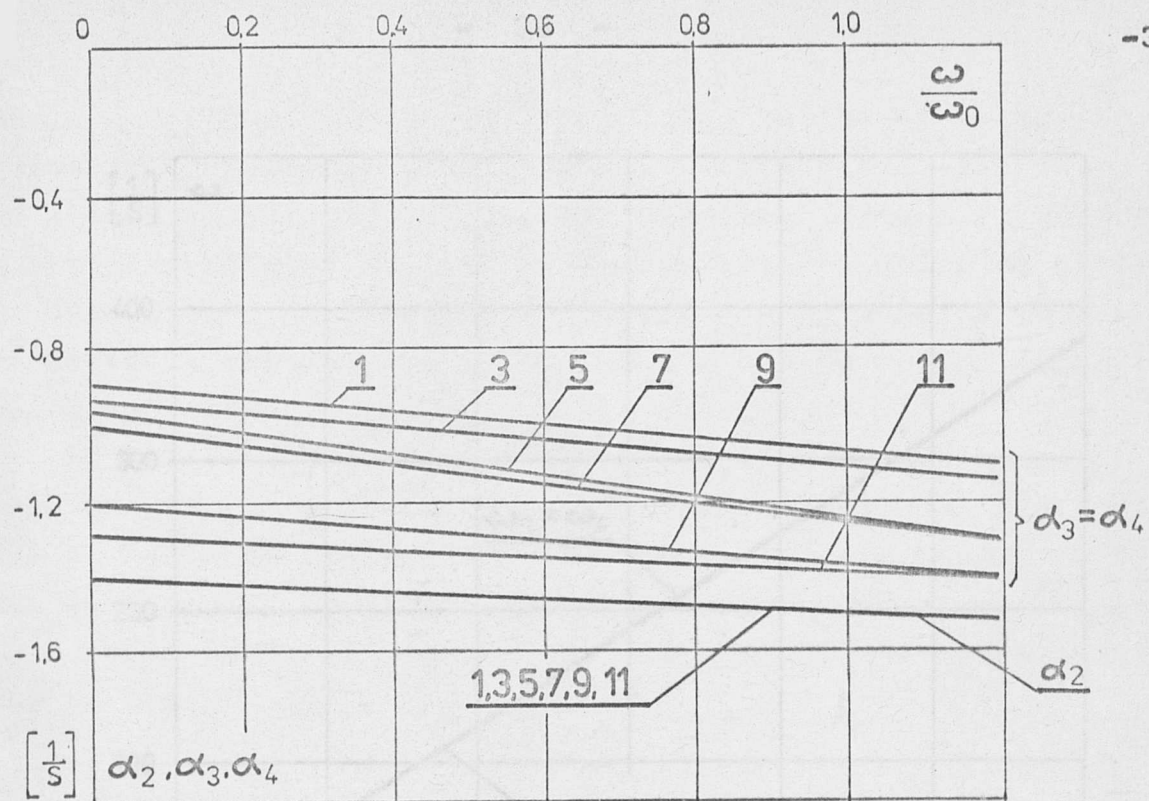
Z wyrażenia (5.9) wynika, że moment elektromagnetyczny silnika z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika zawiera w stanie nieustalonym składową ustaloną I, składowe II-V zanikające wykładniczo oraz składowe periodycznie zmienne VI-XV, zanikające wykładniczo.

Struktura momentu elektromagnetycznego, przy niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika, jest więc złożona. Dla porównania, w stanie symetrycznym moment elektromagnetyczny silnika posiada tylko następujące składowe przejściowe [24]: I - składowa ustalona, II, III - składowe aperiodyczne zanikające wykładniczo oraz VI, VII, X - składowe periodyczne zanikające wykładniczo.

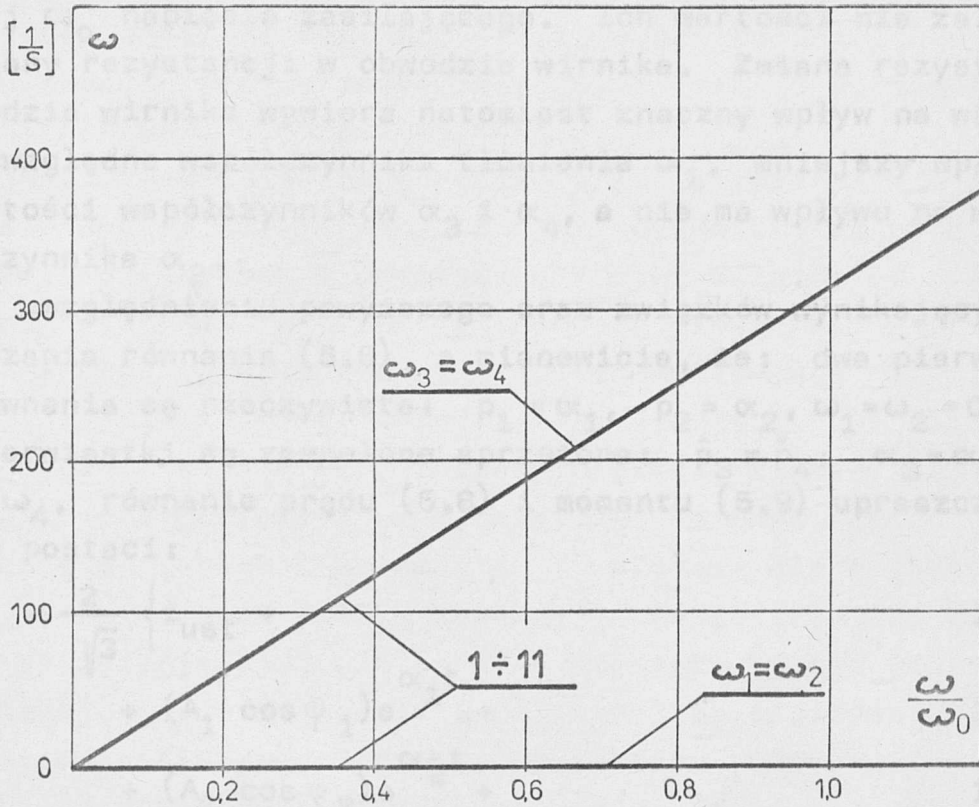
Od wartości pierwiastków $\hat{p}_1 - \hat{p}_4$ zależy stopień tłumienia i częstotliwości oscylacji odpowiednich składowych przejściowych momentu i prądów. Znalezienie pierwiastków wymaga rozwiązania równania zespolonego czwartego stopnia, którego współczynniki zależą od parametrów elektromagnetycznych i prędkości kątownej silnika.

5.1. Obliczenia częstości kołowych oraz współczynników tłumienia składowych przejściowych prądów i momentu

Równanie charakterystyczne (5.6) rozwiązano na maszynie cyfrowej. W programie obliczeń posłużono się procedurą biblioteczną wyznaczania pierwiastków równania zespolonego czwartego stopnia o nazwie F4BAPSTOR4B [38]. Obliczenia przedstawiono dla silnika typu SZUre-136t o mocy 1000 kW i niesymetrycznego rozrusznika rezystorowego 13-stopniowego. Dane silnika i rozrusznika zamieszczono w załączniku II (tab. II-2). Wyniki obliczeń przedstawiono na rys. 5.1 i 5.2. Ze względu na czytelność rysunków wyniki obliczeń zamieszczono tylko dla nieparzystych stopni rozruchowych silnika, tj. pierwszego, trzeciego itd. Obliczenia przeprowadzone zostały dla zakresu zmian rezystancji w obwodzie wirnika wynikającego z parametrów niesymetrycznego rozrusznika. Tak więc rezystancja zastępcza w obwodzie wirnika, odniesiona do rezystancji fazy wirnika, wynosi: na stopniu pierwszym $72.3 R_w$, trzecim - $36.9 R_w$, piątym - $18.6 R_w$, siódmym - $9.3 R_w$, dziewiątym - $4.9 R_w$ i jedenastym - $2.5 R_w$ ($R_w = 0.0115 \Omega$).



Rys.5.1. Zależność współczynników tłumienia składowych przejściowych od prędkości kątowej silnika i rozystancji wirnika dla wybranych stopni rozruchowych silnika: 1, 3, 5, 7, 9, 11



Rys.5.2. Zależność częstości kołowych składowych przejściowych od prędkości kątowej silnika dla wybranych niesymetrycznych stopni rozruchowych rozrusznika (pierwszego, trzeciego itd.)

Jak wynika z przeprowadzonych obliczeń, wartości bezwzględne współczynnika tłumienia α_1 są znacznie większe od bezwzględnych wartości współczynników α_2 , α_3 i α_4 . Z tego powodu tłumienie składowej nieustalonej prądu II oraz składowych II, VI, X, XI i XII momentu jest bardzo duże. Decydujący wpływ na przebieg procesów przejściowych mają zatem składowe, których tłumienie zależy od wartości pozostałych współczynników, a więc α_2 , α_3 i α_4 .

Wartość prędkości kątowej silnika wpływa na częstotliwość oscylacji przebiegów przejściowych, natomiast tylko w nieznacznym stopniu wpływa na stopień ich tłumienia. Częstości kołowe ω_1 i ω_2 są równe zeru, oznacza to, że składowe prądu II i III oraz X momentu nie mają charakteru oscylacyjnego. Częstości kołowe ω_3 i ω_4 są sobie równe co do wartości bezwzględnej i przyjmują wartość zero dla nieruchomego wirnika oraz rosną ze

wzrostem prędkości kątowej do wartości zbliżonej do częstości kołowej ω_0 napięcia zasilającego. Ich wartości nie zależą od zmiany rezystancji w obwodzie wirnika. Zmiana rezystancji w obwodzie wirnika wywiera natomiast znaczny wpływ na wartości bezwzględne współczynnika tłumienia α_1 , mniejszy wpływ ma na wartości współczynników α_3 i α_4 , a nie ma wpływu na wartość współczynnika α_2 .

Po uwzględnieniu powyższego oraz związków wynikających z rozwiązania równania (5.6), a mianowicie, że: dwa pierwiastki równania są rzeczywiste: $p_1 = \alpha_1$, $p_2 = \alpha_2$, $\omega_1 = \omega_2 = 0$ oraz dwa pierwiastki są zespolone sprzężone: $\hat{p}_3 = \check{p}_4$, $\alpha_3 = \alpha_4$, $\omega_3 = -\omega_4$, równanie prądu (5.8) i momentu (5.9) upraszczają się do postaci:

$$i_{1A}(t) = \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ \begin{array}{l} i_{ust} + \quad \text{I} \\ + (A_1 \cos \varphi_1) e^{\alpha_1 t} + \quad \text{II} \\ + (A_2 \cos \varphi_2) e^{\alpha_2 t} + \quad \text{III} \\ + [A_3 \cos(\omega_3 t + \varphi_3) + A_4 \cos(-\omega_3 t + \varphi_4)] e^{\alpha_3 t} \quad \text{IV} \end{array} \right\} \quad (5.10)$$

$$M_e(t) = M_{ust} + \left\{ \begin{array}{l} \text{I} \\ + (M_3 + M_4 + M_{34} \sin \varphi_{34}) e^{2\alpha_3 t} + M_2 e^{2\alpha_2 t} + \quad \text{II} \\ + M_1 e^{2\alpha_1 t} + (M_{12} \sin \varphi_{12}) e^{(\alpha_1 + \alpha_2)t} + \quad \text{III} \\ + M_{01} (\sin(-\omega_0 t + \varphi_{01})) e^{\alpha_1 t} + \quad \text{IV} \\ + M_{02} (\sin(-\omega_0 t + \varphi_{02})) e^{\alpha_2 t} + \quad \text{V} \\ + (M_{13} \sin(\omega_3 t + \varphi_{13}) + M_{14} \sin(-\omega_3 t + \varphi_{14})) e^{(\alpha_1 + \alpha_3)t} + \quad \text{VI} \\ + (M_{03} \sin((\omega_3 - \omega_0)t + \varphi_{03}) + M_{04} \sin((-\omega_0 - \omega_3)t + \varphi_{04})) e^{\alpha_3 t} + \quad \text{VII} \\ + (M_{23} \sin(\omega_3 + \varphi_{23}) + M_{24} \sin(-\omega_3 t + \varphi_{24})) e^{(\alpha_3 + \alpha_2)t} \quad \text{VIII} \end{array} \right\} \quad (5.11)$$

Na podstawie zależności (5.10) i (5.11), po uwzględnieniu wartości współczynników tłumienia i częstości kołowych przedstawionych na rys. 5.1 i 5.2, można dokonać jakościowej oceny stanów nieustalonych badanego silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem w obwodzie wirnika.

Decydujący wpływ na przebieg prądu w fazie A stojana wywiera składowa III zanikająca aperiodycznie oraz składowa IV zanikająca okresowo z częstością kołową zależną od prędkości kątowej silnika. W przebiegu momentu elektromagnetycznego silnika mogą uwidaczniać swój wpływ następujące składowe przejściowe: II - zanikająca aperiodycznie, V - zanikająca periodycznie o częstości kołowej napięcia zasilającego, VII - zanikająca periodycznie o częstości kołowej napięcia zasilającego dla nieruchomego silnika i malejąca dla większych prędkości silnika oraz VIII - zanikająca periodycznie o częstości kołowej zmieniającej się od zera do nieruchomego silnika i zwiększająca się do wartości zbliżonej do częstości kołowej napięcia zasilającego pod koniec procesu rozruchu.

Przedstawione rozważania wykazują, że udział składowych nieustalonych periodycznie zmiennych w przebiegu momentu elektromagnetycznego, którego postać jest najbardziej interesująca z punktu widzenia napędu, jest znacznie większy niż w przypadku, gdy w obwodzie wirnika występuje symetria rezystancji. Składowe VII i VIII w przebiegu momentu stanowią potencjalne zagrożenie dla układu napędowego. Częstotliwość drgań własnych taśmy przenośników, stosowanych w górnictwie odkrywkowym, zawiera się w granicach od kilku do kilkunastu Hz [21,22]. W podobnym zakresie zawierają się częstotliwości drgań własnych konstrukcji przenośnika [6]. Zagrożenie składowych VII i VIII momentu dla układu mechanicznego polega na tym, że ich częstość kołowa zmienia się wraz ze zmianą prędkości kątowej silnika i w pewnym momencie może zrównać się z częstością drgań własnych układu mechanicznego, doprowadzając do drgań rezonansowych.

Należy jednak zaznaczyć, że zagrożenie takie istnieje dla większości układów mechanicznych, spotykanych w praktyce, gdyż ich częstości drgań własnych leżą w zakresie częstotliwości generowanych przez maszyny indukcyjne [25]. Dotyczy to zarów-

no pracy silnika w stanie niesymetrii, jak i symetrii. Niesymetria rezystancji w obwodzie wirnika silnika indukcyjnego wprowadza wprawdzie szereg nowych składowych przejściowych w przebiegach prądów i momentu elektromagnetycznego, jednak ich struktura nie różni się zasadniczo od przypadku pracy silnika w stanie symetrii. Dla obu bowiem przypadków pracy silnika, tzn. symetrii i niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika w przebiegu momentu pojawiają się składowe, których częstotliwość zmienia się wraz ze zmianą prędkości kątowej, a więc w pewnej chwili mogą się zrównać z częstością drgań własnych układu mechanicznego. Powyższe pozwala stwierdzić, że proponowany wariant układu napędowego z niesymetrycznym rozruchem nie wnosi szczególnych zagrożeń w porównaniu z innymi rodzajami rozruchu. Wielkość składowych przejściowych o charakterze oscylacyjnym w przebiegu momentu, a także parametry całego układu elektromechanicznego, będą ostatecznie decydowały o tym, na ile niekorzystny przebieg będą miały procesy zachodzące w układzie podczas niesymetrycznego rozruchu. Dlatego ostateczna decyzja o przydatności rozruchu niesymetrycznego może być podjęta na podstawie szczegółowych badań dynamiki rozruchu, z uwzględnieniem parametrów całego układu elektromechanicznego. Analiza taka zostanie przeprowadzona w dalszej części pracy.

6. METODYKA PROJEKTOWANIA NIESYMETRYCZNEGO ROZRUCHU

6.1. Założenia upraszczające stosowane w projektowaniu niesymetrycznych rozruszników i ich ocena

Tradycyjna metoda projektowania rozruszników niesymetrycznych opiera się głównie na doświadczeniach z zakresu projektowania rozruszników symetrycznych. Podstawowym założeniem upraszczającym jest przyjęcie, w miejsce układu trzech niesymetrycznych rezystancji, równoważnego pod względem strat mocy układu trzech rezystancji symetrycznych, co pozwala wyznaczyć na ich podstawie charakterystyki mechaniczne silnika. Założenie to w istotny sposób upraszcza zagadnienie. Obliczenia bo-

wiem są wykonywane w istocie dla rozrusznika symetrycznego. W miejsce silnika o niesymetrycznych rezystancjach w fazach A, B, C, wprowadza się silnik z symetryczną rezystancją w każdej fazie, równą:

$$R'_{RA} = R'_{RB} = R'_{RC} = R'_Z = \frac{R_{RA} R_{RB} + R_{RA} R_{RC} + R_{RB} R_{RC}}{R_{RA} + R_{RB} + R_{RC}}, \quad (6.1)$$

gdzie: R_{RA} , R_{RB} , R_{RC} - niesymetryczne rezystancje faz A, B, C wirnika.

Obliczenia te nie uwzględniają zatem zmniejszenia momentu obrotowego silnika pochodzącego od przeciwbieżnego przepływu wirnika. W przypadku, gdy spadek momentu silnika w pobliżu poślizgu $s=0.5$ osiągnie wartość mniejszą od momentu obciążenia, silnik może utknąć. Obliczenia wykonywane dla "zastępczego" rozrusznika symetrycznego nie uwzględniają także niesymetrii prądów, jaka występuje w poszczególnych fazach wirnika. Podczas obliczeń przyjmuje się takie same wartości prądu wirnika we wszystkich fazach oraz dodatkowo zakłada się, że jest on proporcjonalny do momentu obrotowego silnika. W przypadku rozrusznika symetrycznego założenie to o tyle nie odpowiada rzeczywistości, że rezystancja rozrusznika dla poszczególnych stopni nie jest na tyle duża w stosunku do reaktancji wirnika, że przesunięcie fazowe między prądem a napięciem wirnika jest równe zeru. W przypadku rozrusznika niesymetrycznego stosunek rezystancji do reaktancji wirnika w poszczególnych fazach jest różny i zmienia się dla każdego stopnia rozruchowego. Pojawia się więc problem odniesienia proporcjonalności momentu obrotowego do jednego z trzech różnych prądów wirnika. Jak wykazały obliczenia statyczne i dynamiczne [10-12], zasada proporcjonalności prądu i momentu, w przypadku rozruchu niesymetrycznego, nie jest spełniona.

Obliczenia niesymetrycznych rozruszników obarczone są więc pewną niedokładnością, która wynika z przyjętych założeń upraszczających.

6.2. Metody obliczania rozruszników niesymetrycznych

Podstawowym wyrażeniem, wiążącym parametry niesymetrycznego rozrusznika, jest równanie liczby stopni rozruchowych, identyczne jak w przypadku rozrusznika symetrycznego [5,9]. Dla założonej liczby stopni rozruchowych m , równanie to sprowadza się do dwóch równoważnych postaci:

$$\lambda = \frac{M_r \max}{M_r \min} = m \sqrt{\frac{M_N}{s_N M_r \max}} \quad \text{lub} \quad \lambda = \frac{m+1}{m} \sqrt{\frac{M_N}{s_N M_r \min}}, \quad (6.2)$$

gdzie: λ - współczynnik nierównomierności rozruchu,
 s_N, M_N - poślizg i moment znamionowy silnika,
 $M_r \max, M_r \min$ - maksymalny i minimalny moment rozruchowy.

Rezystancję zastępczą dla pierwszego stopnia rozruchowego określa się z zależności:

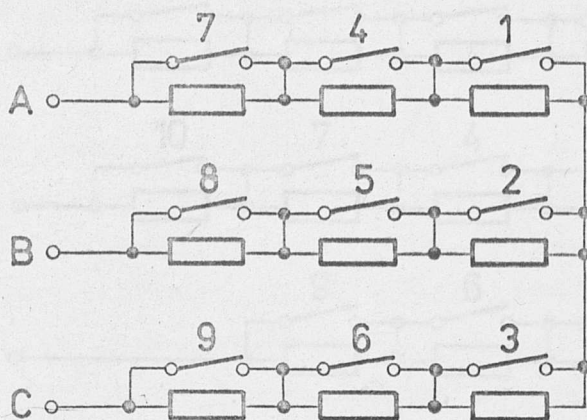
$$R_1 = \sqrt{\left(\frac{E_{20}}{I_r \max}\right)^2 - (X''_{1r} + X_{2r})^2}, \quad (6.3)$$

gdzie: E_{20} - napięcie fazowe wirnika,
 X''_{1r} - reaktancja rozproszenia stojana sprowadzona na stronę wirnika,
 X_{2r} - reaktancja rozproszenia wirnika.

Znajomość parametrów, określonych równaniami (6.2) i (6.3), pozwala projektować rezystancje rozruchowe w poszczególnych fazach dla kolejnych stopni, według podanych w literaturze dwóch metod [5,10].

Metoda I - charakteryzuje się tym, że co trzeci stopień rozruchowy jest symetryczny. W metodzie tej zakłada się równość rezystancji faz dla poszczególnych sekcji rozrusznika, z czego wynika, że eliminując kolejno rezystancje, w sposób przedstawiony na rys. 6.1, otrzymuje się co trzeci stopień symetryczny. Stosunek rezystancji dla stopni symetrycznych jest równy:

$$R_{3n+1}/R_{3(n-1)} = \lambda^3, \quad n=1,2,\dots - \text{l.naturalna}$$



Rys.6.1. Rozrusznik niesymetryczny 9-stopniowy

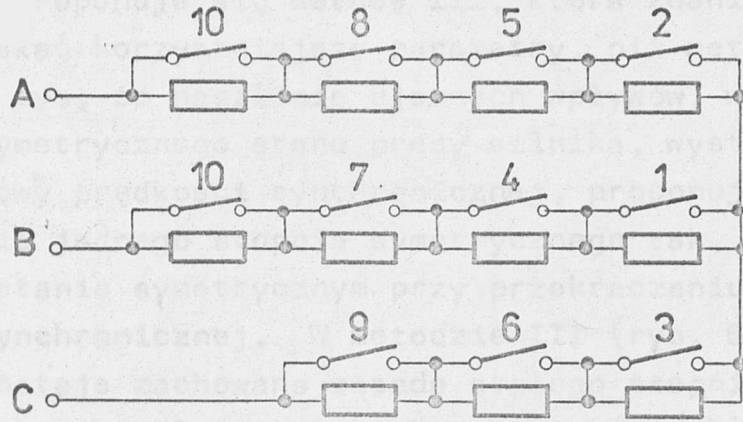
Poślizgi, przy których następuje przełączenie na kolejny stopień rozruchowy, są równe stosunkowi wypadkowej rezystancji zastępczej na danym stopniu do rezystancji na stopniu pierwszym. Wartości rezystancji faz i rezystancji zastępczych na poszczególnych stopniach niesymetrycznego 9-stopniowego rozrusznika podano w tabeli 6.1.

T a b e l a 6.1

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 9-stopniowego

Stopień rozruchowy	Rezystancja fazy			Rezystancja zastępcza
	A	B	C	
1	R_1	R_1	R_1	R_1
2	R_1/λ^3	R_1	R_1	$R_1(2+\lambda^3)/(2\lambda^3+1)$
3	R_1/λ^3	R_1/λ^3	R_1	$R_1(2+\lambda^{-3})/(2+\lambda^3)$
4	R_1/λ^3	R_1/λ^3	R_1/λ^3	R_1/λ^3
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
8	R_1/λ^9	R_1/λ^6	R_1/λ^6	$R_1\lambda^{-6}(2+\lambda^3)/(2\lambda^3+1)$
9	R_1/λ^9	R_1/λ^9	R_1/λ^6	$R_1\lambda^{-6}(2+\lambda^{-3})/(2\lambda^3+1)$
10	R_1/λ^9	R_1/λ^9	R_1/λ^9	$R_1/\lambda^9=R_w$

Metoda II zapewnia stały stosunek rezystancji faz rozrusznika na każdym stopniu rozruchowym. Sposób wyłączania rezystancji w poszczególnych fazach wyjaśniono schematycznie na rysunku 6.2. Wartości rezystancji w fazach oraz rezystancje za-



Rys.6.2. Rozrusznik niesymetryczny 10-stopniowy

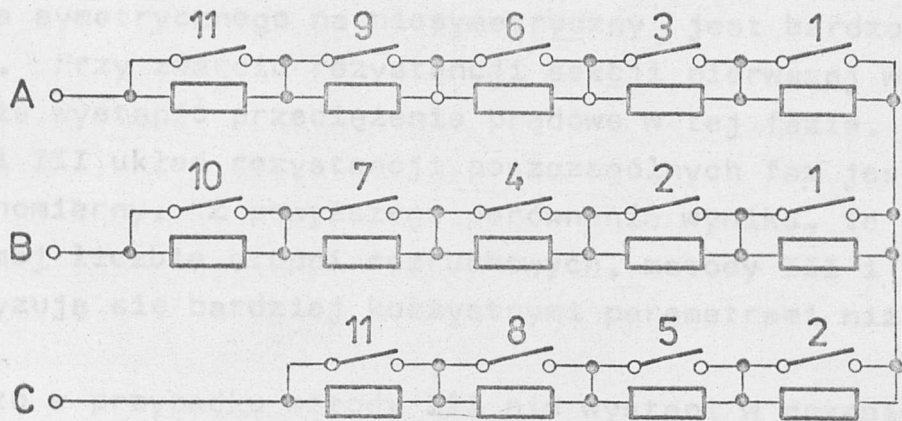
stępcze dla rozrusznika niesymetrycznego 10-stopniowego podano w tabeli 6.2, z której wynika, że w metodzie tej rezystancje zastępcze tworzą postęp geometryczny o ilorazie λ . W końcowej fazie rozruchu, przy przechodzeniu na charakterystykę naturalną, zwiera się równocześnie dwie rezystancje w fazie A i B. Uzyskuje się przez to stały stopień niesymetrii rozruchu.

T a b e l a 6.2

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 10-stopniowego

Stopień rozruchowy	Rezystancja fazy			Rezystancja zastępcza
	A	B	C	
1	R_1	$R_1 \lambda$	R_1 / λ	R_1
2	R_1	R_1 / λ^2	R_1 / λ	R_1 / λ
3	R_1 / λ^3	R_1 / λ^2	R_1 / λ	R_1 / λ^2
4	R_1 / λ^3	R_1 / λ^2	R_1 / λ^4	R_1 / λ^3
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
9	R_1 / λ^9	R_1 / λ^8	R_1 / λ^7	R_1 / λ^8
10	R_1 / λ^9	R_1 / λ^8	R_1 / λ^{10}	R_1 / λ^9
11	R_1 / λ^{10}	R_1 / λ^{10}	R_1 / λ^{10}	$R_1 / \lambda^{10} = R_W$

W pracy proponuje się metodę III, która zdaniem autora pozwala uzyskać korzystniejsze parametry, niż metody I i II. W związku z tym, że nasilenie ujemnych wpływów, wynikających z niesymetrycznego stanu pracy silnika, występuje w strefie połowy prędkości synchronicznej, proponuje się zaprojektowanie jednego stopnia symetrycznego tak, aby silnik pracował w stanie symetrycznym przy przekraczaniu połowy prędkości synchronicznej. W metodzie III (rys. 6.3 i tabela 6.3) zostaje zachowana zasada stałego stopnia niesymetrii rezystancji dla wszystkich stopni rozruchowych. Układ rezystancji na każdym stopniu rozruchowym tworzy ciąg potęgowy o ilorazie λ , a stosunek maksymalnej do minimalnej rezystancji jest stały i wynosi λ^2 . Utrzymanie zasady stałego stopnia niesymetrii rezystancji, przy przechodzeniu na kolejne stopnie rozruchowe, odbywa się kosztem zmniejszenia ogólnej liczby stopni rozruchowych dla założonej liczby sekcji rozrusznika. O ile w metodzie I dla n-sekcji otrzymuje się $3n$ stopniowy rozrusznik, to w metodzie II $3n-2$, a w metodzie III $3n-4$.



Rys.6.3. Rozrusznik niesymetryczny 11-stopniowy

Ze wstępnego porównania przedstawionych metod wynika, że przy przechodzeniu na kolejne stopnie rozruchowe wg metod II i III, stopień niesymetrii nie ulega zmianie. Ponadto stosunek rezystancji maksymalnej do minimalnej na danym stopniu rozruchowym wynosi λ^2 dla metody II i III oraz λ^3 dla

T a b e l a 6.3

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 11-stopniowego

Stopień rozruchowy	Rezystancja fazy			Rezystancja zastępcza
	A	B	C	
1	R_1	$R_1 \lambda$	R_1 / λ	R_1
2	R_1 / λ	R_1 / λ	R_1 / λ	R_1 / λ
3	R_1 / λ	R_1 / λ^2	R_1 / λ^3	R_1 / λ^2
4	R_1 / λ^4	R_1 / λ^2	R_1 / λ^3	R_1 / λ^3
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
10	R_1 / λ^{10}	R_1 / λ^8	R_1 / λ^9	R_1 / λ^9
11	R_1 / λ^{10}	R_1 / λ^{11}	R_1 / λ^9	R_1 / λ^{10}
12	R_1 / λ^{11}	R_1 / λ^{11}	R_1 / λ^{11}	$R_1 / \lambda^{11} = R_w$

metody I. Oznacza to, że w przypadku metody II i III otrzyma się mniejszą niesymetrię prądów niż przy metodzie I. Układ rezystancji poszczególnych faz w metodzie I, przy przejściu ze stopnia symetrycznego na niesymetryczny jest bardzo niekorzystny. Przy zwarcie rezystancji sekcji pierwszej w fazie A, może wystąpić przeciążenie prądowe w tej fazie. Dla metod II i III układ rezystancji poszczególnych faz jest bardziej równomierny. Z powyższego porównania wynika, że przy takiej samej liczbie stopni rozruchowych, metody III i II charakteryzują się bardziej korzystnymi parametrami niż metoda I.

Ponadto w przypadku metody III nie wystąpi w przebiegu charakterystyki rozruchowej silnika spadek momentu obrotowego ("siodło") przy przekraczaniu połowy prędkości synchronicznej.

Obliczenia parametrów rozruszników niesymetrycznych wykonano dla silnika asynchronicznego pierścieniowego typu SZUre 136t o mocy 1000 kW. Zaprojektowano rozruszniki kolejno wg metod I, II i III, o liczbie stopni odpowiednio 15, 13 i 11, traktując je jako rozwiązania alternatywne w stosunku do rozrusznika symetrycznego 5-stopniowego. Zaprojektowano rów-

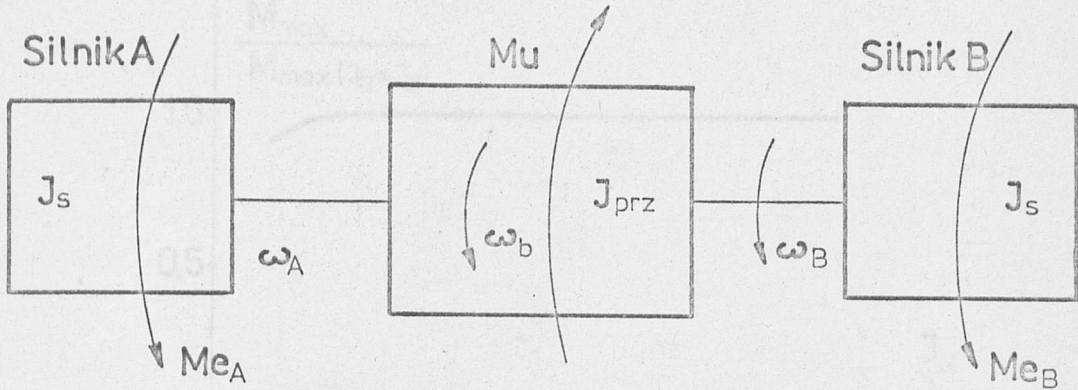
niez rozruszniki o liczbie stopni odpowiednio 12, 10 i 8 na bazie 4-stopniowego rozrusznika symetrycznego. Wyniki obliczeń, jak również parametry silnika zamieszczono w załączniku II (tab. II.1-II.6).

7. OBLICZENIA CHARAKTERYSTYK DYNAMICZNYCH SILNIKA PODCZAS ROZRUCHU NIESYMETRYCZNEGO

Obliczenia przeprowadzono dla uproszczonego modelu przenośnika taśmowego. Przenośnik taśmowy łącznie z układem napędowym stanowi złożony system elektromechaniczny, w którym poszczególne elementy układu mechanicznego i elektrycznego wzajemnie na siebie oddziałują. Dokładna analiza dynamiki rozruchu przenośnika taśmowego wymaga uwzględnienia m.in. nieliniowości elementów układu, luzów mechanicznych, sprężystości, reologicznych własności taśmy oraz procesów elektromagnetycznych zachodzących w silnikach napędowych. Analiza taka będzie przeprowadzona w końcowej części pracy. Stosowanie tak złożonego modelu w analizie wstępnej, gdy chodzi przede wszystkim o rozpoznanie procesów elektromagnetycznych zachodzących w silnikach napędowych, w funkcji zmieniających się parametrów w obwodzie wirnika, wydaje się niecelowe. Głównym celem tego etapu badań jest ocena niesymetrycznych rozruszników oraz metod ich projektowania na podstawie przebiegów dynamicznych momentu oraz prądów stojana i wirnika. Dotychczasowe doświadczenia uzasadniają możliwość przybliżonego odwzorowania przenośnika taśmowego za pomocą układu jednomasowego o jednym stopniu swobody [8]. Uproszczony model dynamiczny przenośnika taśmowego, przedstawiony na rysunku 7.1, składa się z wirującej masy o zredukowanym momencie bezwładności J_u , zredukowanego momentu oporowego M_u oraz momentów obrotowych M_{eA} , M_{eB} silników pracujących w układzie sztywnego wału mechanicznego.

Przy uwzględnieniu tylko bezwładności mechanicznej, dynamikę przenośnika opisuje równaniu ruchu

$$M_{\text{nap}} - M_u = J_u \frac{d\omega_b}{dt} \quad (7.1)$$



Rys.7.1. Uproszczony model dynamiczny przenośnika taśmowego

gdzie: $J_u = 2J_s + \frac{1}{\eta_p} J_{prz}$,

M_{nap} - suma momentów elektromagnetycznych silnika, sprowadzonych na wał bębna napędowego,

ω_b - prędkość kątowna bębna,

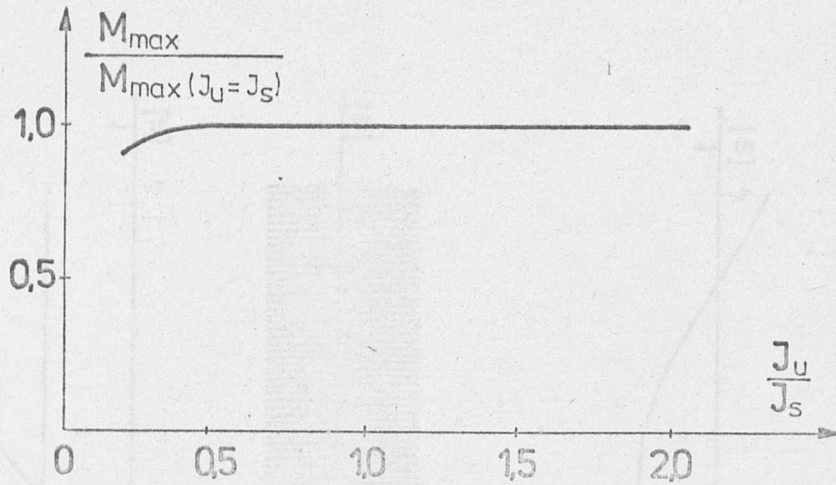
η_p - sprawność przekładni mechanicznej,

J_{prz} - zastępczy moment bezwładności przenośnika,

J_s - moment bezwładności silnika.

Dla przyjętego modelu wykonano obliczenia charakterystyk dynamicznych niesymetrycznego rozruchu, przy zmianie wartości bezwładności układu w zakresie $(0,3 \div 2)J_s$. Na rys. 7.2 przedstawiono zależność wartości szczytowych momentu elektromagnetycznego podczas rozruchu silnika indukcyjnego SZUre-136t o mocy 1000 kW. Jak widać, zwiększenie momentu bezwładności powyżej $J_u/J_s > 0.4$ nie ma wpływu na wartości szczytowe momentu elektromagnetycznego. W związku z tym w dalszych obliczeniach, dla wygody rejestracji wyników obliczeń, skorzystano z możliwości skrócenia czasu rozruchu silnika bez szkody dla prawidłowego odwzorowania wartości maksymalnych momentu i prądów silnika na poszczególnych stopniach rozruchowych. W toku dalszych obliczeń, dla modelu przenośnika, przedstawionego na rys. 7.2, przyjęto $J_u/J_s = 0.5$.

Wynika, że w przypadku rozruchu niesymetrycznego moment elektromagnetyczny ma bardziej złożony przebieg, niż w przypadku rozruchu symetrycznego. Składa się on z wielu momentów składowych o różnych charakterach, stopniu tłumienia i częstotliwości. Oprócz składowych prądów, które występują po

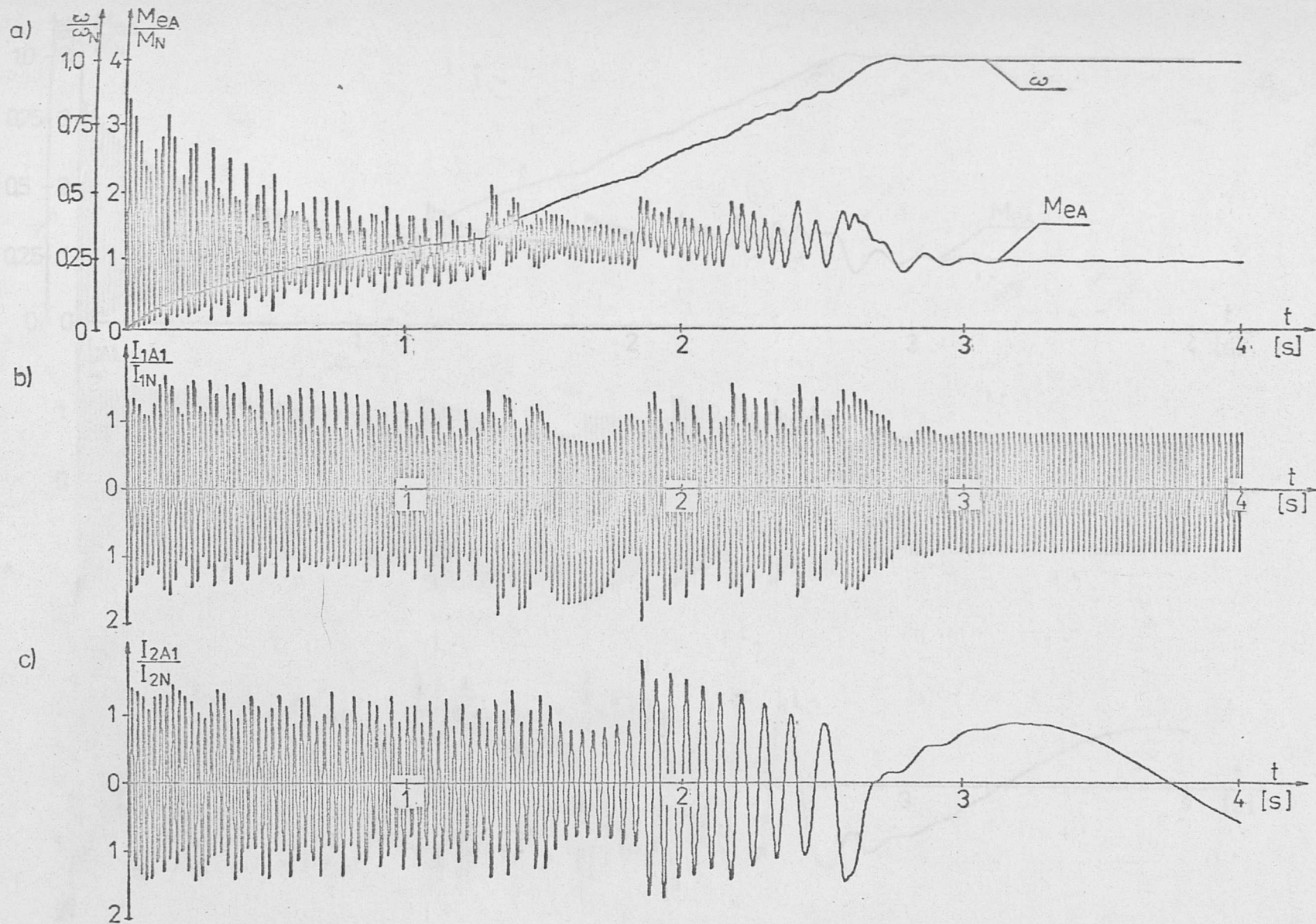


Rys.7.2. Zależność wartości szczytowych momentu elektromagnetycznego od bezwładności układu dla silnika SZUre 136t o mocy 1000 kW

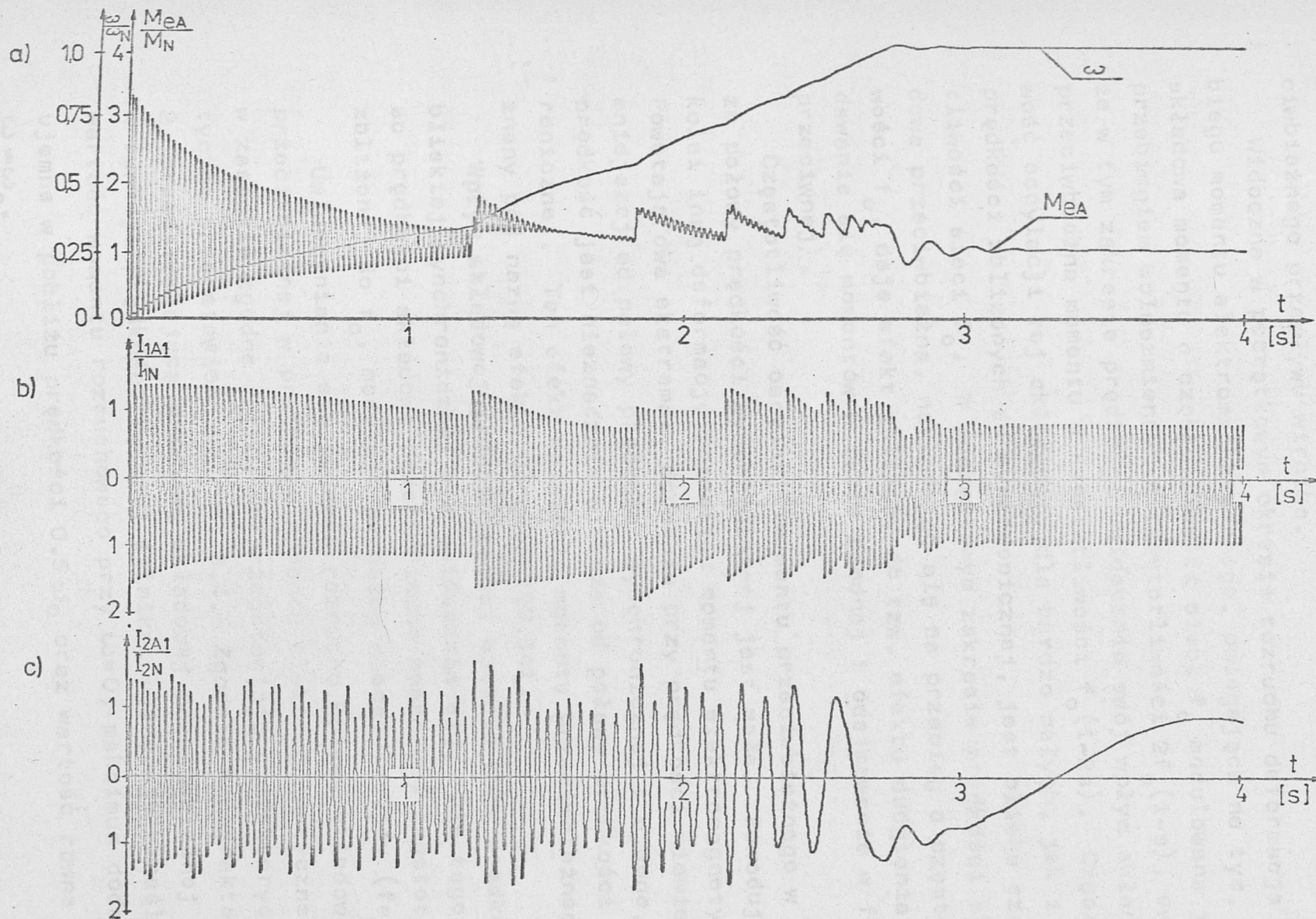
7.1. Analiza przebiegów dynamicznych momentu i prądów silnika asynchronicznego podczas niesymetrycznego rozruchu

W celu przeprowadzenia analizy zjawisk w przebiegach dynamicznych podczas niesymetrycznego rozruchu silnika asynchronicznego i porównania ich z rozruchem symetrycznym, wykonano obliczenia dla dwu ekwiwalentnych rozruszników: symetrycznego i niesymetrycznego (wg metody II). Obydwa rozruszniki posiadają taką samą liczbę stopni rozruchowych: $m=10$ oraz takie same wartości rezystancji zastępczych na poszczególnych stopniach rozruchowych. Przedstawienie rozruchu niesymetrycznego w kontekście ekwiwalentnego rozruchu symetrycznego, pozwala stwierdzić różnice ilościowe i jakościowe, jakie występują między tymi sposobami rozruchu. Wyniki obliczeń dla rozrusznika niesymetrycznego przedstawiono na rys. 7.3 oraz III.1 i III.2 (załącznik III), natomiast dla rozrusznika symetrycznego na rys. 7.4 i rys. III.3 i III.4.

Z porównania przebiegów przedstawionych na rys.7.3a i 7.4a wynika, że w przypadku rozruchu niesymetrycznego moment elektromagnetyczny ma bardziej złożony przebieg, niż w przypadku rozruchu symetrycznego. Składa się on z wielu momentów składowych o różnym charakterze, stopniu tłumienia i częstotliwości. Oprócz składowych przejściowych, które występują po



Rys.7.3. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z rozrusznikiem niesymetrycznym 10-stopniowym: a) przebieg momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu stojana w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A



Rys.7.4. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z rozrusznikiem symetrycznym 10-stopniowym: a) przebieg momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu stojana w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A

załączeniu napięcia zasilającego, zaznaczają swój wpływ składowe dodatkowe, które pojawiają się w przypadku pracy silnika w stanie niesymetrii. Są to, dla momentu elektromagnetycznego, składowe: przeciwbieżna oraz pulsująca, pochodzące od przeciwbieżnego przepływu wirnika.

Widoczna w początkowym okresie rozruchu deformacja przebiegu momentu elektromagnetycznego, polegająca na tym, że składowa momentu o częstotliwości sieci f_0 modulowana jest przebiegiem wolnozmiennym o częstotliwości $2f_0(1-s)$, świadczy, że w tym zakresie prędkości uwidacznia swój wpływ składowa przeciwbieżna momentu o częstotliwości $f_0(1-2s)$. Częstotliwość oscylacji tej składowej, dla bardzo małych, jak i dużych prędkości zbliżonych do synchronicznej, jest bliska częstotliwości sieci f_0 . W początkowym zakresie prędkości składowa przeciwbieżna, nakładając się na przebieg o częstotliwości f_0 , daje efekt zbliżony do tzw. efektu dudnienia (dodawanie się momentów w fazie zgodnej i odejmowanie w fazie przeciwnej).

Częstotliwość oscylacji momentu przeciwbieżnego w pobliżu połowy prędkości synchronicznej jest mała. Powoduje to z kolei inną deformację przebiegu momentu elektromagnetycznego. Powstają dwa ekstrema: dodatnie przy prędkości niewiele mniejszej od połowy prędkości synchronicznej i ujemne, gdy prędkość jest nieznacznie większa od połowy prędkości synchronicznej. Ten efekt działania momentu przeciwbieżnego jest znany pod nazwą efektu Görgesa [29,34].

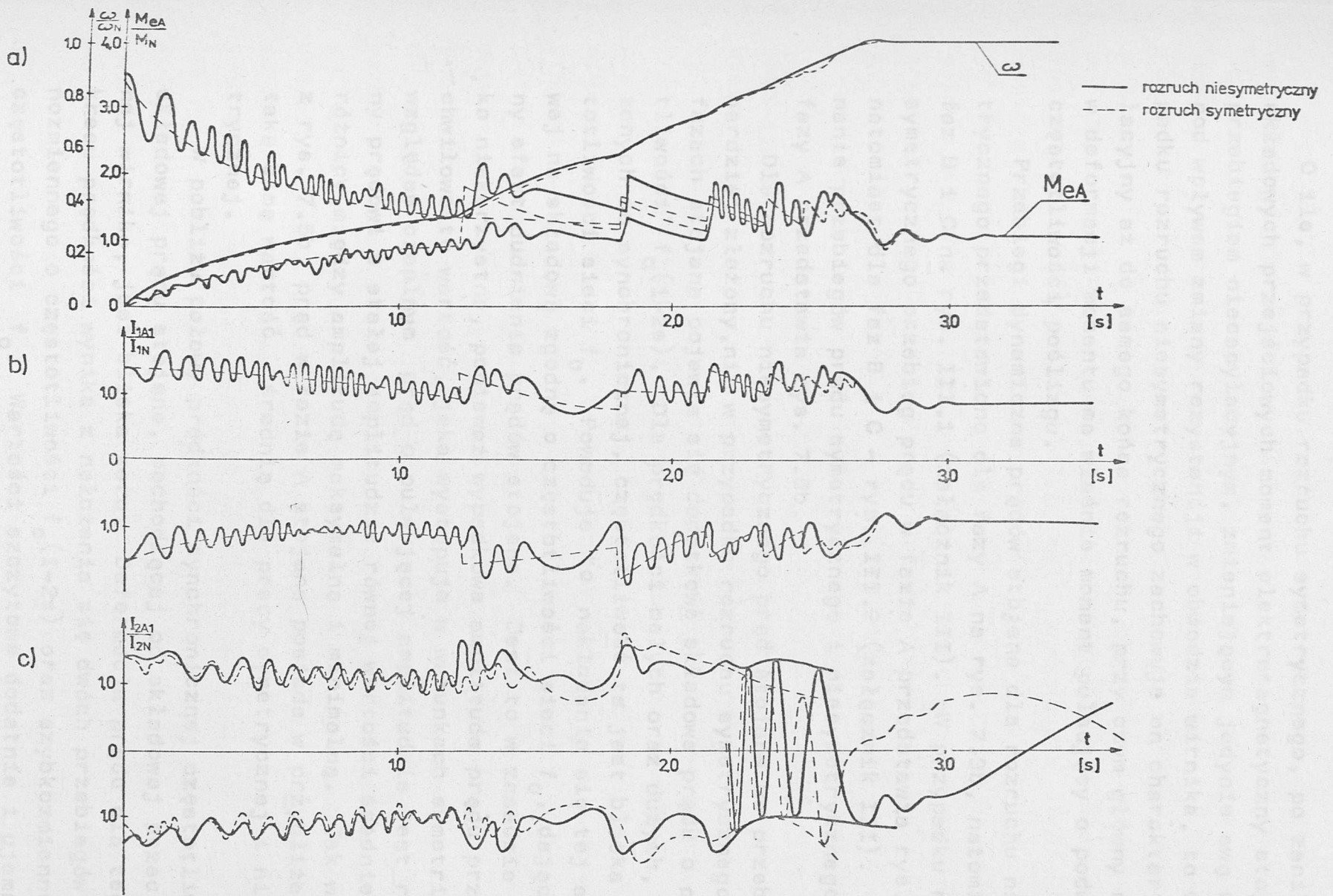
Wpływ składowej przeciwbieżnej momentu przy prędkości bliskiej synchronicznej nie uwidacznia się. Dla tego zakresu prędkości składowa przeciwbieżna momentu, o częstotliwości zbliżonej do f_0 , moduluje przebieg nieoscylacyjny ($f=0$).

Uwidacznianie się podczas rozruchu wpływu składowej przeciwbieżnej w przebiegu momentu elektromagnetycznego jest w zasadzie zgodne z tym, co przedstawiają charakterystyki statyczne przedstawione na rys. 3.4. Zgodnie z charakterystyką 2, przedstawiającą przebieg składowej przeciwbieżnej momentu w funkcji prędkości kątowej silnika, występuje określona wartość momentu rozruchowego przy $\omega=0$, maksimum dodatnie i ujemne w pobliżu prędkości $0.5\omega_0$ oraz wartość równa zero dla $\omega=\omega_0$.

Przebieg wypadkowej charakterystyki statycznej (krzywa 3 na rys. 3.4) może sugerować, że w przypadku rozrusznika niesymetrycznego otrzymuje się, w zakresie prędkości $0 < \omega < 0.5\omega_0$, moment silnika większy niż w przypadku rozrusznika symetrycznego o takiej samej wartości rezystancji zastępczej na poszczególnych stopniach. Jest to efekt złudny, gdyż superpozycja przebiegów oscylacyjnych momentu zgodnego i przeciwnego o zbliżonych częstotliwościach, dająca w wyniku przebieg momentu elektromagnetycznego silnika zdeformowany, nie powoduje wzrostu wartości średniej momentu w tym zakresie prędkości. Na rys. 7.5 zestawiono przebiegi dla rozrusznika symetrycznego i niesymetrycznego. Jak widać (rys. 7.5a), w przypadku rozrusznika niesymetrycznego, wypadkowa amplituda momentu przekracza okresowo tę wartość, jaka występuje w warunkach symetrii. Natomiast wartość średnia momentu, decydująca o zmianie narastania prędkości kątowej silnika, pozostaje w przybliżeniu taka sama. Przebiegi prędkości kątowych dla obu przypadków są niemal identyczne.

Następnym dodatkowym zjawiskiem, które pojawia się podczas pracy silnika w stanie niesymetrii, jest obecność w przebiegu momentu elektromagnetycznego, tzw. momentu pulsującego. Częstotliwość oscylacji tego momentu zależy od wartości poślizgu silnika i zmienia się wg relacji $2sf_0$. W początkowej fazie rozruchu częstotliwość momentu pulsującego jest bliska podwójnej częstotliwości sieci. Dla prędkości zbliżonych do prędkości synchronicznej moment pulsujący staje się przebiegiem wolnozmiennym. Amplituda momentu pulsującego zmienia się dla poszczególnych stopni, co oznacza, że zależy ona nie tylko od stopnia niesymetrii rezystancji, wyrażonego współczynnikiem λ , który dla wszystkich stopni jest stały, ale także od bezwzględnych wartości rezystancji w fazach wirnika. Potwierdzają to wyniki obliczeń amplitudy momentu pulsującego, uzyskane podczas obliczeń statycznych niesymetrycznego rozruchu.

Moment pulsujący, jak wynika z rys. 7.3a, jest mało widoczny na początku procesu rozruchu, natomiast wyraźnie zaznacza się w końcowej fazie rozruchu.



Rys.7.5. Porównanie obwiedni przebiegów dynamicznych rozruchu silnika z rozrusznikiem 10-stopniowym niesymetrycznym i symetrycznym: a) momenty elektromagnetyczne i prędkości kątowne silników, b) prąd stojana w fazie A, c) prąd wirnika w fazie A

O ile, w przypadku rozruchu symetrycznego, po zaniku składowych przejściowych moment elektromagnetyczny staje się przebiegiem nieoscylacyjnym, zmieniającym jedynie swą wartość pod wpływem zmiany rezystancji w obwodzie wirnika, to w przypadku rozruchu niesymetrycznego zachowuje on charakter oscylacyjny aż do samego końca rozruchu, przy czym główny udział w deformacji momentu ma właśnie moment pulsujący o podwójnej częstotliwości poślizgu.

Przebiegi dynamiczne prądów stojana dla rozruchu niesymetrycznego przedstawiono dla fazy A na rys. 7.3b, natomiast dla faz B i C na rys. III.1 (załącznik III). W przypadku rozruchu symetrycznego przebieg prądu w fazie A przedstawia rys. 7.4b, natomiast dla faz B i C - rys. III.2 (załącznik III). Porównanie przebiegów prądu symetrycznego i niesymetrycznego dla fazy A przedstawia rys. 7.5b.

Dla rozruchu niesymetrycznego prąd stojana ma przebieg bardziej złożony, niż w przypadku rozruchu symetrycznego. W fazach stojana pojawia się dodatkowa składowa prądu o częstotliwości $f_0(1-2s)$. Dla prędkości małych oraz dużych, zbliżonych do synchronicznej, częstotliwość ta jest bliska częstotliwości sieci f_0 . Powoduje to nakładanie się tej składowej na składową zgodną o częstotliwości sieci f_0 , dając widoczny efekt dudnienia prądów stojana. Jest to w zasadzie zjawisko niekorzystne, ponieważ wypadkowa amplituda prądu przekracza chwilowo tę wartość, jaka występuje w warunkach symetrii. Pod względem cieplnym prąd o pulsującej amplitudzie jest równoważny prądowi o stałej amplitudzie równej wartości średniej jako różnicy między amplitudą maksymalną i minimalną. Jak wynika z rys. 7.5b, prąd w fazie A stojana posiada w przybliżeniu taką samą wartość średnią dla pracy symetrycznej i niesymetrycznej.

W pobliżu połowy prędkości synchronicznej częstotliwość składowej prądu stojana, pochodzącej od składowej przeciwbieżnej wirnika, jest bliska zeru. Deformacja prądu dla tego zakresu prędkości wynika z nałożenia się dwóch przebiegów: wolnozmiennego o częstotliwości $f_0(1-2s)$ oraz szybkozmiennego o częstotliwości f_0 . Wartości szczytowe dodatnie i ujemne prądu zasilającego są niesymetryczne.

Przebiegi prądów wirnika, dla pracy niesymetrycznej i symetrycznej, przedstawiono na rysunkach 7.3c i 7.4c. Wykazują one niewielkie różnice w przebiegach. W obu przypadkach składowe prądu o częstotliwości $s f_0$ są deformowane przez składowe wolnozmiennie, dając widoczną obwiednię prądu wirnika, który, w odróżnieniu od prądu stojana, nie ma charakteru dudniącego.

Charakterystyczną cechą pracy silnika, w stanie niesymetrii, jest niesymetria prądów silnika, która w obwodzie wirnika jest większa niż w obwodzie stojana.

Analiza ilościowa wartości momentu oraz prądów, na poszczególnych stopniach rozruchowych, dla obu rozruszników, została przedstawiona w tabelach 7.1 i 7.2. Wartości momentu średniego oraz prądów na początku i końcu każdego stopnia rozruchowego odniesione zostały do wartości znamionowych tych wielkości.

Jak wynika z przeprowadzonej analizy, w przypadku rozrusznika symetrycznego, nie występuje przekroczenie wartości granicznych prądu stojana i wirnika w stosunku do wartości zakładanych podczas projektowania. W przypadku rozrusznika niesymetrycznego występuje na pewnych stopniach rozruchowych przekroczenie projektowanych wartości granicznych. I tak prąd wirnika przekracza wartość zakładaną o ok. 10.3%, natomiast prąd stojana o ok. 5.4%. Zmiana wartości prądu w danej fazie, w chwili przełączenia na kolejny stopień rozruchowy, wyrażona współczynnikiem λ , w przypadku rozruchu symetrycznego, nie przekracza wartości zakładanej λ podczas projektowania. W przypadku rozruchu niesymetrycznego przekracza o ok. 33% wartość zakładaną λ w odniesieniu do prądów wirnika. Nie występuje natomiast przekroczenie wartości współczynnika λ w przypadku prądów stojana. Nie ma istotnych różnic odnośnie wartości średnich momentu na początku i końcu stopni rozruchowych dla obu rozruszników. Wynoszą one odpowiednio $(1.58-1.14)M_N$ dla rozrusznika symetrycznego oraz $(1.57-1.17)M_N$ dla rozrusznika niesymetrycznego.

Tabela 7.1

Wartości średnie momentu i prądów odpowiednio na początkach i końcach stopni rozruchowych, dla rozrusznika niesymetrycznego 10-stopniowego

Parametr \ Stopień	1	2	3	4	5	6
$M_{e\ \acute{s}r}/M_N$	1.7 -1.15	1.5 -1.14	1.6 -1.18	1.6 -1.18	1.6 -1.28	1.45-1.2
I_{1A}/I_N	1.42-1.1	1.5 -1.1	1.5 -1.1	1.6 -1.1	1.65-1.1	-
I_{1B}/I_N	1.48-0.9	1.3 -0.98	1.38-0.9	1.38-0.87	1.38-1.0	-
I_{1C}/I_N	1.74-0.93	1.4 -1.06	1.42-0.95	1.32-0.94	1.55-1.0	-
I_{2A}/I_N	1.4 -1.1	1.2 -0.75	1.75-1.35	1.4 -1.2	1.2 -1.1	-
I_{2B}/I_N	1.35-0.9	1.82-1.2	1.3 -1.1	1.17-0.84	1.5 -1.2	-
I_{2C}/I_N	1.6 -1.25	1.4 -1.2	1.2 -0.9	1.7 -1.3	1.4 -1.2	-

T a b e l a 7.2.

Wartości średnie momentu i prądów odpowiednio na początkach i końcach stopni rozruchowych, dla rozrusznika symetrycznego 10-stopniowego

Parametr \ Stopień	1	2	3	4	5	6
$M_{e\text{ śr}}/M_N$	1,62-1,08	1,58-1,13	1,58-1,113	1,58-1,18	1,58-1,18	1,58-1,18
I_{1A}/I_N	1,48-1,06	1,48-1,03	1,48-1,03	1,48-1,06	1,48-1,1	1,42-1,08
I_{1B}/I_N	1,48-1,06	1,48-1,06	1,48-1,06	1,48-1,06	1,48-1,06	1,42-1,08
I_{1C}/I_N	1,48-1,06	1,48-1,06	1,48-1,06	1,48-1,06	1,48-1,06	1,41-1,08
I_{2A}/I_N	1,38-0,98	1,42-1,0	1,6 -1,1	1,48-1,06	1,16-1,2	1,2 -1,2
I_{2B}/I_N	1,38-0,98	1,42-0,9	1,48-1,3	1,48-1,1	1,3 -1,23	1,23-1,2
I_{2C}/I_N	1,38-0,98	1,42-1,3	1,48-1,1	1,27-1,14	1,23-1,2	1,2 -1,2

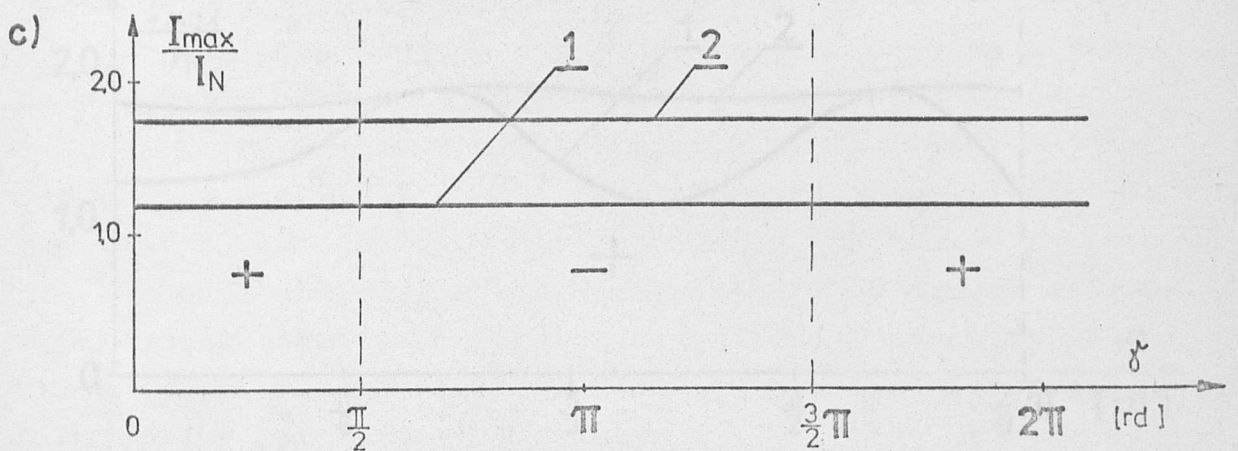
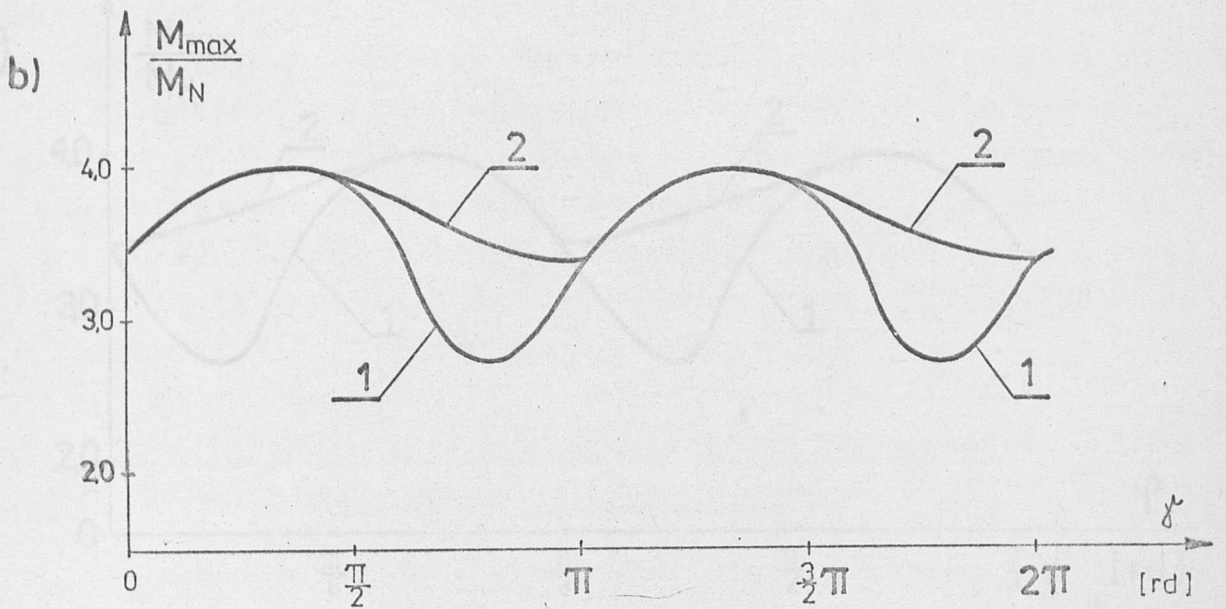
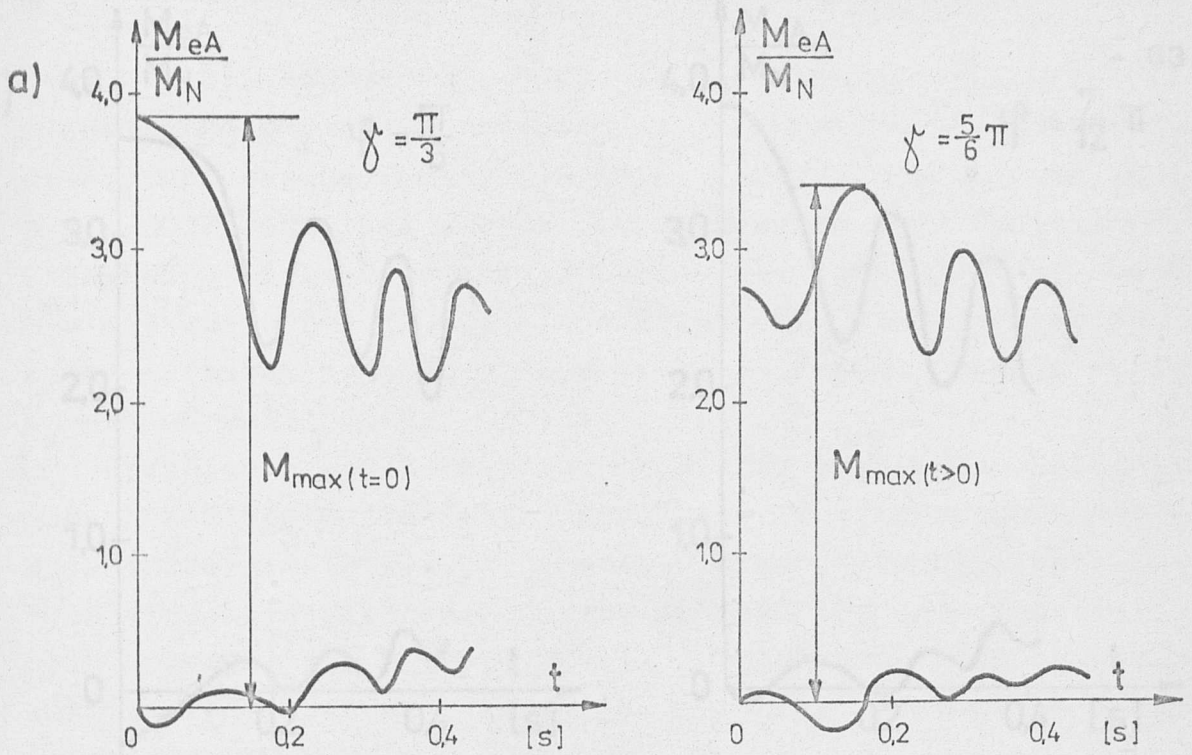
7.2. Wpływ fazy początkowej napięcia zasilającego na przebieg charakterystyk dynamicznych silnika podczas niesymetrycznego rozruchu

Wyniki obliczeń przedstawiono na rys. 7.6. Obwiednia przebiegu momentu elektromagnetycznego ma kształt fali, która zmienia swoje położenie względem punktu na osi czasu $t=0$ w funkcji kąta początkowego γ napięcia. Maksymalna wartość szczytowa momentu nie zawsze przypada w chwili czasu $t=0$; dla kątów γ w zakresie $\widehat{\pi}/2 \div \widehat{\pi}$, maksimum momentu przesuwa się w prawo i występuje dla czasu $t > 0$. Wartości szczytowe momentu dla czasu $t=0$ przedstawia na rys. 7.6b krzywa 1, natomiast dla czasu $t > 0$ krzywa 2. Maksymalna wartość momentu dla krzywych występuje przy kącie $\gamma = \widehat{\pi}/3$, natomiast wartość minimalna jest zróżnicowana i dla krzywej 1 występuje przy kącie $\gamma = 3/4\widehat{\pi}$, dla krzywej 2 przy $\gamma = 0$ i $\widehat{\pi}$. Zakres zmian momentu szczytowego w funkcji kąta γ jest znaczny. Maksymalny wzrost wartości szczytowej momentu wynosi 17.6%, w stosunku do wartości tego momentu przy kącie $\gamma = 0$, natomiast spadek momentu - 24.5%.

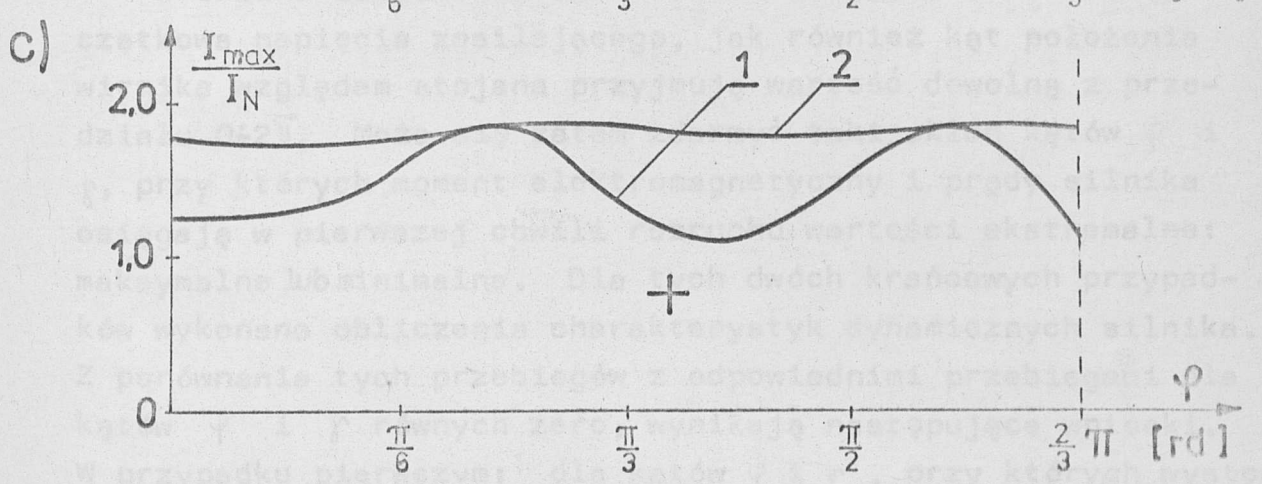
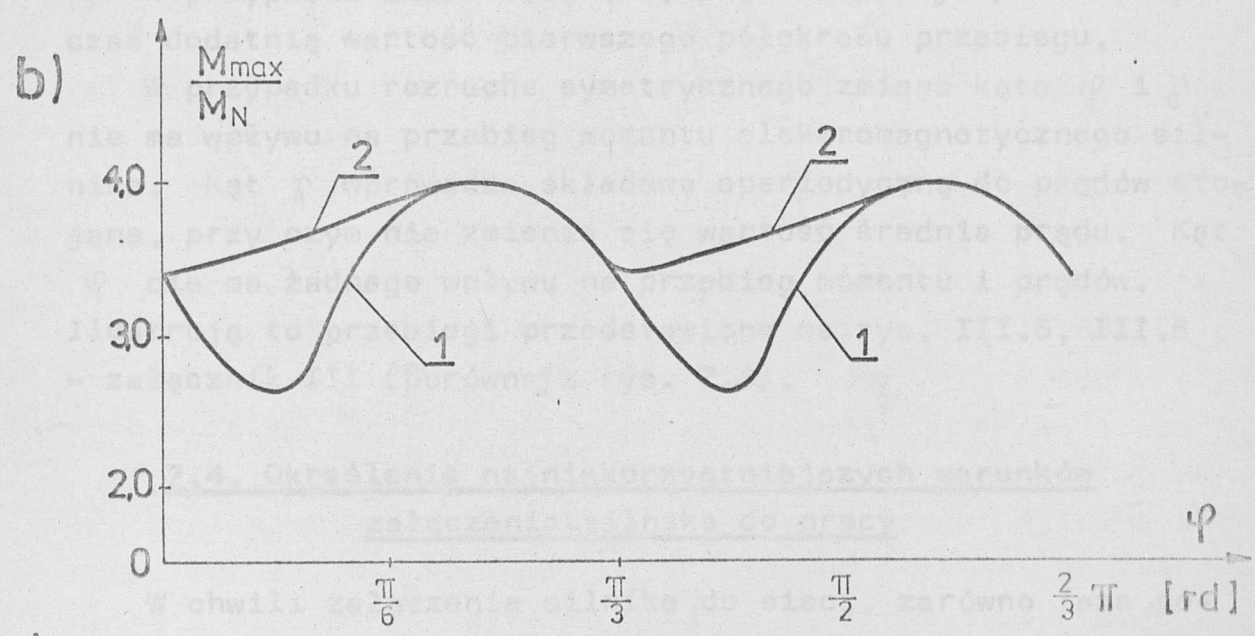
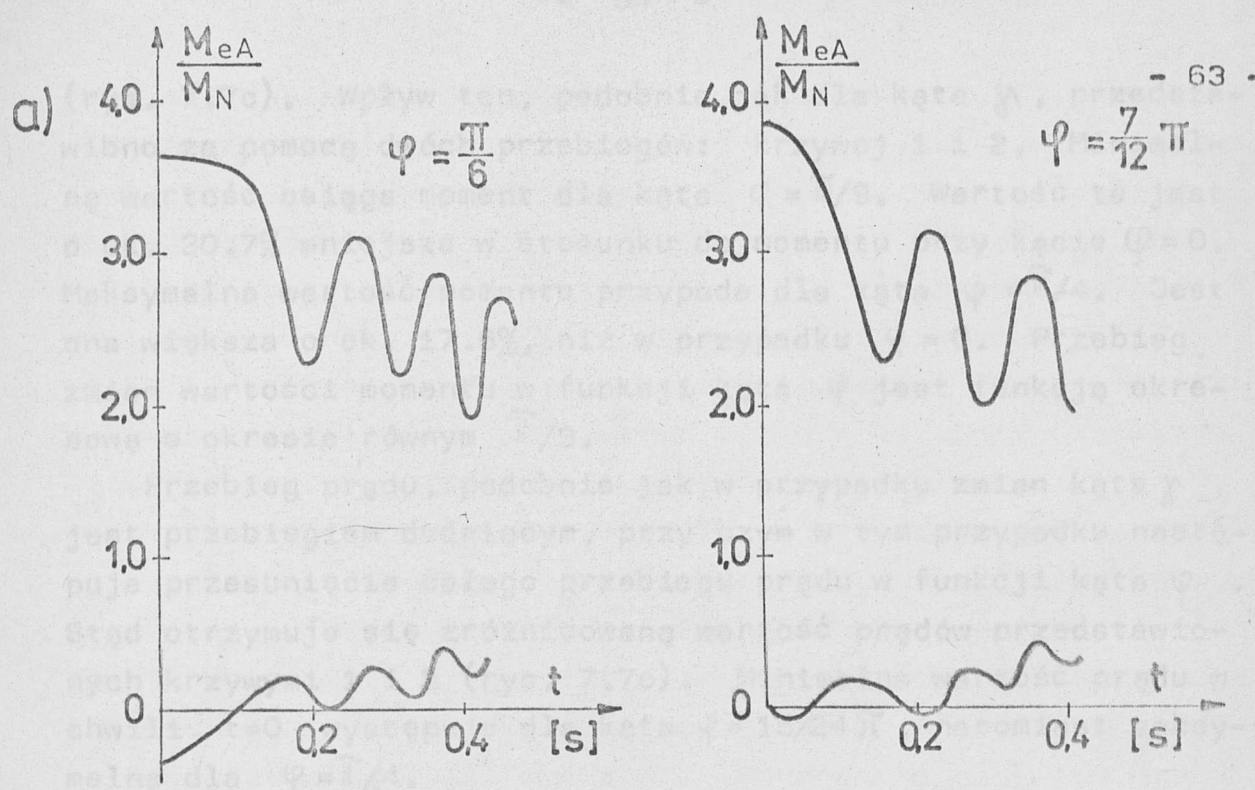
Prądy stojana, podobnie jak moment, mają kształt dudniącej fali. Zmiana kąta γ nie powoduje przesunięcia tej fali względem punktu $t=0$ na osi czasu, stąd krzywe 1 i 2 w funkcji kąta γ nie zmieniają swojej wartości (rys. 7.6c). Zmienia się natomiast znak pierwszego półokresu przebiegu prądu. Na rys. 7.6c zaznaczono zakresy kątów, dla których wartość chwilowa prądu w fazie A, w pierwszym półokresie, jest dodatnia i ujemna.

7.3. Wpływ kąta położenia wirnika względem stojana, w chwili załączenia napięcia zasilającego, na przebieg charakterystyk dynamicznych silnika

Wykonane obliczenia charakterystyk dynamicznych silnika podczas niesymetrycznego rozruchu, dla zmieniającego się kąta położenia wirnika względem stojana, w zakresie $\psi = 0 \div 2/3\widehat{\pi}$, wykazały, że istnieje wpływ wartości kąta ψ na wartość szczytową momentu elektromagnetycznego (rys. 7.7b) oraz prądów silnika



Rys.7.6. Zależność wartości ekstremalnych momentu i prądów silnika w funkcji kąta γ



Rys.7.7. Zależność wartości ekstremalnych momentu i prądów silnika w funkcji kąta φ ($m=10$)

(rys. 7.7c). Wpływ ten, podobnie jak dla kąta γ , przedstawiono za pomocą dwóch przebiegów: krzywej 1 i 2. Minimalną wartość osiąga moment dla kąta $\varphi = \pi/9$. Wartość ta jest o ok. 30.7% mniejsza w stosunku do momentu przy kącie $\varphi = 0$. Maksymalna wartość momentu przypada dla kąta $\varphi = \pi/4$. Jest ona większa o ok. 17.6%, niż w przypadku $\varphi = 0$. Przebieg zmian wartości momentu w funkcji kąta φ jest funkcją okresową o okresie równym $\pi/3$.

Przebieg prądu, podobnie jak w przypadku zmian kąta γ , jest przebiegiem dudniącym, przy czym w tym przypadku następuje przesunięcie całego przebiegu prądu w funkcji kąta φ . Stąd otrzymuje się zróżnicowaną wartość prądów przedstawionych krzywymi 1 i 2 (rys. 7.7c). Minimalna wartość prądu w chwili $t=0$ występuje dla kąta $\varphi = 15/24\pi$, natomiast maksymalna dla $\varphi = \pi/4$.

W przypadku zmian kąta φ , prąd zachowuje przez cały czas dodatnią wartość pierwszego półokresu przebiegu.

W przypadku rozruchu symetrycznego zmiana kąta φ i γ nie ma wpływu na przebieg momentu elektromagnetycznego silnika. Kąt γ wprowadza składową aperiodyczną do prądów stojana, przy czym nie zmienia się wartość średnia prądu. Kąt φ nie ma żadnego wpływu na przebieg momentu i prądów. Ilustrują to przebiegi przedstawione na rys. III.5, III.6 - załącznik III (porównaj z rys. 7.4).

7.4. Określenie najniekorzystniejszych warunków załączenia silnika do pracy

W chwili załączenia silnika do sieci, zarówno faza początkowa napięcia zasilającego, jak również kąt położenia wirnika względem stojana przyjmują wartość dowolną z przedziału $0 \div 2\pi$. Może się zatem zdarzyć taki układ kątów φ i γ , przy których moment elektromagnetyczny i prądy silnika osiągają w pierwszej chwili rozruchu wartości ekstremalne: maksymalne lub minimalne. Dla tych dwóch krańcowych przypadków wykonano obliczenia charakterystyk dynamicznych silnika. Z porównania tych przebiegów z odpowiednimi przebiegami dla kątów φ i γ równych zero, wynikają następujące wnioski. W przypadku pierwszym: dla kątów φ i γ , przy których wystę-

pują maksymalne amplitudy momentu, obserwuje się niewielkie różnice w przebiegach w stosunku do przypadku, gdy ψ i χ są równe zero. Nie ulegają zmianie wartości średnie momentu na poszczególnych stopniach rozruchowych; pozostają bez zmian wartości średnie prądów. Pojawia się natomiast składowa aperiodyczna w prądzie stojana, która przesuwca cały przebieg o pewną wartość względem osi prądów. Prądy wirnika wykazują niewielkie rozbieżności tylko w zakresie prędkości bliskich połowie prędkości synchronicznej silnika. W przypadku drugim, tzn. dla kątów ψ i χ odpowiadających minimalnej wartości szczytowej momentu elektromagnetycznego, różnice są większe. Charakterystyczną cechą dla tych przebiegów jest to, że uwidacznia się w nich spadek wartości średniej momentu, pochodzący od składowej przeciwbieżnej pola, w zakresie połowy prędkości synchronicznej. Moment osiąga w tym punkcie wartość równą $1.03 M_N$, a więc o ok. 12.5% mniejszą niż dla ψ i $\chi = 0$. W związku z tym wolniej narasta prędkość kątowa silnika i wydłuża się o ok. 6.9% czas rozruchu silnika. Prądy stojana, mimo że ulegają przesunięciu, na skutek pojawienia się składowej aperiodycznej, to zachowują taką samą wartość średnią.

Z przedstawionych rozważań wynika, że bardziej niekorzystnym przypadkiem są takie wartości kątów ψ i χ , które dają minimalną amplitudę momentu dla czasu $t=0$. W przypadku badanego silnika, kąty te odpowiednio wynoszą: $\chi = \pi/4$ oraz $\psi = \pi/12$.

Wyniki obliczeń charakterystyk dynamicznych silnika podczas rozruchu dla kątów ψ i χ , dających ekstremalne (maksymalne i minimalne) wartości momentu elektromagnetycznego i prądów, przedstawiono w załączniku III na rysunkach III.7 do III.12.

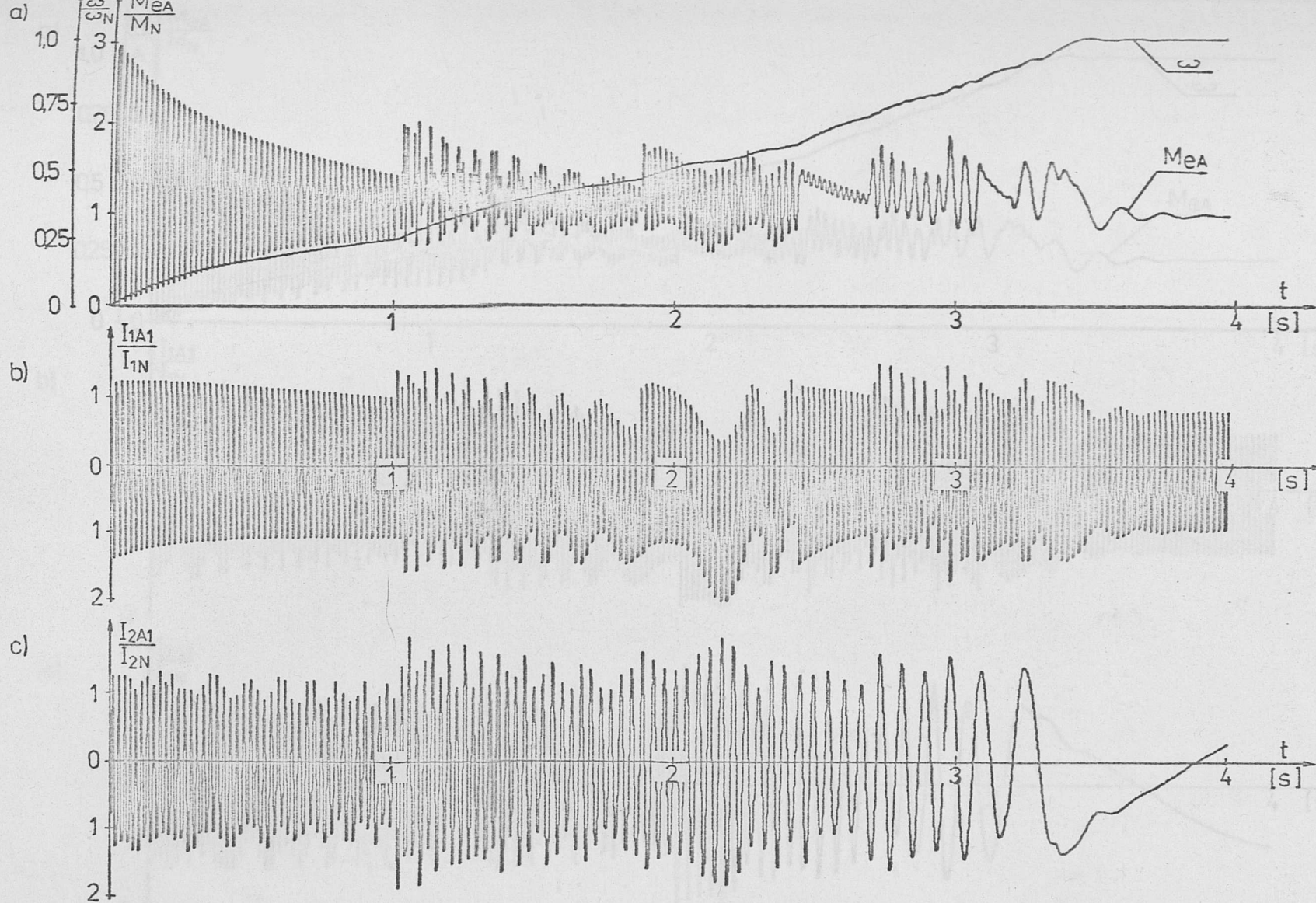
7.5. Analiza zbiorcza rozruchu niesymetrycznego

W obliczeniach uwzględniono trzy metody projektowania niesymetrycznych rozruszników. Badane rozruszniki, o liczbie stopni od 7 do 15, stanowiły rozwiązania alternatywne w stosunku do rozruszników symetrycznych 3, 4 i 5-stopniowych. Wyniki obliczeń dla kilku przykładowych rozruszników przedstawiono w postaci wykresów na rys. 7.8-7.10 oraz rysunkach III.13-III.18. Wartości graniczne momentu i prądów, odniesione do wartości znamionowych, na kolejnych stopniach rozruchowych, dla prezentowanych rozruszników, przedstawione zostały w tabelach III-1+III-5 (załącznik III).

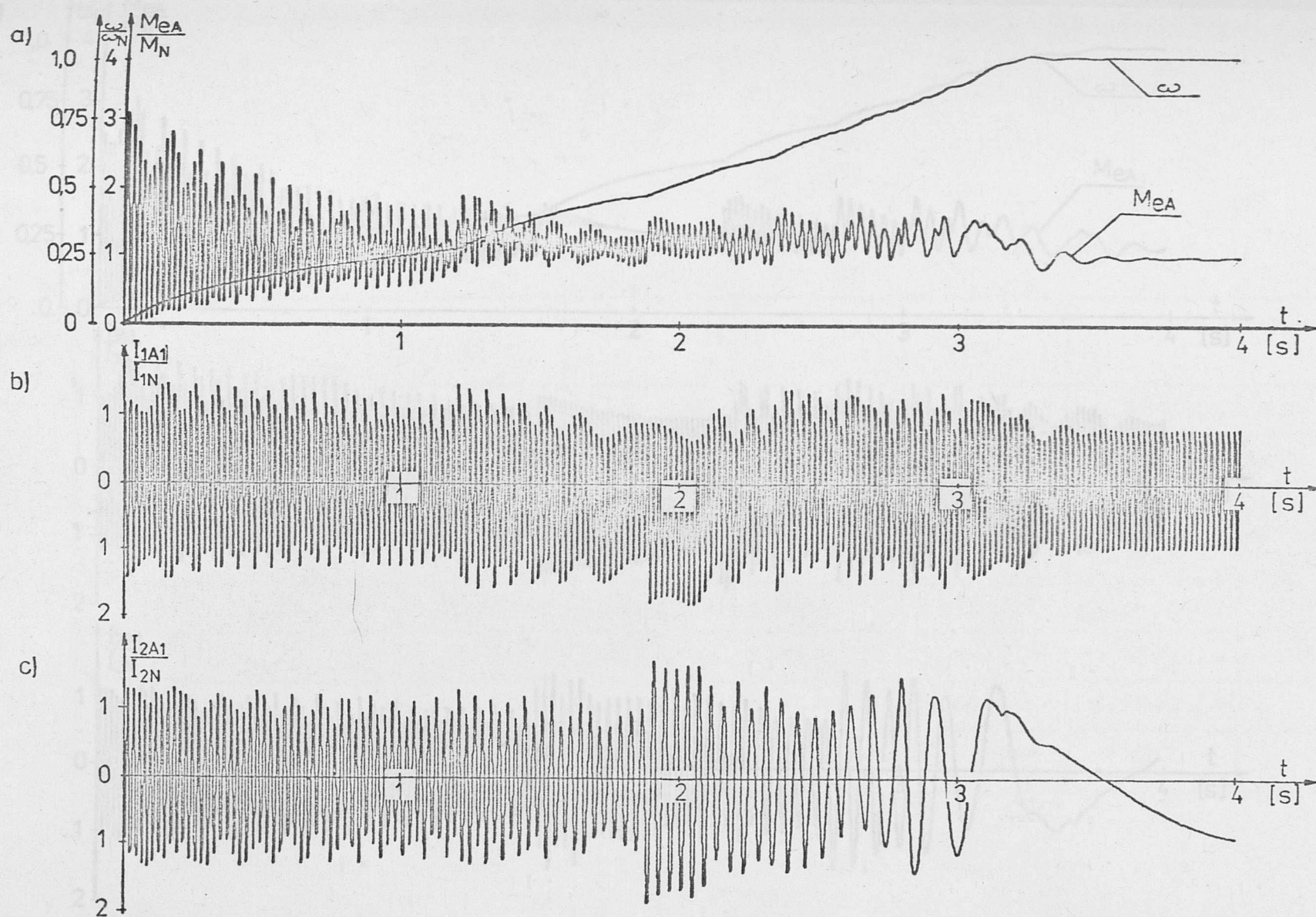
7.5.1. Wyniki analizy rozruchu 15, 13 i 11-stopniowego

Analizując wyniki obliczeń wartości prądów na poszczególnych stopniach rozruchowych, zawarte w tabelach 7.3-7.5, stwierdza się, że występuje okresowe przekraczanie wartości prądów w niektórych fazach, w stosunku do wartości założonej podczas projektowania. W przypadku rozrusznika 15-stopniowego (metoda I) prąd stojana przekracza o 5.4% wartość założoną, natomiast prąd wirnika o 9.6%. Oznacza to, że w obwodzie wirnika występuje większa asymetria prądów, niż w obwodzie stojana. Odnosi się to także do rozruszników 13 i 11-stopniowych, przy czym stopień asymetrii prądów jest tu mniejszy. W rozruszniku 13-stopniowym (metoda II) przekroczenie prądu powyżej wartości założonej występuje tylko w odniesieniu do prądu wirnika i wynosi 9.2%. Nie obserwuje się natomiast przekroczenia wartości granicznych w przypadku rozrusznika 11-stopniowego (metoda III). Zaprojektowanie jednego stopnia symetrycznego, gdy silnik przekracza połowę prędkości synchronicznej, daje korzystny efekt ograniczenia niesymetrii prądów, która szczególnie wyraźnie zaznacza się w tym zakresie prędkości.

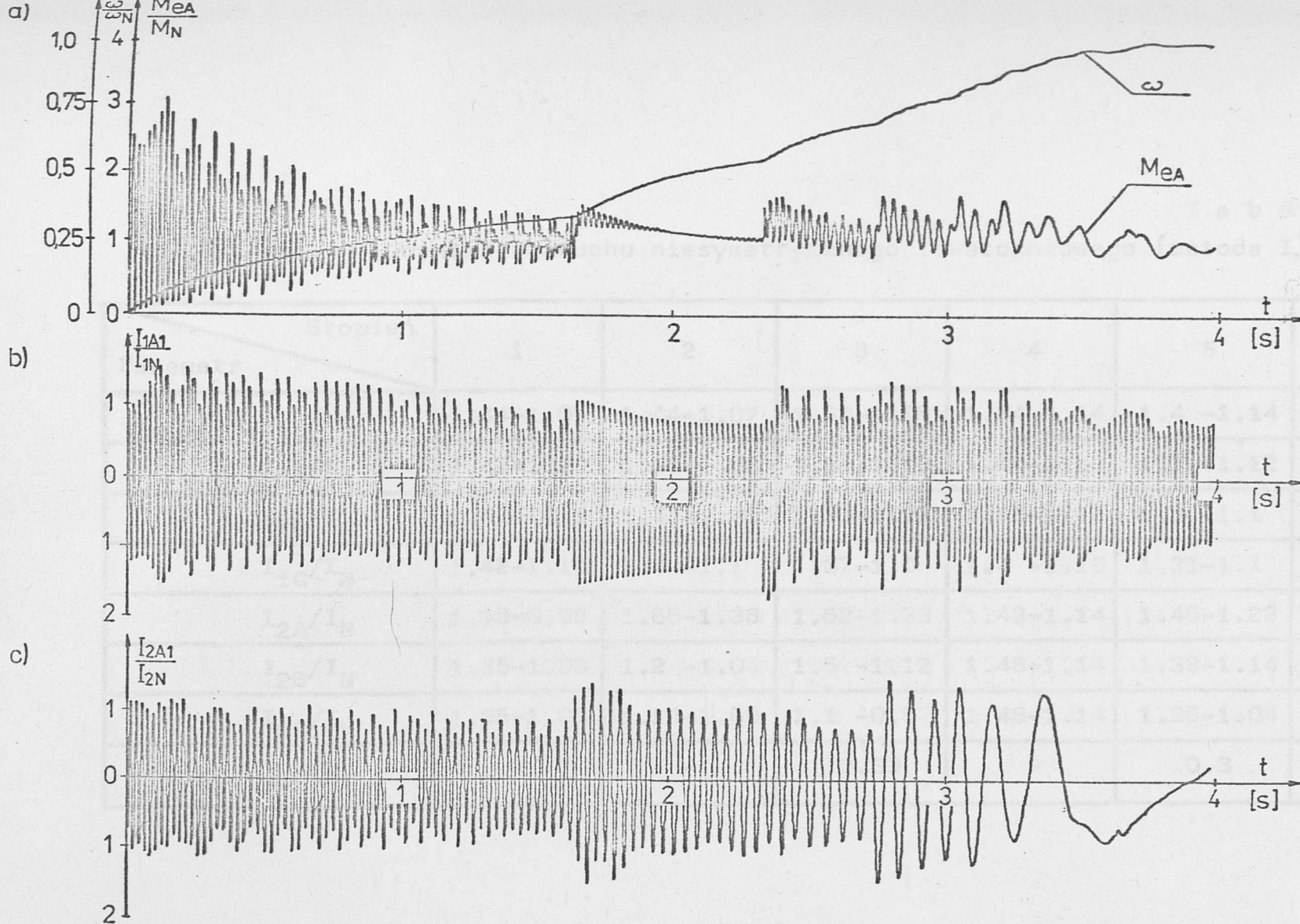
Z przeprowadzonej analizy wartości prądów na poszczególnych stopniach rozruchowych wynika, że metoda III i II pozwala w sposób wydatny ograniczyć niesymetrię prądów, w porównaniu z metodą I. Metoda III pozwala uzyskać najkorzystniejszy przebieg prądów rozruchowych, które nie przekraczają wartości granicznych, zakładanych podczas projektowania.



Rys.7.8. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 15-stopniowym: a) przebieg momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu stojana w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A



Rys.7.9. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 13-stopniowym: a) przebieg momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu stojana w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A



Rys.7.10. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 11-stopniowym: a) przebieg momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu stojana w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A

T a b e l a 7.3

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 15-stopniowego (metoda I)

Parametr \ Stopień	1	2	3	4	5	6
$M_{e\ \acute{s}r}/M_N$	1.44-1.07	1.44-1.07	1.38-1.18	1.44-1.14	1.4 -1.14	1.4 -1.18
I_{1A}/I_N	1.42-1.1	1.35-1.08	1.3 -1.13	1.4 -1.15	1.3 -1.12	1.3 -1.1
I_{1B}/I_N	1.42-1.15	1.4 -1.05	1.33-1.12	1.42-1.15	1.3 -1.1	1.2 -1.1
I_{1C}/I_N	1.42-1.15	1.4 -1.1	1.37-1.0	1.4 -1.15	1.31-1.1	1.16-1.12
I_{2A}/I_N	1.35-0.98	1.66-1.38	1.62-1.33	1.43-1.14	1.46-1.23	1.32-1.3
I_{2B}/I_N	1.35-1.08	1.2 -1.04	1.5 -1.12	1.48-1.14	1.38-1.14	1.35-1.3
I_{2C}/I_N	1.35-1.08	1.15-1.09	1.1 -0.8	1.48-1.14	1.36-1.04	1.3 -1.3
M_{pul}/M_N	-	-	0.39	-	0.3	0.4

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 11-stopniowego (metoda III)

Tabela 7.4

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 13-stopniowego (metoda II)

Parametr \ Stopień	1	2	3	4	5	6
$M_{e\ \acute{s}r}/M_N$	1.5 -1.18	1.43-1.1	1.4 -1.15	1.45-1.15	1.45-1.15	1.4 -1.1
I_{1A}/I_N	1.4 -1.11	1.38-1.08	1.38-1.0	1.38-1.02	1.3 -1.0	1.3 -1.0
I_{1B}/I_N	1.34-1.18	1.39-1.15	1.4 -1.2	1.4 -1.28	1.3 -1.2	1.2 -1.16
I_{1C}/I_N	1.45-1.13	1.4 -1.2	1.38-1.2	1.4 -1.2	1.4 -1.2	1.3 -1.2
I_{2A}/I_N	1.34-1.1	1.2 -1.08	1.65-1.2	1.3 -1.05	1.45-1.1	1.25-1.18
I_{2B}/I_N	1.28-1.0	1.49-1.38	1.39-1.2	1.3 -1.15	1.5 -1.1	1.4 -1.3
I_{2C}/I_N	1.48-1.37	1.4 -1.08	1.48-1.13	1.55-1.3	1.33-1.33	1.34-1.32
M_{pul}/M_N	-	-	0.25	0.27	0.29	0.3

Tabela 7.5

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 11-stopniowego (metoda III)

Parametr	Stopień	1	2	3	4	5	6
$M_{e\text{ śr}}/M_N$		1.45-1.1	1.48-1.12	1.48-1.12	1.48-1.12	1.48-1.12	1.48-1.12
I_{1A}/I_N		1.42-1.08	1.4 -1.08	1.38-1.13	1.39-1.05	1.33-1.1	1.3 -1.0
I_{1B}/I_N		1.45-0.99	1.38-1.12	1.33-1.05	1.35-1.14	1.3 -1.1	1.4 -1.2
I_{1C}/I_N		1.48-1.1	1.4 -1.12	1.39-1.02	1.4 -1.14	1.3 -1.2	1.3 -1.15
I_{2A}/I_N		1.1 -0.85	1.14-1.03	1.1 -0.9	1.45-1.2	1.35-1.1	-
I_{2B}/I_N		1.49-1.06	1.33-0.98	1.39-1.2	1.25-0.9	1.55-1.45	-
I_{2C}/I_N		1.48-1.15	1.39-1.12	1.49-1.2	1.5 -1.2	1.2 -1.15	-
M_{pul}/M_N		-	-	0.26	0.27	0.3	0.3

Przebiegi momentu elektromagnetycznego, dla rozrusznika 15, 13 i 11-stopniowego, przedstawiono na rys. 7.8a÷7.10a. Z porównania wartości średnich momentu elektromagnetycznego na początku i końcu poszczególnych stopni rozruchowych, zamieszczonych w tabelach 7.3÷7.5 wynika, że występują rozbieżności pomiędzy wartościami założonymi podczas projektowania a otrzymanymi z obliczeń dynamicznych. Obserwuje się zasadę, że wartości graniczne górne są mniejsze od założonej, natomiast graniczne dolne - większe od założonej. Rozbieżności te są tym większe, im większy jest stopień niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika. W przypadku rozrusznika 15-stopniowego wartość górna momentu jest mniejsza o ok. 4.4%, a dolna większa o ok. 2.7% od wartości założonej. Dla rozrusznika 13-stopniowego wartości te odpowiednio wynoszą 4.9% i 3.4%, natomiast dla rozrusznika 11-stopniowego 8.4% i 1.5%.

Porównanie wartości granicznych momentów oraz prądów dla poszczególnych rozruszników wykazuje, że nie występuje proporcjonalność między momentem a prądem, jaką zakłada się podczas obliczeń niesymetrycznych rozruszników.

Moment pulsujący, jaki pojawia się w przebiegu wypadkowym momentu elektromagnetycznego, wykazuje zmienną amplitudę w funkcji zmian rezystancji obwodu wirnika. Zależy on także od stopnia niesymetrii tej rezystancji. Dla rozrusznika 15-stopniowego największa amplituda momentu pulsującego wynosi $0.4 M_N$, w przypadku rozrusznika 13 i 11-stopniowego jest mniejsza i wynosi ok. $0.3 M_N$. Oznacza to, że metoda II i III, oprócz tego, że daje ograniczenie wartości maksymalnych prądów silnika, zmniejsza także wartość amplitudy momentu pulsującego.

Niekorzystny efekt występowania momentu pulsującego odbija się na przebiegu prędkości kątowej silnika. Prędkość silnika nieznacznie zmienia się wraz ze zmianą wartości momentu pulsującego. Zmiany te jednak są niewielkie. Należy zauważyć, że w rzeczywistych warunkach bezwładność układu napędowego jest wielokrotnie większa od bezwładności silnika, stąd wpływ pulsacji momentu na przebieg prędkości nie powinien mieć miejsca.

Analizując przebieg momentu elektromagnetycznego w zakresie połowy prędkości synchronicznej stwierdza się, że zarówno dla rozrusznika 15-stopniowego, jak i 13-stopniowego, nie występuje niebezpieczeństwo utknięcia silnika. W przypadku rozrusznika 11-stopniowego nie występuje zmniejszenie momentu silnika, pochodzące od składowej przeciwbieżnej. Obserwuje się natomiast zmniejszenie wartości momentu silnika w przypadku rozrusznika 15 i 13-stopniowego. Moment silnika dla rozrusznika 15-stopniowego osiąga wartość $1.0 M_N$, a więc mniejszą o ok. 10% od wartości założonej. Dla rozrusznika 13-stopniowego spadek momentu jest mniejszy; osiąga on wartość $1.14 M_N$, a więc o ok. 3.6% większą od zakładanej.

Przedstawione rozważania pozwalają stwierdzić, że zaprojektowany wg metody III, zaproponowanej przez autora, rozrusznik 11-stopniowy charakteryzuje się najkorzystniejszymi parametrami. Eliminuje on wpływ składowej przeciwbieżnej momentu na wypadkowy moment elektromagnetyczny silnika. Ponadto ogranicza wartości maksymalne prądów wirnika, które nie przekraczają górnych wartości granicznych, założonych podczas projektowania.

Parametry rozrusznika 13-stopniowego wykazują, że metoda II charakteryzuje się lepszymi parametrami niż metoda I; daje ona mniejszą asymetrię prądów, jak również mniejszy spadek momentu w połowie prędkości synchronicznej.

Należy zaznaczyć, że ocena metod została dokonana na podstawie porównania parametrów rozruszników o różnej liczbie stopni rozruchowych. Gdyby porównanie to przeprowadzić dla rozruszników o zbliżonej liczbie stopni rozruchowych, np. 11 (metoda III), 12 (metoda II) i 13 (metoda III) lub 10 (metoda II), 11 (metoda III) i 12 (metoda I), to metody II i III wypadają jeszcze korzystniej (porównaj tabele 7.3÷7.5 oraz III-1÷III-3).

Im mniejsza jest liczba stopni rozruchowych niesymetrycznego rozrusznika, tym większe rozbieżności obserwuje się pomiędzy wartościami granicznymi projektowanymi a otrzymanymi z obliczeń dynamicznych. Dlatego przy projektowaniu rozrusznika należy dążyć do tego, aby liczba stopni rozruchowych była możliwie duża. Ulegają wówczas ograniczeniu wszystkie

niekorzystne zjawiska, zacierają się różnice pomiędzy metodą I, II i III i rozruch niesymetryczny zbliża się do symetrycznego.

W wyniku przeprowadzonych obliczeń rozruchu niesymetrycznego stwierdzono, że rozruszniki: 9-stopniowy (metoda I), 7-stopniowy (metoda II), 8-stopniowy (metoda III) nie nadają się do zastosowania ze względu na zbyt dużą niesymetrię prądów, znaczny moment pulsujący oraz spadek momentu w "siodle" poniżej wartości znamionowej silnika. Korzystniej wypadają rozruszniki: 12-stopniowy (metoda I), 10-stopniowy (metoda II), których prądy nieznacznie przekraczają wartości założone podczas projektowania. Moment silnika w połowie prędkości synchronicznej dla rozrusznika 10 i 12-stopniowego osiąga wartość $1.03 M_N$. Nie powinno to spowodować utknięcia silnika nawet dla znamionowego momentu obciążenia. W zasadzie bez zastrzeżeń spełniają warunki, odnośnie wielkości prądów i momentów, jakie występują podczas niesymetrycznego rozruchu, rozruszniki: 15, 13 i 11-stopniowy. Jako podstawę oceny przydatności poszczególnych rozruszników niesymetrycznych przyjęto wielkości prądów i momentów silnika, jakie występują podczas procesu rozruchu, z obecnie stosowanym rozrusznikiem 5-stopniowym, pracującym w układzie sekwencyjnym. Parametry rozrusznika, jak również wyniki obliczeń charakterystyk dynamicznych rozruchu sekwencyjnego, przedstawiono w załączniku III (tab. III-6 i III-7).

8. KONCEPCJA PROJEKTOWANIA NIESYMETRYCZNEGO ROZRUCHU Z WYKORZYSTANIEM RZECZYWISTEGO PRZEBIEGU CHARAK- TERYSTYK ROZRUCHOWYCH SILNIKA

Do zasadniczych wad tradycyjnych metod obliczania rozruszników niesymetrycznych należą:

- brak możliwości uwzględnienia wpływu składowej przeciwbieżnej momentu na deformację charakterystyki mechanicznej silnika,
- brak możliwości wyznaczenia niesymetrii prądów w fazach wirnika i stojana.

Ponadto, tradycyjna metoda obliczeń pomija reaktancję uzwojenia wirnika i zakłada prostoliniowy przebieg roboczej części charakterystyki mechanicznej, co prowadzi do założenia, że prąd wirnika jest proporcjonalny do momentu obrotowego. Metodą tradycyjną wyznacza się rezystancje zastępcze dla poszczególnych stopni rozruchowych, dla których z kolei wyznacza się charakterystyki mechaniczne. Na tym proces obliczeń niesymetrycznego rozrusznika kończy się, nie wnikając w to, jakie występują rozbieżności pomiędzy tak określonymi charakterystykami mechanicznymi a ich rzeczywistymi przebiegami, z uwzględnieniem ujemnych wpływów wynikających z pracy silnika w stanie niesymetrii. Te wady sprawiają, że metoda tradycyjna nie zapewnia wymaganej dokładności obliczeń. Wskazują na to rozbieżności, przede wszystkim pomiędzy wartościami prądów zakładanych podczas projektowania a wartościami otrzymanymi z obliczeń dynamicznych [11,23]. Wydaje się więc konieczne uściślenie metod projektowania rozruszników niesymetrycznych i zrezygnowania z założeń, które dopuszcza się dla rozruszników symetrycznych. W tym celu niezbędna jest znajomość przebiegów charakterystyk rozruchowych silnika, uwzględniających jego pracę w stanie niesymetrii. Proponowana metoda obliczania charakterystyk mechanicznych silnika eliminuje założenia upraszczające, stosowane w obliczeniach tradycyjnych, w odniesieniu zarówno do rozruszników niesymetrycznych, jak i symetrycznych.

Metoda ta opiera się o model dynamiczny silnika, opisany układem równań (4.13) i (4.15).

8.1. Model dynamiczny silnika z niesymetria rezystancji w obwodzie wirnika w stanie ustalonym

W układzie równań (4.13) i (4.15) modelu dynamicznego prądu i napięcia są, dla przyjętego do rozważań modelu silnika, wirującymi wektorami o operatorze obrotu $e^{j(\omega_0 - \omega)t}$ [37]. Zastępując w równaniach (4.15) składowe 1 i 2 napięć i prądów wektorami składowych symetrycznych: zgodnej i przeciwnej oraz uwzględniając fakt, że różniczkowaniu wektora wirowującego względem czasu t odpowiada w dziedzinie liczb zespolonych operacja algebraicznego mnożenia tego wektora przez operator $j(\omega_0 - \omega)$, otrzymuje się:

$$\begin{bmatrix} \hat{U}_{1s} \\ \hat{U}_{2s} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + jX_s & 0 & jX_{12} & 0 \\ 0 & R_s + jX_s(2s-1) & 0 & jX_{12}(2s-1) \\ jsX_{12} & 0 & R_o + R_w + jsX_w & \hat{R}_1 \\ 0 & jsX_{12} & \hat{R}_2 & R_o + R_w + jsX_w \end{bmatrix} \times$$

$$\times \begin{bmatrix} \hat{I}_{1s} \\ \hat{I}_{2s} \\ \hat{I}_{1w} \\ \hat{I}_{2w} \end{bmatrix} \quad (8.1)$$

przy czym: $\hat{U}_{1s} = \sqrt{3} \cdot U_{1m}$; $\hat{U}_{2s} = 0$; $X_s = \omega_o L_s$;

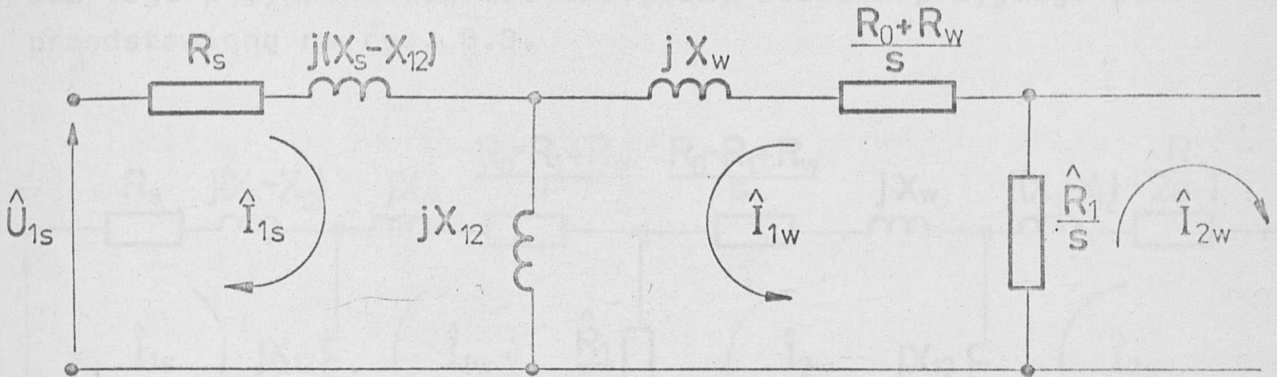
$X_w = \omega_o L_w$; $X_{12} = \omega_o M_{sw}$; $s = (\omega_o - \omega) / \omega_o$.

Równania (8.1) dają się przedstawić obrazowo w postaci schematów zastępczych silnika dla składowej zgodnej i przeciwnej.

Wyodrębniając z układu równań (8.1) dwa wyrażenia i przekształcając je do postaci:

$$\left. \begin{aligned} \hat{U}_{1s} &= (R_s + jX_s)\hat{I}_{1s} + jX_{12}\hat{I}_{1w} \\ 0 &= jX_{12}\hat{I}_{1s} + \left(\frac{R_o + R_w}{s} + jX_w\right)\hat{I}_{1w} + \frac{\hat{R}_1}{s}\hat{I}_{2w} \end{aligned} \right\} \quad (8.2)$$

otrzymuje się schemat zastępczy silnika dla składowej zgodnej (rys. 8.1).

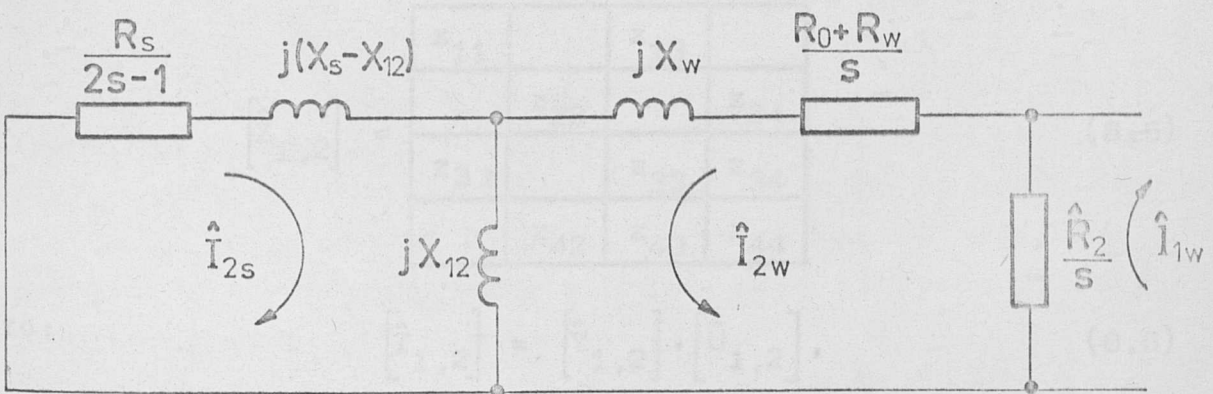


Rys.8.1. Schemat zastępczy silnika dla składowej zgodnej

Dla pozostałych dwóch równań układu (8.1), o postaci:

$$\left. \begin{aligned} 0 &= \left(\frac{R_s}{2s-1} + jX_s \right) \hat{I}_{2s} + jX_{12} \hat{I}_{2w} \\ 0 &= jX_{12} \hat{I}_{2s} + \left(\frac{R_0 + R_w}{s} + jX_w \right) \hat{I}_{2w} + \frac{\hat{R}_2}{s} \hat{I}_{1w} \end{aligned} \right\} \quad (8.3)$$

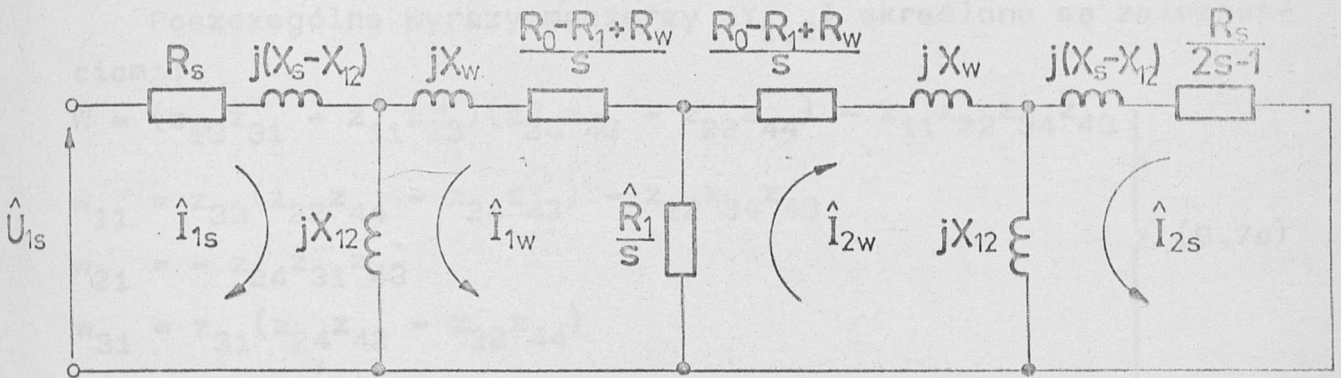
Schemat zastępczy silnika, dla składowej przeciwnej, przedstawia rys. 8.2.



Rys.8.2. Schemat zastępczy silnika dla składowej przeciwnej

Istnieje taki przypadek niesymetrii rezystancji w fazach wirnika, dla którego przedstawione schematy zastępcze dają się sprowadzić do wspólnego schematu zastępczego silnika.

Przypadek taki występuje wówczas, gdy $\hat{R}_1 = \hat{R}_2$, co oznacza, że układ rezystancji wirnika musi spełniać warunek $R_{RA} \neq R_{RB} = R_{RC}$. Dla tego przypadku schemat zastępczy silnika przyjmuje postać przedstawioną na rys. 8.3.



Rys.8.3. Schemat zastępczy silnika z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika o postaci $R_{RA} \neq R_{RB} = R_{RC}$

Układ równań (8.1) można zapisać w postaci:

$$\begin{bmatrix} \hat{U}_{1,2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{Z}_{1,2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{I}_{1,2} \end{bmatrix} \quad (8.4)$$

Jeśli poszczególne wyrazy macierzy impedancji $\hat{Z}_{1,2}$ oznaczyć symbolami:

$$\begin{bmatrix} \hat{Z}_{1,2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_{11} & & z_{13} & \\ & z_{22} & & z_{24} \\ z_{31} & & z_{33} & z_{34} \\ & z_{42} & z_{43} & z_{44} \end{bmatrix} \quad (8.5)$$

to:

$$\begin{bmatrix} \hat{I}_{1,2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{Y}_{1,2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{U}_{1,2} \end{bmatrix}, \quad (8.6)$$

przy czym:

$$\begin{bmatrix} \hat{Y}_{1,2} \end{bmatrix} = \frac{1}{W} \cdot \begin{bmatrix} w_{11} \\ w_{21} \\ w_{31} \\ w_{41} \end{bmatrix} \cdot \quad (8.7)$$

Zależność (8.7) przedstawia macierz admitancji, obliczoną jako macierz odwrotną do macierzy impedancji (8.5). Macierz $[\hat{Y}_{1,2}]$ obliczono tylko dla kolumny pierwszej, gdyż ze względu na symetrię napięcia zasilającego, napięcie \hat{U}_{2s} oraz napięcia wirnika są równe zeru.

Poszczególne wyrazy macierzy $[\hat{Y}_{1,2}]$ określone są zależnościami:

$$\left. \begin{aligned} W &= (z_{13}z_{31} - z_{11}z_{33})(z_{24}z_{42} - z_{22}z_{44}) - z_{11}z_{22}z_{34}z_{43} \\ w_{11} &= z_{33}(z_{22}z_{44} - z_{24}z_{42}) - z_{22}z_{34}z_{43} \\ w_{21} &= -z_{24}z_{31}z_{43} \\ w_{31} &= z_{31}(z_{24}z_{42} - z_{22}z_{44}) \\ w_{41} &= z_{22}z_{31}z_{43} \end{aligned} \right\} (8.7a)$$

Podobnie, jak w przypadku równań napięciowych, zastępując w równaniu (4.13) składowe 1 i 2 prądów stojana i wirnika przez odpowiednie wektory składowych symetrycznych: zgodnej i przeciwnej, otrzymuje się równanie na wartość chwilową momentu elektromagnetycznego w postaci:

$$\begin{aligned} M_e &= \frac{1}{4} p_b M_{sw} [(\hat{I}_{1s}\hat{I}_{1w} - \hat{I}_{1s}\check{I}_{1w}) + (\hat{I}_{2s}\check{I}_{2w} - \check{I}_{2s}\hat{I}_{2w}) + \\ &- (\hat{I}_{2s}\hat{I}_{1w} - \hat{I}_{1s}\hat{I}_{2w})e^{j2(\omega_0 - \omega)t} + (\check{I}_{12}\check{I}_{2w} - \check{I}_{2s}\check{I}_{1w})e^{-j2(\omega_0 - \omega)t}] \end{aligned} \quad (8.8)$$

W równaniu (8.8) można wyróżnić dwa pierwsze składniki, które nie zależą od czasu. Wyrażają one składową stałą momentu, a więc moment statyczny. Przekształcając tę część równania (8.8) do prostszej postaci, uzyskuje się ostateczną zależność na moment statyczny silnika, przy niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika:

$$M_s = -\frac{1}{2} p_b M_{sw} \operatorname{Im}(\hat{I}_{1s}\hat{I}_{1w} - \check{I}_{2s}\hat{I}_{2w}). \quad (8.9)$$

Pozostałe dwa składniki w równaniu (8.8) zależne są od czasu. Są one również funkcją poślizgu silnika wg relacji $2s\omega_0$. Charakterystyczną cechą w tych wyrażeniach jest to, że występujące w nich składowe zgodne i przeciwne prądów,

wytwarzające odpowiednio składową zgodną i przeciwną pola magnetycznego, zgodnie z poglądowym schematem pól przedstawionych na rys. 3.3, tworzą tzw. moment pulsujący.

Doprowadzając składniki te do prostszej postaci, wyrażenie na moment pulsujący przyjmuje postać:

$$M_{pul} = -\frac{1}{2} p_b M_{sw} \operatorname{Im}(\hat{I}_{2s} \hat{I}_{1w} - \hat{I}_{1s} \hat{I}_{2w}). \quad (8.10)$$

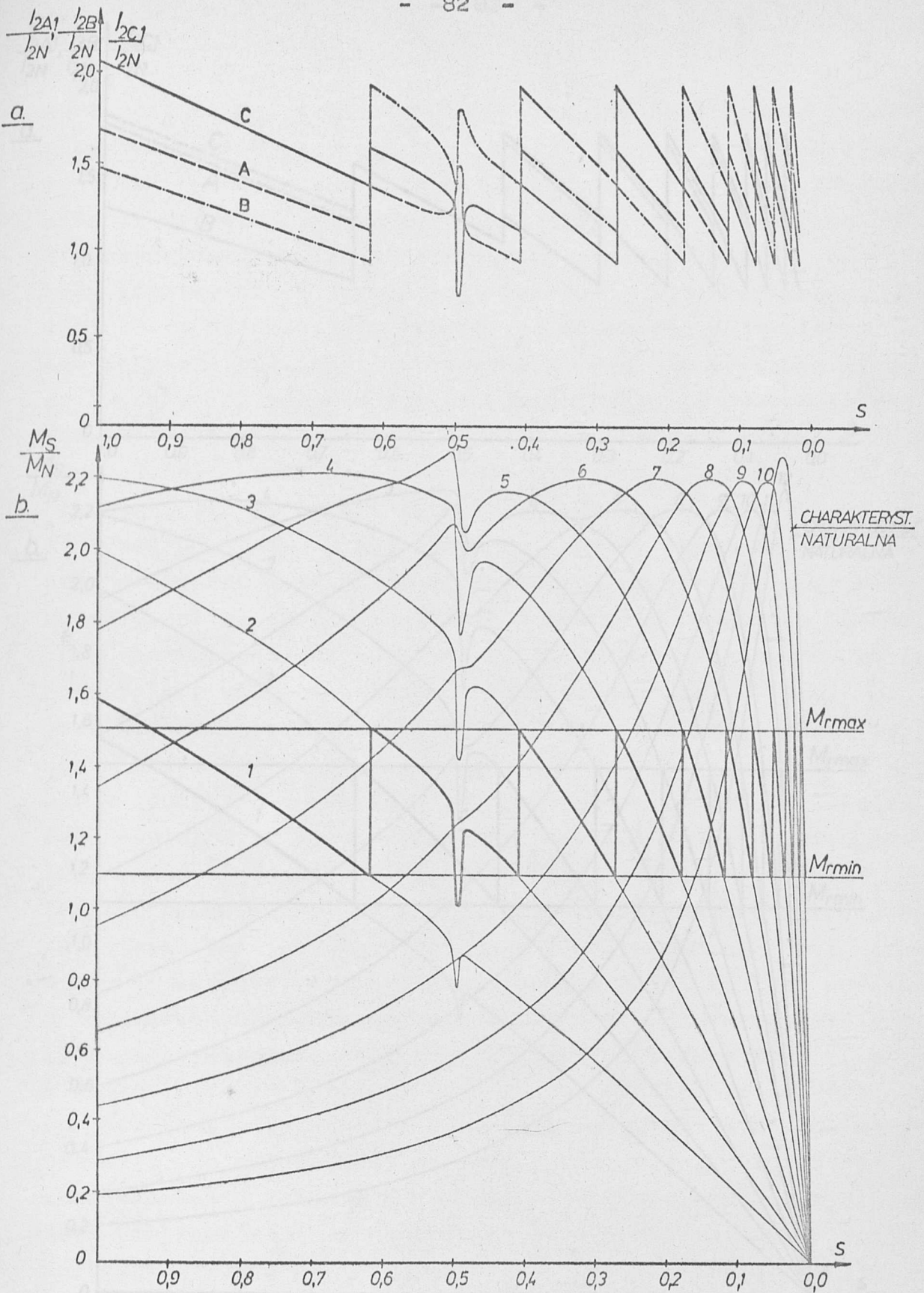
Odpowiednie prądy w równaniu (8.9) i (8.10) oblicza się wg zależności (8.6). Prądy rzeczywiste w fazach wirnika oblicza się na podstawie zależności:

$$\left. \begin{aligned} I_{2A1} &= \frac{1}{\sqrt{3}} (\hat{I}_{1w} + \hat{I}_{2w}) \\ I_{2B1} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \left[-\frac{1}{2}(\hat{I}_{1w} + \hat{I}_{2w}) + j \frac{\sqrt{3}}{2} (\hat{I}_{1w} - \hat{I}_{2w}) \right] \\ I_{2C1} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \left[-\frac{1}{2}(\hat{I}_{1w} + \hat{I}_{2w}) - j \frac{\sqrt{3}}{2} (\hat{I}_{1w} - \hat{I}_{2w}) \right] \end{aligned} \right\} (8.11)$$

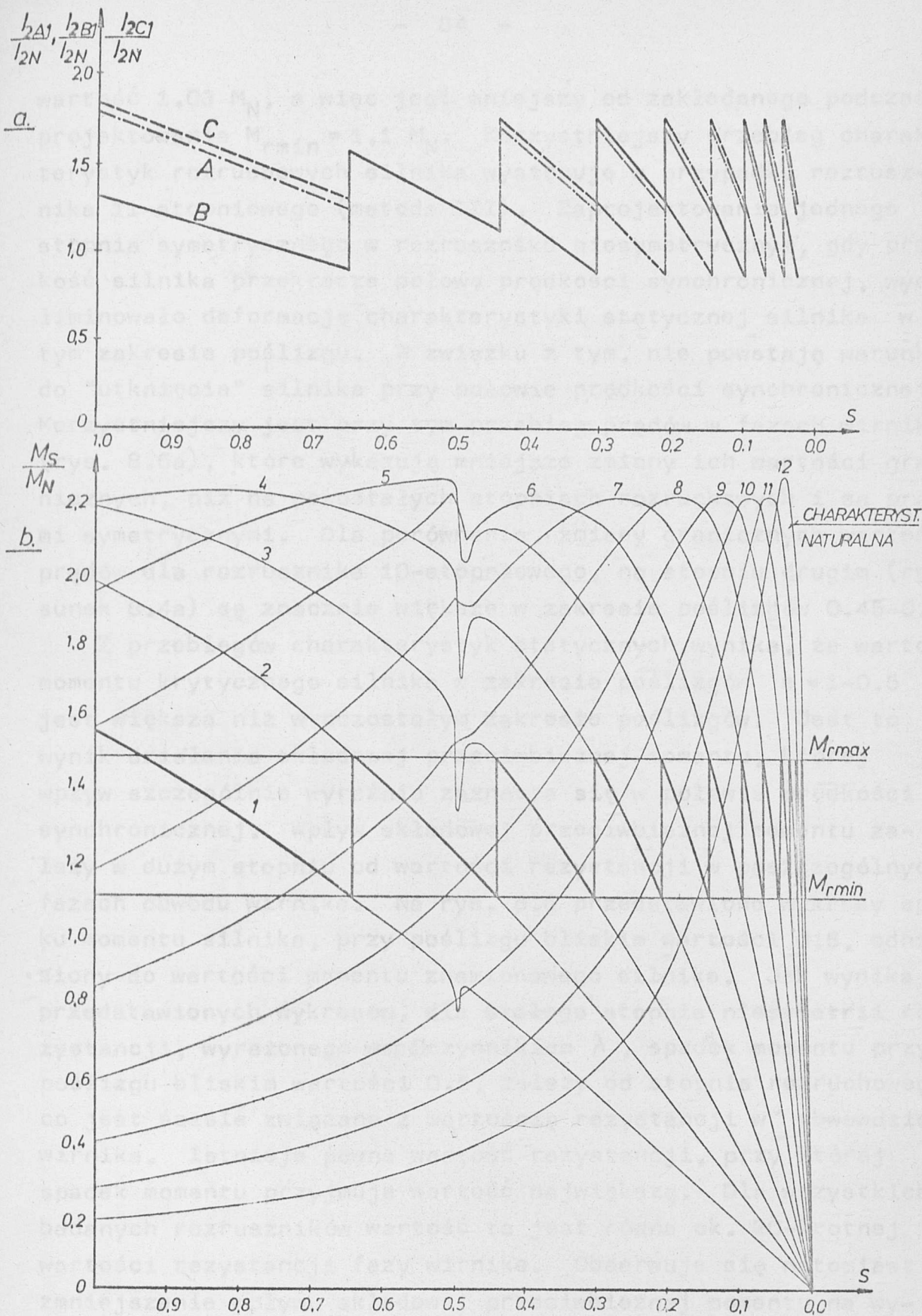
8.2. Obliczenia numeryczne charakterystyk rozruchowych silnika

Na podstawie zależności (8.1)+(8.11) wykonano obliczenia charakterystyk podczas rozruchu niesymetrycznego silnika o mocy 1000 kW. Do obliczeń wykorzystano maszynę cyfrową Odra 1305. Przykładowe wyniki obliczeń dla rozrusznika niesymetrycznego 10-stopniowego przedstawiono na rys. 8.4, natomiast dla rozrusznika 11-stopniowego na rys. 8.5. Schemat blokowy obliczeń, opis programu oraz wyniki obliczeń dla innych niesymetrycznych rozruszników zamieszczono w załączniku IV (rys. IV.1÷IV.4).

Jak wynika z przedstawionych rysunków, w przebiegach charakterystyk mechanicznych zaznacza się charakterystyczne "siodło" w zakresie poślizgów 0.45-0.55. Minimalna wartość momentu w "siodle" zależy od stopnia niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika, co jest bezpośrednio związane z liczbą stopni rozrusznika. Im większa jest liczba stopni rozruchowych, tym mniejszy jest stopień niesymetrii rezystancji i tym samym mniejszy jest spadek momentu w "siodle". Dla rozrusznika 10-stopniowego (metoda II) moment minimalny silnika osiąga



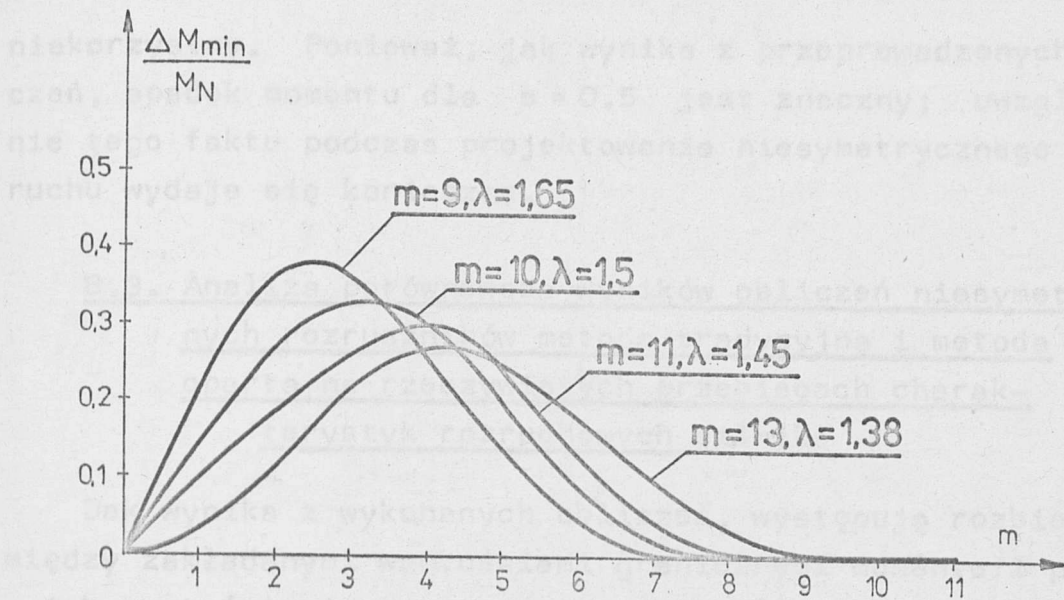
Rys.8.4. Charakterystyki rozruchowe silnika indukcyjnego z niesymetrycznym rozrusznikiem 10-stopniowym: a) przebiegi prądów w fazach wirnika, b) przebiegi momentu obrotowego



Rys.8.5. Charakterystyki rozruchowe silnika indukcyjnego z niesymetrycznym rozrusznikiem 11-stopniowym: a) przebiegi prądów w fazach wirnika, b) przebiegi momentu obrotowego

wartość $1.03 M_N$, a więc jest mniejszy od zakładanego podczas projektowania $M_{rmin} = 1,1 M_N$. Korzystniejszy przebieg charakterystyk rozruchowych silnika występuje w przypadku rozrusznika 11-stopniowego (metoda III). Zaprojektowanie jednego stopnia symetrycznego w rozruszniku niesymetrycznym, gdy prędkość silnika przekracza połowę prędkości synchronicznej, wyeliminowało deformację charakterystyki statycznej silnika w tym zakresie poślizgu. W związku z tym, nie powstają warunki do "utknięcia" silnika przy połowie prędkości synchronicznej. Korzystniejszy jest przy tym przebieg prądów w fazach wirnika (rys. 8.5a), które wykazują mniejsze zmiany ich wartości granicznych, niż na pozostałych stopniach rozruchowych i są prądami symetrycznymi. Dla porównania, zmiany granicznych wartości prądów dla rozrusznika 10-stopniowego, na stopniu drugim (rysunek 8.4a) są znacznie większe w zakresie poślizgów 0.45-0.55.

Z przebiegów charakterystyk statycznych wynika, że wartość momentu krytycznego silnika w zakresie poślizgów $s = 1-0.5$ jest większa niż w pozostałym zakresie poślizgów. Jest to wynik działania składowej przeciwbieżnej momentu, której wpływ szczególnie wyraźnie zaznacza się w połowie prędkości synchronicznej. Wpływ składowej przeciwbieżnej momentu zależy w dużym stopniu od wartości rezystancji w poszczególnych fazach obwodu wirnika. Na rys. 8.6 przedstawiono wykresy spadku momentu silnika, przy poślizgu bliskim wartości 0.5, odniesiony do wartości momentu znamionowego silnika. Jak wynika z przedstawionych wykresów, dla stałego stopnia niesymetrii rezystancji, wyrażonego współczynnikiem λ , spadek momentu przy poślizgu bliskim wartości 0.5, zależy od stopnia rozruchowego, co jest ściśle związane z wartością rezystancji w obwodzie wirnika. Istnieje pewna wartość rezystancji, przy której spadek momentu przyjmuje wartość największą. Dla wszystkich badanych rozruszników wartość ta jest równa ok. 20-krotnej wartości rezystancji fazy wirnika. Obserwuje się natomiast zmniejszenie wpływu składowej przeciwbieżnej momentu na wypadkowy przebieg charakterystyki mechanicznej silnika, przy rezystancjach bardzo dużych (rzędu 80-100 razy), w stosunku do rezystancji uzwojenia wirnika oraz przy rezystancjach bardzo małych, bliskich wartości rezystancji wirnika, w koń-



Rys.8.6. Spadek momentu obrotowego silnika przy poślizgu $s = 0.5$

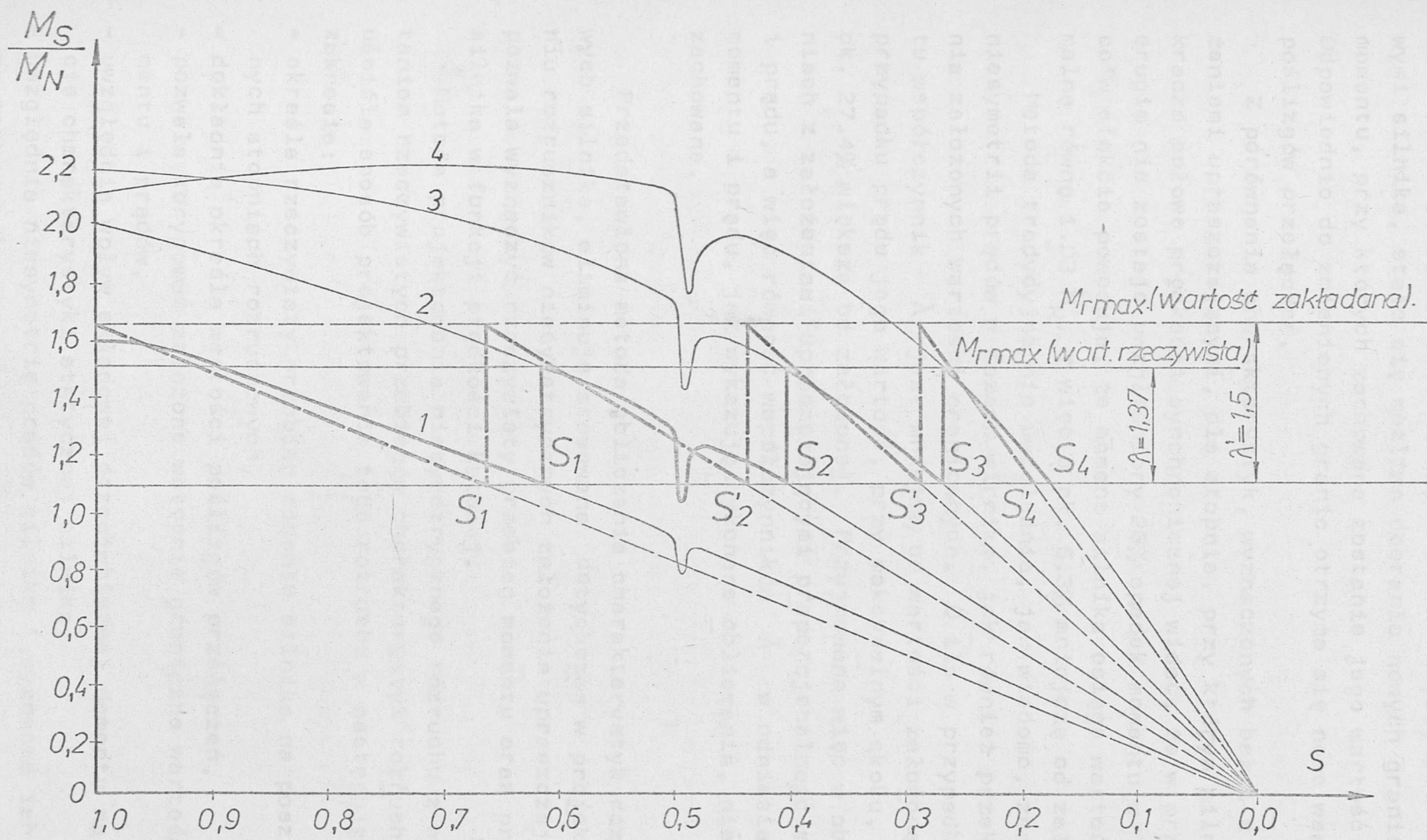
cowej fazie rozruchu. Wówczas zmniejszenie momentu silnika, przy poślizgu bliskim wartości 0.5, jest nieznaczne, bądź w ogóle niezauważalne, jak dla końcowych stopni rozruchowych. Z rys. 8.6 wynika ponadto, że im większy jest stopień niesymetrii, określony współczynnikiem λ , tym większa jest maksymalna wartość spadku momentu w "siodle". Przykładowo, dla rozrusznika 10-stopniowego, spadek ten wynosi 33% w stosunku do momentu znamionowego, natomiast dla rozrusznika 11-stopniowego jest on nieco mniejszy i wynosi 30%. Przedstawione na rys. 8.6 krzywe informują, z jaką wartością spadku momentu silnika w "siodle" trzeba się liczyć przy projektowaniu rozrusznika niesymetrycznego o określonej liczbie stopni rozruchowych. Wartość tego spadku zależy od tego, na którym stopniu rozruchowym silnik przekracza połowę prędkości synchronicznej. Dla omawianych rozruszników niesymetrycznych, silnik przekracza połowę prędkości synchronicznej na drugim stopniu rozruchowym. Obserwowana zbieżność liczby stopni rozruchowych, przy której silnik przekracza połowę prędkości synchronicznej oraz odpowiadająca tym stopniom wartość rezystancji w obwodzie wirnika, przy których występuje maksymalny wpływ składowej przeciwbieżnej momentu na przebieg charakterystyki mechanicznej silnika, należy uznać za fakt

niekorzystny. Ponieważ, jak wynika z przeprowadzonych obliczeń, spadek momentu dla $s=0.5$ jest znaczny; uwzględnienie tego faktu podczas projektowania niesymetrycznego rozruchu wydaje się konieczne.

8.3. Analiza porównawcza wyników obliczeń niesymetrycznych rozruszników metoda tradycyjną i metoda opartą na rzeczywistych przebiegach charakterystyk rozruchowych silnika

Jak wynika z wykonanych obliczeń, występują rozbieżności między zakładanymi wartościami granicznymi momentu i prądu a ich wartościami otrzymanymi z obliczeń numerycznych. I tak: obliczona wartość momentu rozruchowego $M_r \max$ jest mniejsza, zaś wartość prądu $I_2 \max$ - większa od zakładanej przy projektowaniu. Rozbieżności te są tym większe, im większy jest stopień niesymetrii rezystancji w obwodzie wirnika. Dla rozrusznika 11-stopniowego wartość momentu maksymalnego $M_r \max$ jest ok. 7.3% mniejsza od wartości założonej, natomiast wartość prądu maksymalnego $I_2 \max$ jest ok. 10.9% większa od wartości założonej. W przypadku rozrusznika 10-stopniowego różnice te są jeszcze większe i wynoszą odpowiednio: dla momentu 9.7% oraz dla prądu 18.1%.

Na rys. 8.7 pokazano przebieg charakterystyk dla pierwszych czterech stopni rozruchowych silnika z 10-stopniowym rozrusznikiem niesymetrycznym, bez i z założeniami upraszczającymi (linie przerywane), z których wynika, że niemożliwe jest otrzymanie założonej wartości granicznej momentu rozruchowego, wyrażonej współczynnikiem λ' . Przy przyjęciu dolnej wartości granicznej $M_r \min$, jako linii odniesienia dla określenia poślizgów przełączeń na kolejne stopnie rozruchowe, rzeczywista wartość współczynnika λ jest ok. 8.6% mniejsza od założonej. Ulegają zmianie również wartości poślizgów przełączeń s_1-s_4 , które są mniejsze od wartości $s'_1-s'_4$ wyliczonych metodą tradycyjną. Zmniejsza się także o ok. 5.5% średnia wartość momentu rozruchowego.



Rys.8.7. Porównanie charakterystyk rozruchowych silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem, bez i z założeniami upraszczającymi

Dysponując jednak obliczonymi charakterystykami rozruchowymi silnika, staje się możliwe dobranie nowych granic zmian momentu, przy których zachowana zostanie jego wartość średnia. Odpowiednio do zmienionych granic otrzyma się nowe wartości poślizgów przełączeń.

Z porównania charakterystyk, wyznaczonych bez i z założeniami upraszczającymi, dla stopnia, przy którym silnik przekracza połowę prędkości synchronicznej widać, że w przypadku drugim nie zostaje uwzględniony 26% spadek momentu w "siodle", co w efekcie powoduje, że moment silnika osiąga wartość minimalną równą $1.03 M_N$, a więc o ok. 6.3% mniejszą od założonej.

Metoda tradycyjna nie uwzględnia, jak wiadomo, zarówno niesymetrii prądów w fazach wirnika, jak również przekraczania założonych wartości granicznych. O ile w przypadku momentu współczynnik λ jest mniejszy od wartości założonej, to w przypadku prądu jego wartość, przy maksymalnym skoku, jest o ok. 27.4% większa od założonej. Przyjmowana więc w obliczeniach z założeniami upraszczającymi proporcjonalność momentu i prądu, a więc równość współczynników λ w odniesieniu do momentu i prądu, jak wykazują wykonane obliczenia, nie jest zachowana.

Przedstawiona metoda obliczania charakterystyk rozruchowych silnika, eliminuje stosowane dotychczas w projektowaniu rozruszników niesymetrycznych założenia upraszczające i pozwala wyznaczyć rzeczywisty przebieg momentu oraz prądów silnika w funkcji prędkości kątowej.

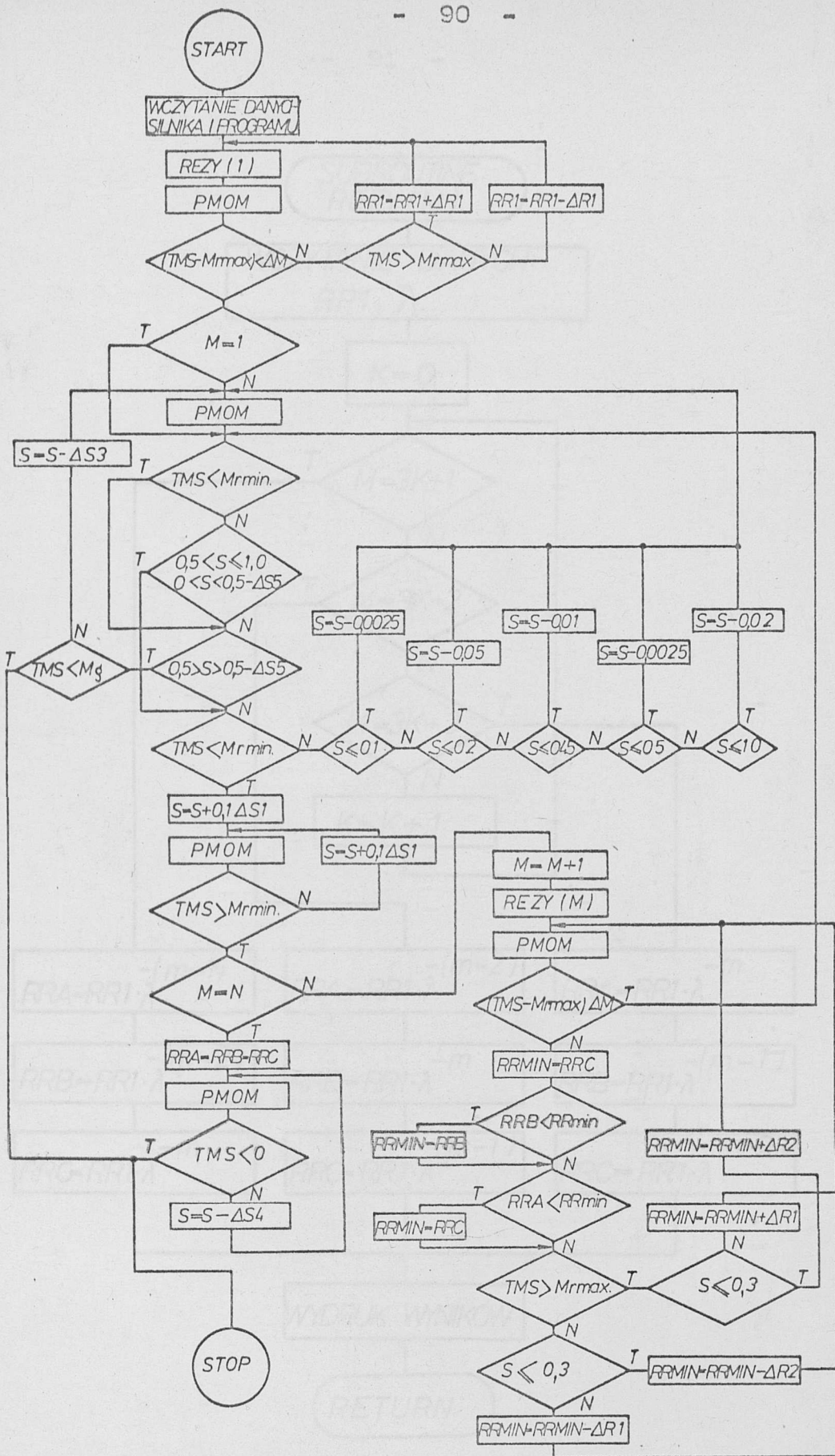
Metoda projektowania niesymetrycznego rozruchu z wykorzystaniem rzeczywistych przebiegów charakterystyk rozruchowych uściśla sposób projektowania tego rozruchu w następującym zakresie:

- określa rzeczywisty przebieg momentu silnika na poszczególnych stopniach rozruchowych,
- dokładnie określa wartości poślizgów przełączeń,
- pozwala korygować założone wstępnie graniczne wartości momentu i prądów,
- uwzględnia wpływ składowej przeciwbieżnej momentu na deformację charakterystyki statycznej silnika,
- uwzględnia niesymetrię prądów silnika i wyznacza ich przebieg na poszczególnych stopniach rozruchowych.

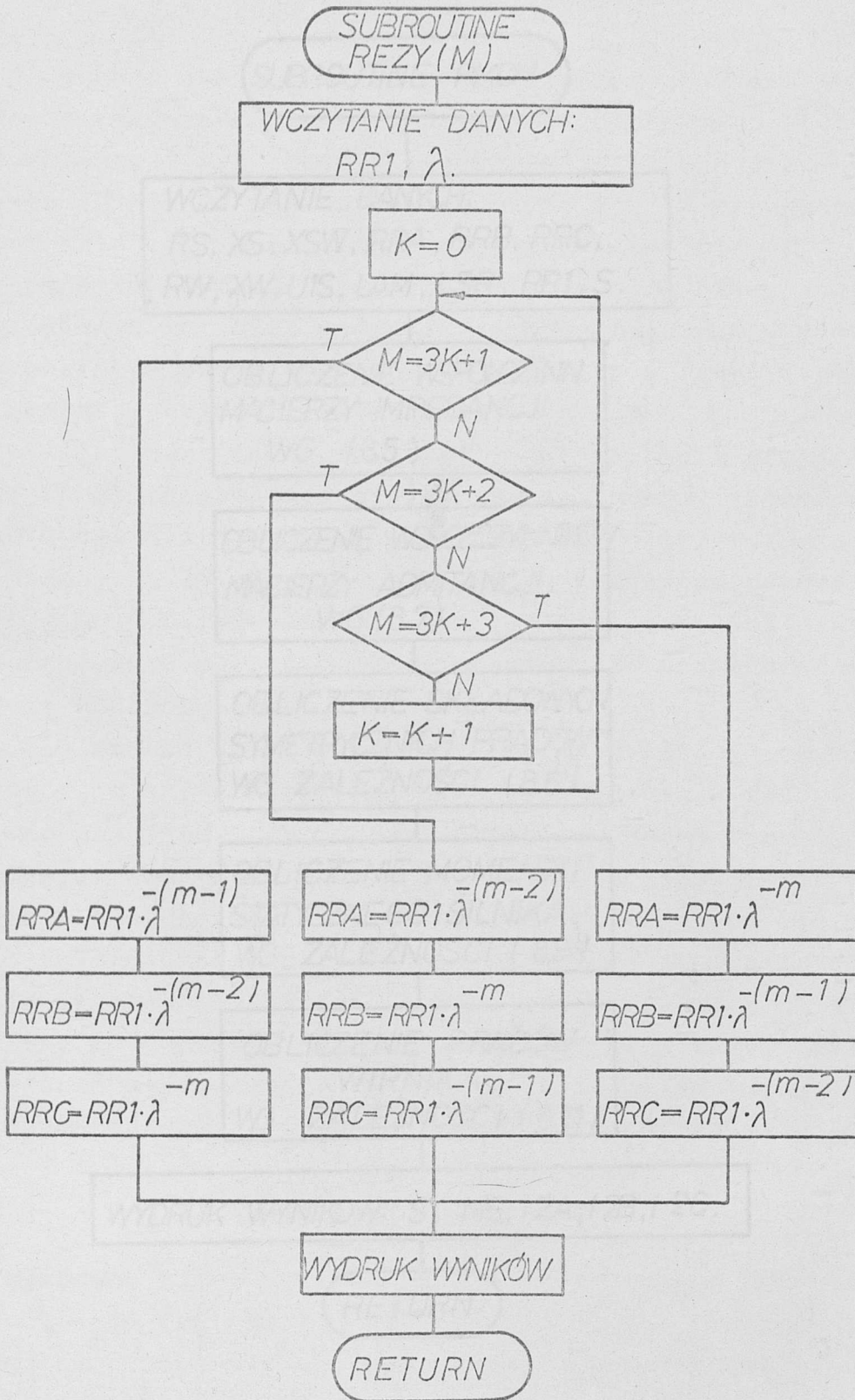
9. METODA NUMERYCZNA PROJEKTOWANIA NIESYMETRYCZNYCH ROZRUSZNIKÓW

Projektowanie niesymetrycznego rozruchu, według przedstawionego przez autora sposobu, jest procesem bardziej złożonym niż metodą tradycyjną. Wymaga bowiem obliczenia, oprócz rezystancji rozruchowych (wg przedstawionych metod I, II, III), również charakterystyk rozruchowych silnika, a następnie na ich podstawie uściślenia, bądź wyznaczenia nowych granicznych wartości momentu. Etap wyznaczania charakterystyk rozruchowych silnika wymaga obliczeń numerycznych na maszynie cyfrowej. W przedstawionym sposobie projektowania nie ma możliwości ingerowania w trakcie obliczeń na przebieg charakterystyk rozruchowych silnika. Wynikają one z wyliczonych uprzednio wartości rezystancji rozruchowych.

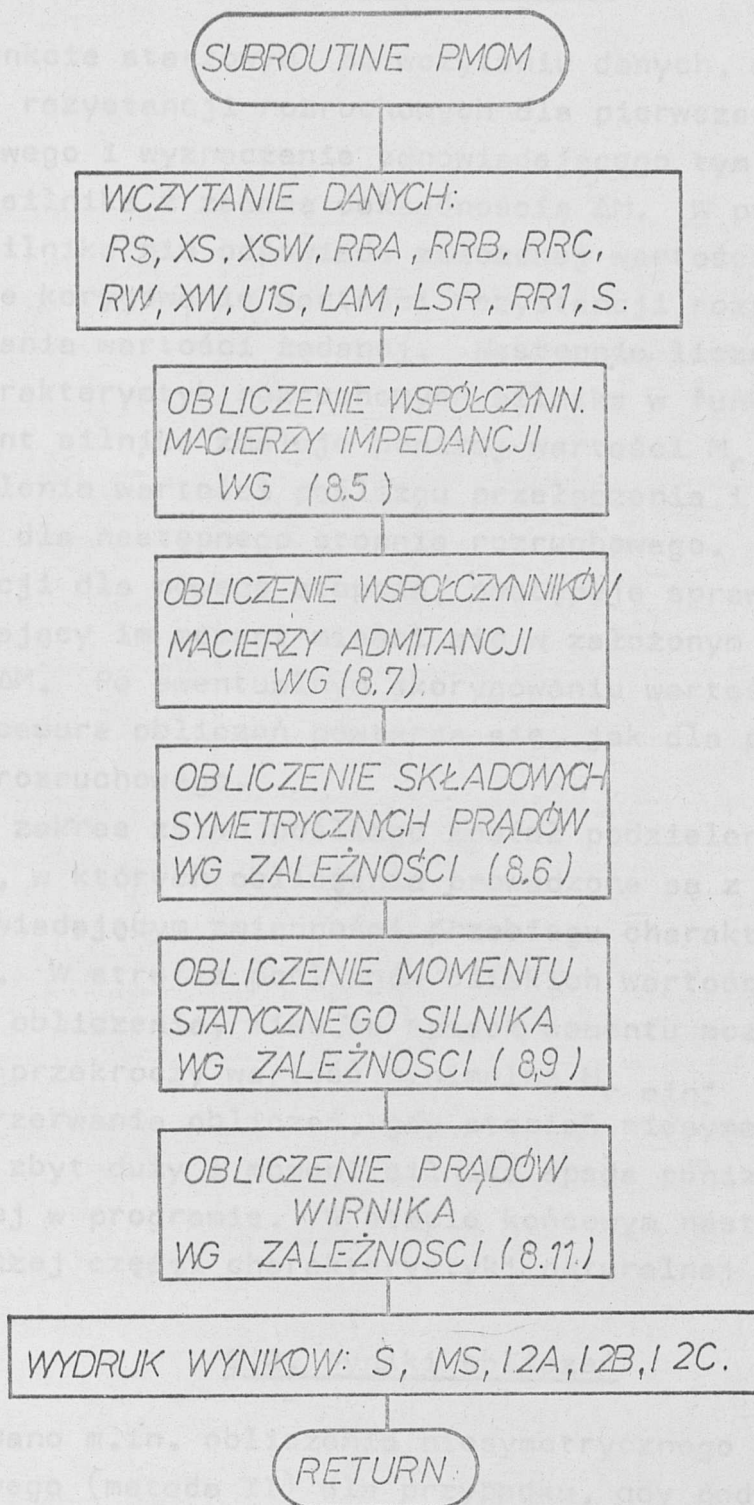
Wydaje się celowe opracowanie programu obliczeń na maszynę cyfrową, który w całości umożliwiłby zaprojektowanie parametrów niesymetrycznego rozrusznika, z jednoczesną możliwością korygowania tych parametrów w trakcie obliczeń, celem uzyskania pożądanego przebiegu charakterystyk rozruchowych. W tym celu opracowano program o nazwie NROZ. Po wczytaniu parametrów silnika, parametrów programu, maksymalnego i minimalnego momentu rozruchowego oraz liczby stopni rozruchowych, wykonuje on obliczenia rezystancji rozruchowych w poszczególnych fazach na kolejnych stopniach rozruchowych, w oparciu o kontrolowany przebieg charakterystyk rozruchowych silnika. Schemat algorytmu obliczeń przedstawiono na rys. 9.1. Z programem NROZ współpracują dwa podprogramy: REZY(M) (rys. 9.2), który służy do obliczania rezystancji rozruchowych oraz PMOM (rys. 9.3), który liczy przebieg charakterystyk rozruchowych.



Rys.9.1. Schemat blokowy algorytmu obliczeń do projektowania rozruszników niesymetrycznych



Rys.9.2. Schemat blokowy algorytmu obliczeń rezystancji rozruchowych w fazach wirnika



Rys.9.3. Schemat blokowy algorytmu obliczeń charakterystyk rozruchowych silnika

9.1. Opis programu obliczeń

W punkcie startowym, po wczytaniu danych, następuje wyliczenie rezystancji rozruchowych dla pierwszego stopnia rozruchowego i wyznaczenie odpowiadającego tym rezystancjom momentu silnika z zadaną dokładnością ΔM . W przypadku, gdy moment silnika nie odpowiada założonej wartości $M_{r \max} \pm \Delta M$, następuje korygowanie wartości rezystancji rozruchowych, aż do uzyskania wartości żądanej. Następnie liczony jest przebieg charakterystyk rozruchowych silnika w funkcji poślizgu. Gdy moment silnika zmaleje poniżej wartości $M_{r \min}$, następuje uściślenie wartości poślizgu przełączenia i przejście do obliczeń dla następnego stopnia rozruchowego. Po obliczeniu rezystancji dla nowego stopnia, następuje sprawdzenie, czy odpowiadający im moment mieści się w założonym przedziale $M_{r \max} \pm \Delta M$. Po ewentualnym skorygowaniu wartości rezystancji, procedura obliczeń powtarza się, jak dla pierwszego stopnia rozruchowego.

Cały zakres zmian poślizgu został podzielony na 5 podzakresów, w których obliczenia prowadzone są z różnym krokiem ΔS , odpowiadającym zmienności przebiegu charakterystyki rozruchowej. W strefie poślizgów bliskich wartości 0.5 program wykonuje obliczenia, mimo że spadek momentu może być tak znaczny, że przekroczy wartość minimalną $M_{r \min}$. Istnieje możliwość przerwania obliczeń, gdy stopień niesymetrii rezystancji jest zbyt duży i moment silnika spada poniżej wartości M_g zadanej w programie. W etapie końcowym następuje obliczenie roboczej części charakterystyki naturalnej silnika.

9.2. Wyniki obliczeń

Wykonano m.in. obliczenia niesymetrycznego rozrusznika 10-stopniowego (metoda II) dla przypadku, gdy podprogram REZY(M) zapewniał utrzymanie stałego stopnia niesymetrii rezystancji dla poszczególnych stopni.

W wyniku obliczeń otrzymano wartości rezystancji w fazach A, B, C na poszczególnych stopniach rozruchowych, dla których następowały zmiany momentu silnika w granicach: $M_{r \max} = 1.5 M_N$, $M_{r \min} = 1.05 M_N$. Wyniki obliczeń przedstawia ta-

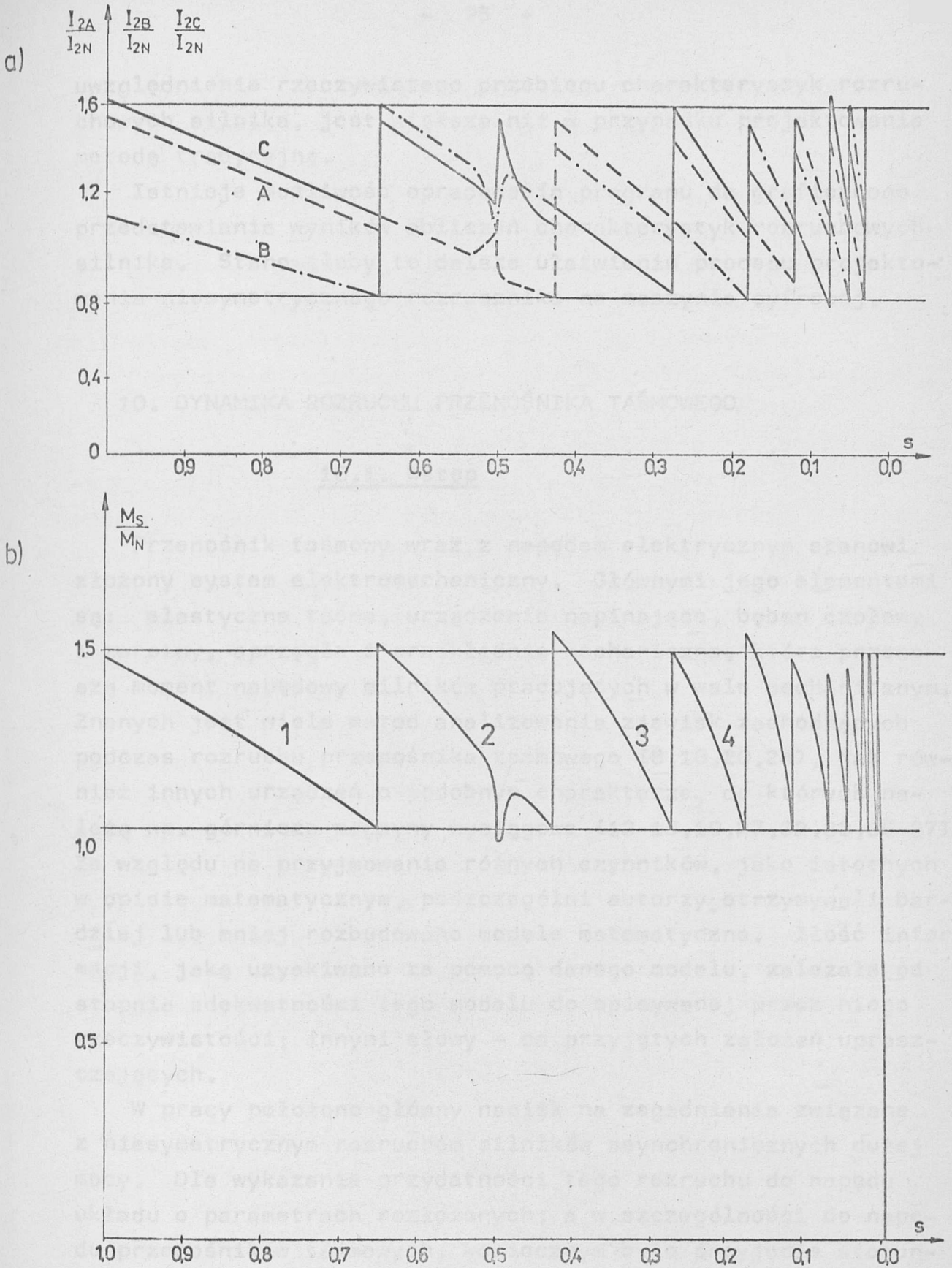
bela 9.1 oraz rys. 9.4. Parametry programu wczytane dla wykonania obliczeń: $N = 10$, $\Delta M = 0.05$, $M_g = 1.0$, $\Delta R1 = 0.0001$, $RR1 = 0.6831$, $\lambda = 1.506$, $\Delta S1 = 0.001$, $\Delta S3 = 0.00001$, $\Delta S4 = 0.0001$, $\Delta S5 = 0.05$, $R_w = 0,0115$.

T a b e l a 9.1

Stopień rozruchowy	Rezystancja fazy (Ω)			Poślizg przełączeń
	A	B	C	
1	0.6831	1.0402	0.4535	0.6560
2	0.6831	0.3011	0.4535	0.4245
3	0.204	0.3011	0.4535	0.2750
4	0.204	0.3011	0.1327	0.185
5	0.204	0.0888	0.1327	0.1255
6	0.05855	0.0888	0.1327	0.07525
7	0.05855	0.0888	0.0380	0.00525
8	0.05855	0.02581	0.0380	0.03225
9	0.01714	0.02581	0.0380	0.02525
10	0.01714	0.02581	0.0115	0.01525
11	0.0115	0.0115	0.0115	-

Jak wykazują wyniki obliczeń, zawarte w tabeli 9.1, oraz charakterystyki rozruchowe, przedstawione na rys. 9.4, na stopniach 3, 5, 7 wystąpiła korekcja rezystancji rozruchowych. W przypadku stopnia 3 i 5 zmniejszony został moment silnika do wartości $1.55 M_N$. Nastąpiło to poprzez wzrost wartości rezystancji odpowiednio w fazie A i B, przez co zmniejszył się stopień niesymetrii prądów na tych stopniach. W przypadku stopnia 7 korekcja polegała na wzroście wartości rezystancji w fazie C, przez co zwiększył się nieznacznie stopień niesymetrii prądów dla tego stopnia.

Przeprowadzone obliczenia wskazują na możliwość i celowość zastosowania maszyn cyfrowych do projektowania niesymetrycznych rozruszników. Pozwala to, w sposób stosunkowo szybki, otrzymać wyniki, których dokładność, ze względu na



Rys.9.4. Charakterystyki rozruchowe silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 10-stopniowym: a) przebiegi prądów w fazach wirnika, b) przebiegi momentu obrotowego

uwzględnienie rzeczywistego przebiegu, charakterystyk rozruchowych silnika, jest większa niż w przypadku projektowania metodą tradycyjną.

Istnieje możliwość opracowania programu do graficznego przedstawiania wyników obliczeń charakterystyk rozruchowych silnika. Stanowiłoby to dalsze ułatwienie procesu projektowania niesymetrycznego rozrusznika na maszynie cyfrowej.

10. DYNAMIKA ROZRUCHU PRZENOŚNIKA TAŚMOWEGO

10.1. Wstęp

Przenośnik taśmowy wraz z napędem elektrycznym stanowi złożony system elektromechaniczny. Głównymi jego elementami są: elastyczna taśma, urządzenie napinające, bęben czołowy i zwrotny, sprzęgła i przekładnie mechaniczne, które przenoszą moment napędowy silników pracujących w wale mechanicznym. Znanych jest wiele metod analizowania zjawisk zachodzących podczas rozruchu przenośnika taśmowego [8,18,20,24], jak również innych urządzeń o podobnym charakterze, do których należą np. górnicze maszyny wyciągowe [13-16,19,27,32,33,35-37]. Ze względu na przyjmowanie różnych czynników, jako istotnych w opisie matematycznym, poszczególni autorzy otrzymywali bardziej lub mniej rozbudowane modele matematyczne. Ilość informacji, jaką uzyskiwano za pomocą danego modelu, zależała od stopnia adekwatności tego modelu do opisywanej przez niego rzeczywistości; innymi słowy - od przyjętych założeń upraszczających.

W pracy położono główny nacisk na zagadnienia związane z niesymetrycznym rozruchem silników asynchronicznych dużej mocy. Dla wykazania przydatności tego rozruchu do napędu układu o parametrach rozłożonych, a w szczególności do napędu przenośników taśmowych, koniecznym było przyjęcie stosunkowo dokładnego modelu matematycznego maszyny roboczej. Przyjęty model nie należy jednak do grupy najbardziej rozbudowanych modeli matematycznych przenośnika, znanych autorowi. Wadą modeli rozbudowanych jest ich złożoność, stosunkowo długi

czas obliczeń, nawet przy zastosowaniu względnie szybkich maszyn cyfrowych oraz duża liczba danych wejściowych, często trudnych do dokładnego określenia [8].

Przyjęty do analizy model przENOŚNIKA, w kontekście rozpatrywanego zagadnienia, jakim jest przede wszystkim porównanie dwóch rodzajów rozruchu: niesymetrycznego i sekwencyjnego, zdaniem autora opisuje w sposób wystarczający zjawiska zachodzące podczas rozruchu przENOŚNIKA taśmowego.

Przyjęto do analizy następujące założenia upraszczające:

1. Dyskretyzacja części mechanicznej przENOŚNIKA

Jest to zasadnicze założenie upraszczające, umożliwiające w ogóle rozwiązywanie równań dynamiki systemu elektromechanicznego przENOŚNIKA. Powstający przy tym problem odwzorowania częstości drgań własnych układu ciągłego, zależy od przyjętego kroku dyskretyzacji. Na podstawie rozważań przeprowadzonych w pracach [15,24,35] uznano, że liczba odcinków dyskretyzacji, równa sześć, w sposób zadowalający odwzorowuje częstości drgań własnych modelu ciągłego.

2. Przyjęcie modelu Kelvina-Voigta do zamodelowania własności reologicznych taśmy

Taśma jest ciałem niejednorodnym [1,41]. Jej charakterystyka sprężysta ma wyraźne cechy reologiczne. Znane są trzy modele odwzorowujące własności reologiczne taśmy: sztywny, sprężysty i lepko-sprężysty. Żaden z tych modeli nie odwzorowuje rzeczywistych własności taśmy w sposób doskonały. Przyjęty model Kelvina-Voigta opisuje zależności pomiędzy naprężeniami a wydłużeniami w taśmie w następujący sposób:

$$\sigma = E \left(\varepsilon + \eta_1 \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \right), \quad (10.1)$$

gdzie: σ - naprężenie taśmy,

ε - wydłużenie względne taśmy,

E - moduł sprężystości taśmy,

η_1 - czas opóźnienia sprężystego przy $\sigma = \text{const}$.

Przyjęty model jest często stosowany przy rozpatrywaniu dynamiki rozruchu przENOŚNIKA, ponieważ układy równań wyrowadzone przy jego zastosowaniu dają się rozwiązywać prostymi sposobami [7,24,41].

3. Uwzględnienie w analizie wyłącznie drgań wzdłużnych taśmy

Uzasadnieniem tego jest decydujący udział drgań podłużnych wywołanych ruchem i przenoszonymi siłami. Drgania innego charakteru, tzn. pionowe i poprzeczne, są ograniczone przez konstrukcję i sposób ułożenia taśmy [40,41].

4. Masę taśmy, urobku, krążników oraz opory ruchu ciężna górnego i dolnego rozkłada się równomiernie wzdłuż długości przenośnika, natomiast masy oraz siły pochodzące od układu napędowego i napinającego, traktuje się jako skupione. Uwzględnienie rzeczywistego rozkładu elementów masowych przenośnika komplikuje znacznie opis matematyczny, nie przynosząc w efekcie większej dokładności rozwiązania [7].

5. Uproszczone uwzględnienie zjawiska poślizgu między taśmą a bębnem napędowym

Zjawisko powstawania poślizgu rozwiniętego pomiędzy taśmą a bębmem wiąże się z takimi czynnikami, jak: współczynnik tarcia zależny od wielu zmiennych parametrów, trudnych do ścisłego określenia, kąta opasania bębna przez taśmę, warunków atmosferycznych (zawodnienie, oblodzenie, zabrudzenie taśmy), wartości momentu napędowego. Uwzględnienie wpływu tych czynników na przebieg zjawiska powstawania poślizgu rozwiniętego jest wciąż przedmiotem studiów wielu prac [3, 39,41].

W czasie analizy autor ogranicza się jedynie do kontroli występowania zjawiska poślizgu podczas rozruchu przenośnika, bez analitycznego ujęcia zjawisk powodujących utratę sprzężenia ciernego oraz warunków jego odzyskania. Kontrola ta sprowadza się do wyznaczenia stosunku sił występujących w taśmie po obu stronach bębna napędowego i wykazania, czy stosunek ten przekracza lub nie przekracza wartości granicznej wyznaczonej z równania Eytelweina-Eulera:

$$\frac{S_{nab}}{S_{zbieg}} \leq e^{\mu\alpha}, \quad (10.2)$$

przy czym we wzorze (10.2) uwzględnia się siły dynamiczne w taśmie, występujące podczas rozruchu przenośnika.

10.2. Model matematyczny przenośnika

Układ kinematyczny przenośnika, przyjętego do analizy, przedstawiono na rys. 10.1. Jest to przenośnik o napędzie jednobębnowym, dwusilnikowym, usytuowanym na stacji czołowej, z wciągarkowym mechanizmem napinającym, kompensującym jedynie wydłużenia trwałe.

Model dyskretny przenośnika przedstawiono na rys. 10.1b,c, gdzie pokazano podział taśmy na odcinki oraz sposób zastąpienia odcinków taśmy modelem Kelvina-Voigta. Między silnika a bębniami założono występowanie sprężystości, co umożliwiło zamodelowanie sztywności sprzęgła oraz luzów kół zębatach przekładni. Do odwzorowania sztywności sprzęgła przyjęto charakterystykę sprzęgła, określoną funkcją 3 stopnia o postaci [24,26]

$$M_{\text{sprz}} = k_{\text{sprz}} (\Delta\varphi)^3, \quad (10.3)$$

gdzie: k_{sprz} - stała sprzęgła,
 $\Delta\varphi$ - kąt określający wielkość luzów w układzie mechanicznym.

Układ napinania, zapewniający wymaganą siłę w taśmie o wartości potrzebnej do zachowania sprzężenia ciernego, wywołuje wydłużenia wstępne w taśmie o wartości [11]:

$$U(x, 0) = \frac{S_n}{2B_t E_L} \left(x - \frac{L}{2}\right), \quad (10.4)$$

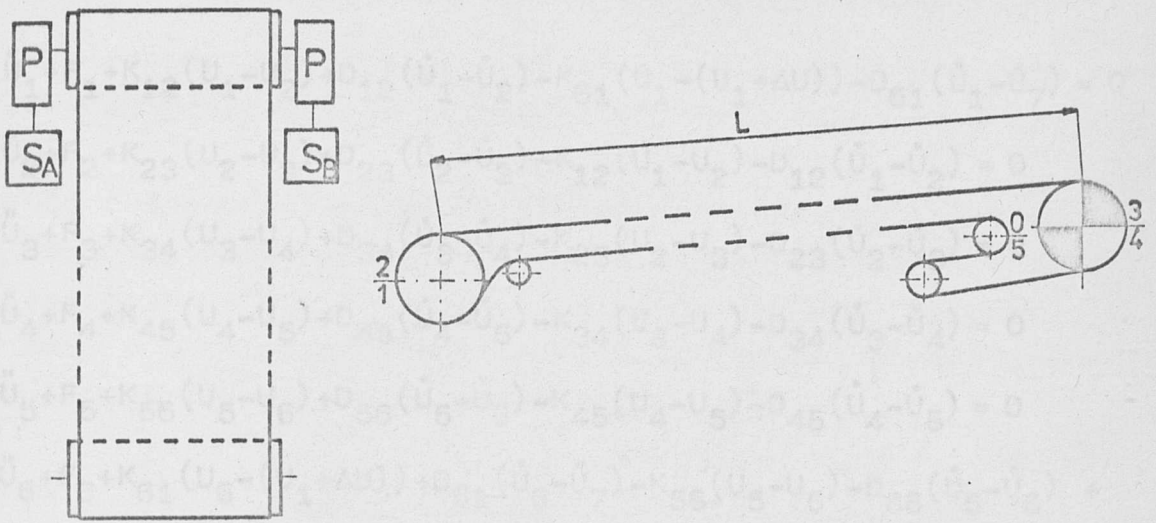
gdzie: $U(x, 0)$ - wydłużenie taśmy w punkcie x ,
 S_n - siła napinania,
 B_t - szerokość taśmy,
 L - długość przenośnika.

Równanie (10.4) pozwala określić warunki początkowe dla równań dynamiki przenośnika, dla czasu $t = 0$.

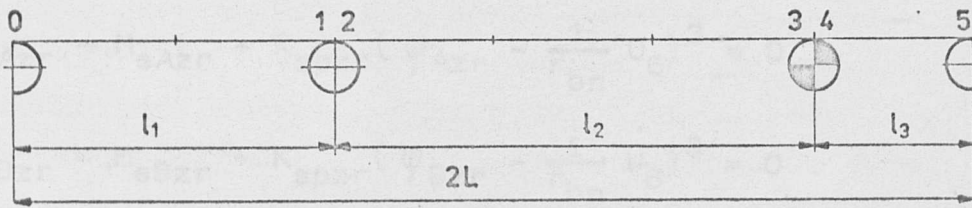
Równania dynamiki części mechanicznej przenośnika mają postać:

Rys. 10.1. Przenośnik taśmowy: a) układ kinematyczny przenośnika, b) podział taśmy na odcinki, c) model dyskretny przenośnika.

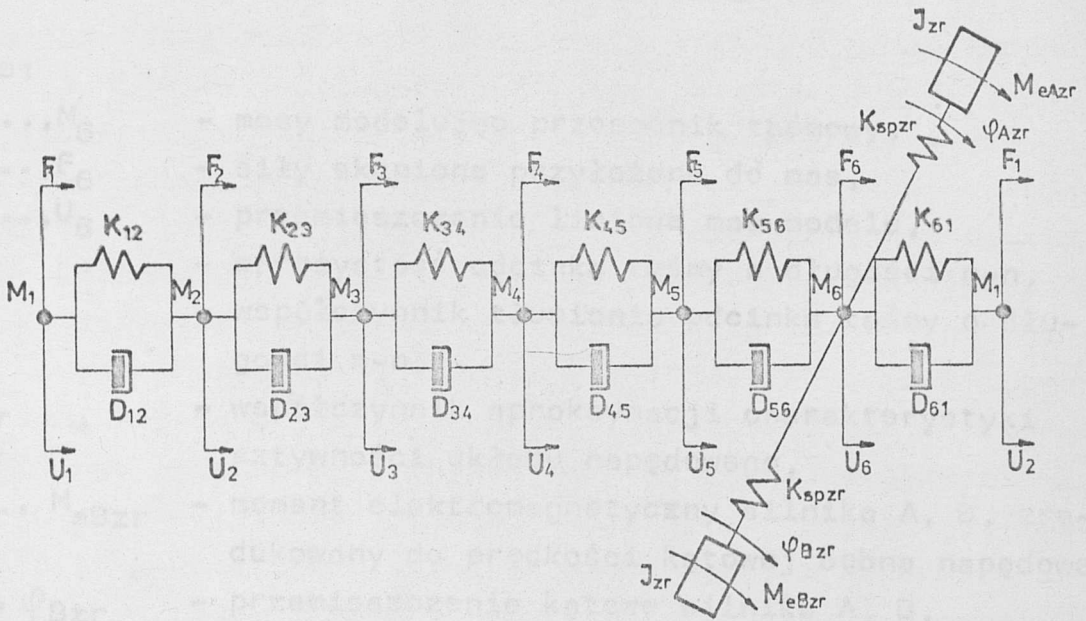
a)



b)



c)



Rys.10.1. Przenośnik taśmowy: a) układ kinematyczny przenośnika, b) podział taśmy na odcinki, c) model dyskretny przenośnika

$$\begin{aligned}
 & M_1 \ddot{U}_1 + F_1 + K_{12}(U_1 - U_2) + D_{12}(\dot{U}_1 - \dot{U}_2) - K_{61}(U_1 - (U_1 + \Delta U)) - D_{61}(\dot{U}_1 - \dot{U}_7) = 0 \\
 & M_2 \ddot{U}_2 + F_2 + K_{23}(U_2 - U_3) + D_{23}(\dot{U}_2 - \dot{U}_3) - K_{12}(U_1 - U_2) - D_{12}(\dot{U}_1 - \dot{U}_2) = 0 \\
 & M_3 \ddot{U}_3 + F_3 + K_{34}(U_3 - U_4) + D_{34}(\dot{U}_3 - \dot{U}_4) - K_{23}(U_2 - U_3) - D_{23}(\dot{U}_2 - \dot{U}_3) = 0 \\
 & M_4 \ddot{U}_4 + F_4 + K_{45}(U_4 - U_5) + D_{45}(\dot{U}_4 - \dot{U}_5) - K_{34}(U_3 - U_4) - D_{34}(\dot{U}_3 - \dot{U}_4) = 0 \\
 & M_5 \ddot{U}_5 + F_5 + K_{56}(U_5 - U_6) + D_{56}(\dot{U}_5 - \dot{U}_6) - K_{45}(U_4 - U_5) - D_{45}(\dot{U}_4 - \dot{U}_5) = 0 \\
 & M_6 \ddot{U}_6 + F_6 + K_{61}(U_6 - (U_1 + \Delta U)) + D_{61}(\dot{U}_6 - \dot{U}_7) - K_{56}(U_5 - U_6) - D_{56}(\dot{U}_5 - \dot{U}_6) + \\
 & \quad - \frac{1}{r_{bn}} K_{spzr} \left(\psi_{Azr} - \frac{1}{r_{bn}} U_6 \right)^3 - \\
 & \quad - \frac{1}{r_{bn}} K_{spzr} \left(\psi_{Bzr} - \frac{1}{r_{bn}} U_6 \right)^3 = 0 \\
 & J_{zr} \ddot{\psi}_{Azr} - M_{eAzr} + K_{spzr} \left(\psi_{Azr} - \frac{1}{r_{bn}} U_6 \right)^3 = 0 \\
 & J_{zr} \ddot{\psi}_{Bzr} - M_{eBzr} + K_{spzr} \left(\psi_{Bzr} - \frac{1}{r_{bn}} U_6 \right)^3 = 0
 \end{aligned}$$

(10.5)

gdzie:

- M_1, \dots, M_6 - masy modelując przerośnik taśmowy,
- F_1, \dots, F_6 - siły skupione przyłożone do mas,
- U_1, \dots, U_6 - przemieszczenie liniowe mas modelu,
- K_{mn} - sprężystość odcinka taśmy o długości m-n,
- D_{mn} - współczynnik tłumienia odcinka taśmy o długości m-n,
- K_{spzr} - współczynnik aproksymacji charakterystyki sztywności układu napędowego,
- M_{eAzr}, M_{eBzr} - moment elektromagnetyczny silnika A, B, zredukowany do prędkości kątowej bębna napędowego,
- ψ_{Azr}, ψ_{Bzr} - przemieszczenie kątowe silnika A, B,
- r_{bn} - promień bębna napędowego,
- J_{zr} - zredukowany do prędkości kątowej bębna napędowego moment bezwładności układu napędowego przerośnika.

Zależności, wg których wyznacza się parametry modelu dyskretnego, wchodzące do równań (10.5) przedstawiono w załączniku V.

Do pełnego opisu układu elektromechanicznego przenośnika dochodzą równania części elektrycznej przenośnika, które w formie przystosowanej do obliczeń na maszynie cyfrowej, łącznie z przekształcanymi równaniami (10.5), przedstawiono w załączniku V jako podprogram DERY.

10.3. Opracowanie programu obliczeń

Równania dynamiki systemu elektromechanicznego przenośnika przekształcono do postaci wymaganej do rozwiązania na maszynie cyfrowej. Po wykonaniu przekształceń, uzyskano układ 25 równań różniczkowych zwyczajnych (równania w załączniku V). Opracowany program o nazwie PSTWA umożliwił analizę rozruchu przenośnika, z możliwością symulowania dowolnego stopnia obciążenia oraz wpływu poszczególnych parametrów elektrycznych i mechanicznych na przebieg charakterystyk dynamicznych. Do rozwiązania układu równań wykorzystano procedurę biblioteczną o nazwie F4RUNG. Przyjęto zmienny krok całkowania: $h = 0.00001$ s w chwilach przełączeń oraz $h = 0.001$ s dla pozostałego czasu obliczeń. Obliczenia wykonano na maszynie cyfrowej MERA 400. Złożoność programu była przyczyną tego, że obliczenie jednej sekundy analizowanego przebiegu wymagało około 4 minut pracy maszyny cyfrowej. Program wyposażono w procedurę umożliwiającą zastosowanie mechanicznego pisaka do wykreślania wyników. Obliczenia przeprowadzono dla przenośnika zaprojektowanego w "Poltegorze" dla kopalni odkrywkowej węgla brunatnego w Bełchatowie [30]. Dane techniczne przenośnika podano w załączniku V. Współpracujący z programem głównym podprogram o nazwie WAPR wykonywał obliczenia następujących wielkości: momentu elektromagnetycznego, prądów i prędkości kątowej silników napędowych, prędkości oraz przyspieszeń taśmy i bębnow, momentów przenoszonych przez przekładnię mechaniczną oraz sił w taśmie, w punktach charakterystycznych przenośnika.

10.4. Analiza porównawcza rozruchu niesymetrycznego i sekwencyjnego

Obliczenia wykonano dla dwu rodzajów rozruchu:

- jednoczesnego, niesymetrycznego, 13-stopniowego (metoda I),
- niejednoczesnego, symetrycznego, 5-stopniowego, co dla dwóch silników załączonych z przesunięciem czasowym daje wypadkową liczbę stopni rozruchowych równą 10.

Konstrukcja obu rozruszników oparta jest na rozruszniku o 5 sekcjach rezystorowych w fazie wirnika.

Wyniki obliczeń przedstawiono w postaci wykresów oraz tabel.

Rozruch niesymetryczny opisuje 18 przebiegów dynamicznych, natomiast rozruch sekwencyjny - 17. Obliczenia zostały przeprowadzone dla przenośnika obciążonego i pustego.

Ze względu na obszerność materiału ilustracyjnego, w pracy zamieszczono tylko część przebiegów rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika obciążonego. Pozostałe przebiegi przedstawiono w załączniku VI, na rysunkach VI.1÷VI.23.

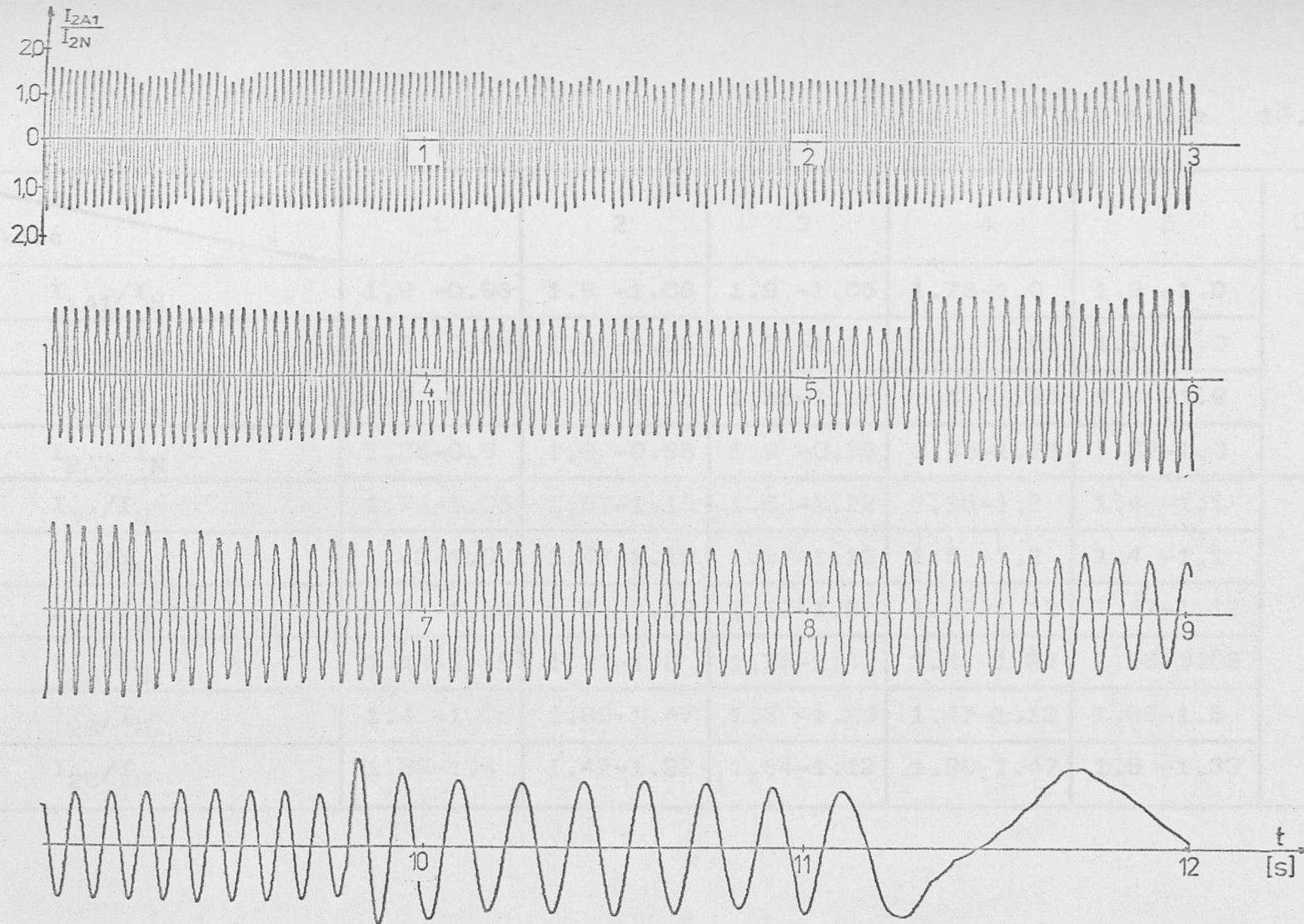
10.5. Przebiegi dynamiczne prądów silnika

Obliczone przebiegi prądów silnika przedstawiono na rysunkach 10.2 i 10.3 oraz na rysunkach VI.1÷VI.8, VI.17, VI.18.

Porównanie prądów stojana dla obu rodzajów rozruchu wypada zdecydowanie na korzyść rozruchu niesymetrycznego. Obrazuje to tabela 10.1, gdzie zestawiono wartości prądów na początku i końcu poszczególnych stopni rozruchowych. Największa wartość prądu stojana, jaka występuje podczas rozruchu niesymetrycznego, wynosi $1.7 I_N$, wobec $1.9 I_N$ dla rozruchu sekwencyjnego. Mniej korzystnie przedstawiają się prądy wirnika dla rozruchu niesymetrycznego, które osiągają wartość $1.88 I_N$, wobec $1.9 I_N$ dla rozruchu sekwencyjnego.



Rys.10.2. Przebieg prądu stojana podczas niesymetrycznego rozruchu dla prze-
nośnika obciążonego (faza A, silnik A)



Rys.10.3. Przebieg prądu wirnika podczas niesymetrycznego rozruchu dla przerośnika obciążonego (faza A, silnik A)

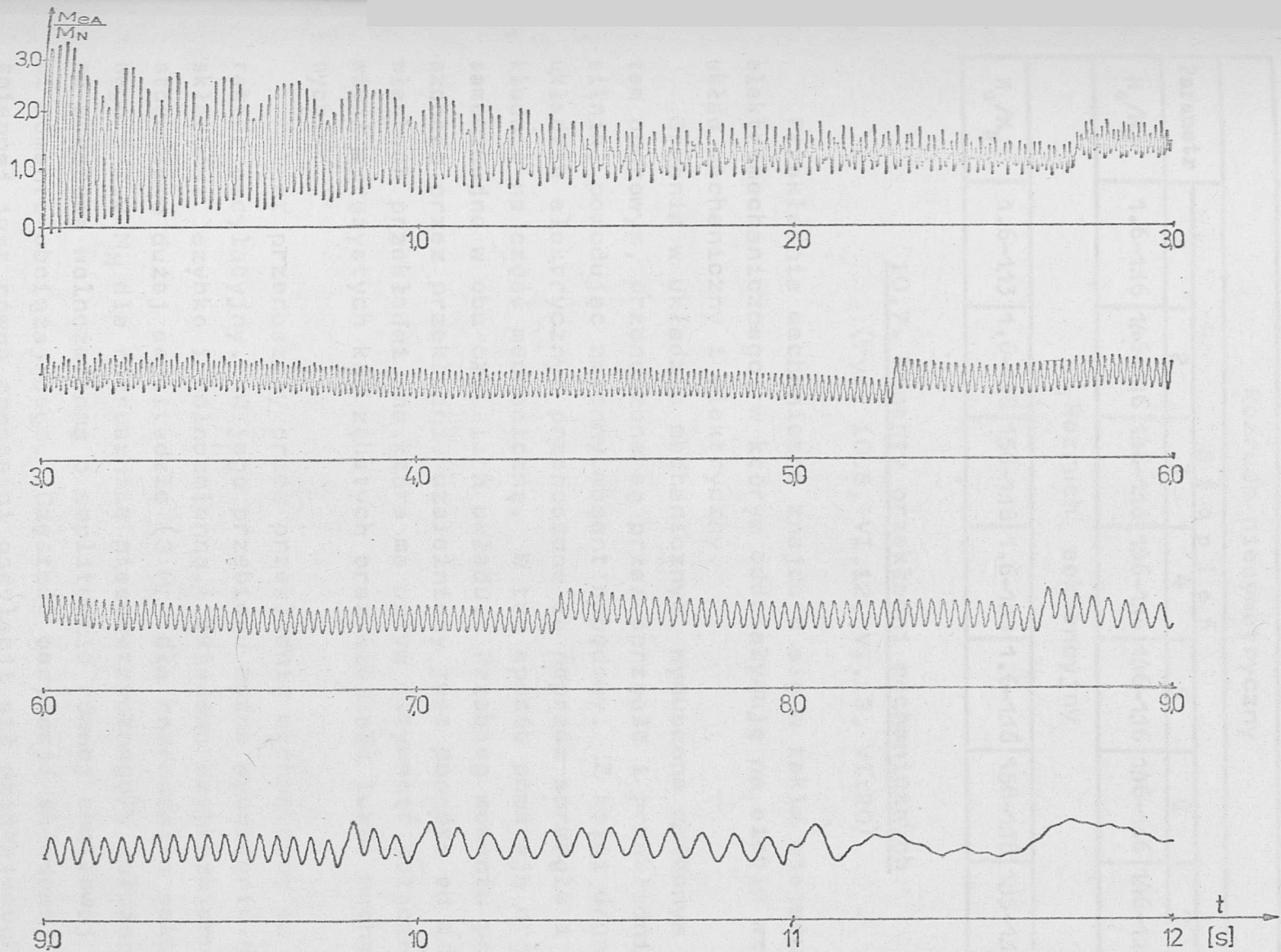
Tabela 10.1

Wielkość \ Stopień	1	2	3	4	5	Uwagi
I_{1A1}/I_N	1.9 -0.98	1.9 -1.08	1.9 -1.05	1.78-1.0	1.9 -1.0	Rozruch sekwencyjny
I_{1A2}/I_N	1.3 -0.98	1.9 -1.05	1.9 -1.1	1.9 -1.05	1.7 -1.0	
I_{2A1}/I_N	1.9 -0.9	1.9 -1.05	1.85-1.15	1.4 -1.25	1.4 -1.0	
I_{2A2}/I_N	1.25-0.9	1.9 -0.98	1.9 -0.98	1.75-1.33	1.82-1.0	
I_{1A}/I_N	1.7 -1.05	1.57-1.19	1.6 -1.22	1.35-1.2	1.4 -1.1	Rozruch niesymetryczny
I_{1B}/I_N	1.43-1.0	1.47-1.19	1.57-1.12	1.5 -1.2	1.4 -1.1	
I_{1C}/I_N	1.5 -1.18	1.4 -1.18	1.57-1.22	1.57-1.12	1.47-1.12	
I_{2A}/I_N	1.43-1.15	1.33-1.0	1.75-1.4	1.4 -1.22	1.25-1.05	
I_{2B}/I_N	1.4 -1.05	1.89-1.47	1.6 -1.29	1.47-1.12	1.88-1.5	
I_{2C}/I_N	1.88-1.4	1.42-1.22	1.54-1.12	1.88-1.47	1.5 -1.33	

10.6. Przebiegi momentu elektromagnetycznego

(rys. 10.4, VI.9÷VI.11, VI.19)

Przebiegi momentu elektromagnetycznego mają charakter oscylacyjny, przy czym oscylacje o dużej częstotliwości nakładają się na oscylacje o małej częstotliwości. Składowa o małej częstotliwości pochodzi od układu mechanicznego. Oscylacje o dużej częstotliwości zanikają po kilku sekundach trwania rozruchu, w przypadku rozruchu sekwencyjnego, natomiast dla rozruchu niesymetrycznego składowa pulsacyjna momentu sprawia, że zachowuje on charakter oscylacyjny aż do końca. W przypadku rozruchu niesymetrycznego obydwa silniki posiadają taki sam przebieg momentu elektromagnetycznego, w odróżnieniu od rozruchu sekwencyjnego, gdzie różnią się one dla każdego z silników. W tabeli 10.2 zestawiono wartości średnie momentu na początku i końcu pierwszych 8 stopni rozruchowych dla rozruchu niesymetrycznego oraz momentu wypadkowego, pochodzącego od obydwu silników w przypadku rozruchu sekwencyjnego. Porównanie wartości granicznych górnych i dolnych momentu, jak i wartości skoków momentu przy przełączeniach na kolejne stopnie rozruchowe, zdecydowanie wypada na korzyść rozruchu niesymetrycznego. Średni moment silnika zmienia się w przedziale $(1.49-1.16)M_N$ dla rozruchu niesymetrycznego oraz $(1.58-1.17)M_N$ dla sekwencyjnego. W pierwszym przypadku skoki momentu przy przełączeniach wynoszą $0.33 M_N$, wobec $0.41 M_N$ dla rozruchu sekwencyjnego. Dla rozruchu niesymetrycznego występuje moment pulsujący, którego amplituda wynosi $0.23 M_N$. Jeszcze korzystniej wypada porównanie przebiegu momentu elektromagnetycznego dla rozruchu niesymetrycznego, w odniesieniu do przebiegów wytwarzanych przez poszczególne silniki w rozruchu sekwencyjnym. Momenty te zawierają się w granicach, odpowiednio $(1.82-0.95)M_N$ dla pierwszego silnika i $(1.8-0.96)M_N$ dla drugiego, stąd skoki momentu przy przełączeniach wynoszą odpowiednio $0.87 M_N$ i $0.84 M_N$. Momenty te następnie są przekazywane na przekładnie mechaniczne, które doznają znacznych obciążeń dynamicznych.



Rys.10.4. Przebieg momentu elektromagnetycznego silnika A podczas niesymetrycznego rozruchu dla przenośnika obciążonego

T a b e l a 10.2

Rozruch niesymetryczny								
Parametr	S t o p i e ń							
	1	2	3	4	5	6	7	8
M_e/M_N	1.6-1.16	1.6-1.16	1.6-1.16	1.6-1.16	1.6-1.16	1.6-1.16	1.6-1.16	1.57-1.0
Rozruch sekwencyjny								
M_e/M_N	1.6-1.13	1.6-1.18	1.56-1.18	1.6-1.18	1.6-1.18	1.58-1.18	1.55-1.18	1.55-1.0

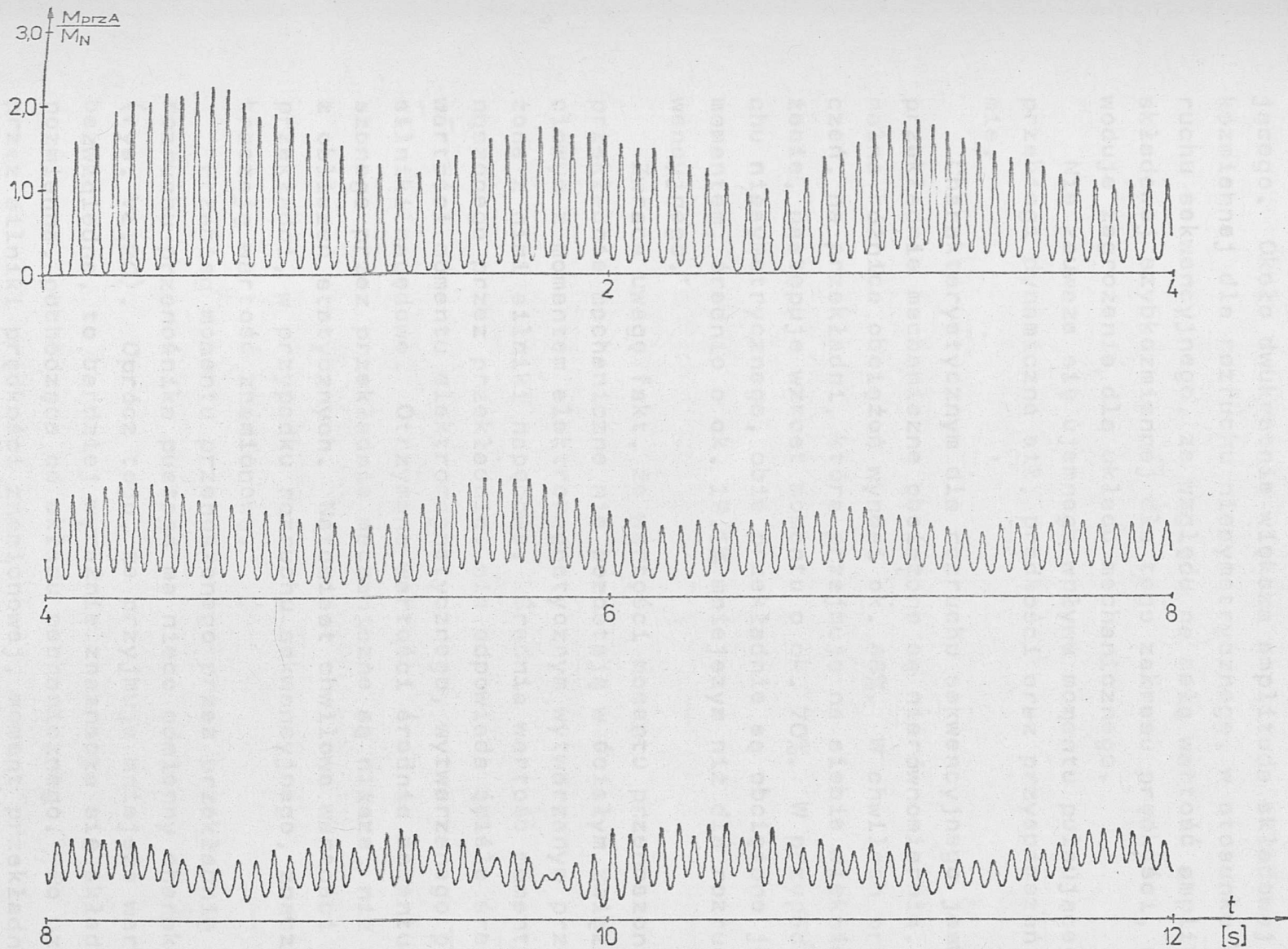
10.7. Momenty przekładni mechanicznych

(rys. 10.5, VI.12, VI.13, VI.20)

Przekładnia mechaniczna znajduje się w takim miejscu układu elektromechanicznego, w którym oddziałują na siebie wzajemnie układ mechaniczny i elektryczny.

Drgania w układzie mechanicznym, wymuszone zmiennym momentem oporowym, przenoszone są przez sprzęgło i przekładnię na silnik, powodując zmienny moment napędowy. Z kolei drgania w układzie elektrycznym przenoszone są poprzez sprzęgło i przekładnię na część mechaniczną. W ten sposób powstają drgania samowzbudne w obu częściach układu. Przebieg momentu przenieszonego przez przekładnię uzależniony jest ponadto od drgań własnych przekładni, na które ma wpływ sztywność połączeń więzi sprężystych kół zębatych oraz wielkość luzów mechanicznych.

Moment przenoszony przez przekładnię mechaniczną ma charakter oscylacyjny. W jego przebiegu można wyodrębnić dwie składowe: szybko i wolnozmienną. Składowa szybkozmienna o stosunkowo dużej amplitudzie ($3 M_N$ dla rozrusznika sekwencyjnego i $2.2 M_N$ dla rozrusznika niesymetrycznego), nałożona jest na składową wolnozmienną o amplitudzie równej chwilowej wartości momentu obciążającego. Częstość oscylacji składowej wolnozmiennej jest równa częstości oscylacji sił działających w taśmie przy bębnie napędowym. W miarę wzrostu prędkości taśmy maleje amplituda oscylacji składowej szybkozmiennej. Zwraca uwagę fakt, że dla rozruchu niesymetrycznego prędkość zanikania



Rys.10.5. Przebieg momentu przenoszonego przez przekładnię mechaniczną podczas rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika obciążonego

składowej szybkozmiennej w końcowej fazie rozruchu jest mniejsza, niż w przypadku rozruchu sekwencyjnego (rys. 10.5, VI.12 i VI.13). Efekt ten wynika z działania momentu pulsującego. Około dwukrotnie większa amplituda składowej szybkozmiennej dla rozruchu niesymetrycznego, w stosunku do rozruchu sekwencyjnego, ze względu na małą wartość amplitudy składowej szybkozmiennej dla tego zakresu prędkości, nie powoduje zagrożenia dla układu mechanicznego.

Nie zauważa się ujemnego wpływu momentu pulsującego na przebiegi dynamiczne sił, prędkości oraz przyspieszeń w taśmie.

Charakterystycznym dla rozruchu sekwencyjnego jest to, że przekładnie mechaniczne obciążone są nierównomiernie. Maksymalna różnica obciążeń wynosi ok. 46%. W chwilach przełączeń, na przekładni, która przejmuje na siebie większe obciążenie, następuje wzrost momentu o ok. 70%. W przypadku rozruchu niesymetrycznego, obie przekładnie są obciążone jednakowo momentem, średnio o ok. 19.1% mniejszym niż dla rozruchu sekwencyjnego.

Zwraca uwagę fakt, że wartości momentu przenoszonego przez przekładnie mechaniczne nie pozostają w ścisłym związku ilościowym z momentem elektromagnetycznym wytwarzanym przez sprzężone z nimi silniki napędowe. Średnia wartość momentu, przenoszonego przez przekładnię, nie odpowiada ściśle średniej wartości momentu elektromagnetycznego, wytwarzanego przez silniki napędowe. Otrzymane wartości średnie momentu przenoszonego przez przekładnie mechaniczne są niższe, niż wynika to z obliczeń statycznych. Natomiast chwilowe wartości momentu przekładni, w przypadku rozruchu sekwencyjnego, znacznie przekraczają wartość znamionową.

Przebieg momentu przenoszonego przez przekładnię podczas rozruchu przenośnika pustego ma nieco odmienny charakter. (rys. VI.20). Oprócz tego, że przyjmuje mniejsze wartości bezwzględne, to bardziej wyraźnie zaznacza się składowa wolnozmienna, pochodząca od układu mechanicznego. Po uzyskaniu przez silniki prędkości znamionowej, moment przekładni przyjmuje okresowo wartość ujemną. Oznacza to, że nagromadzona w taśmie energia w czasie rozruchu przewyższa chwilowo tę wartość, jaka dostarczana jest przez silniki napędowe.

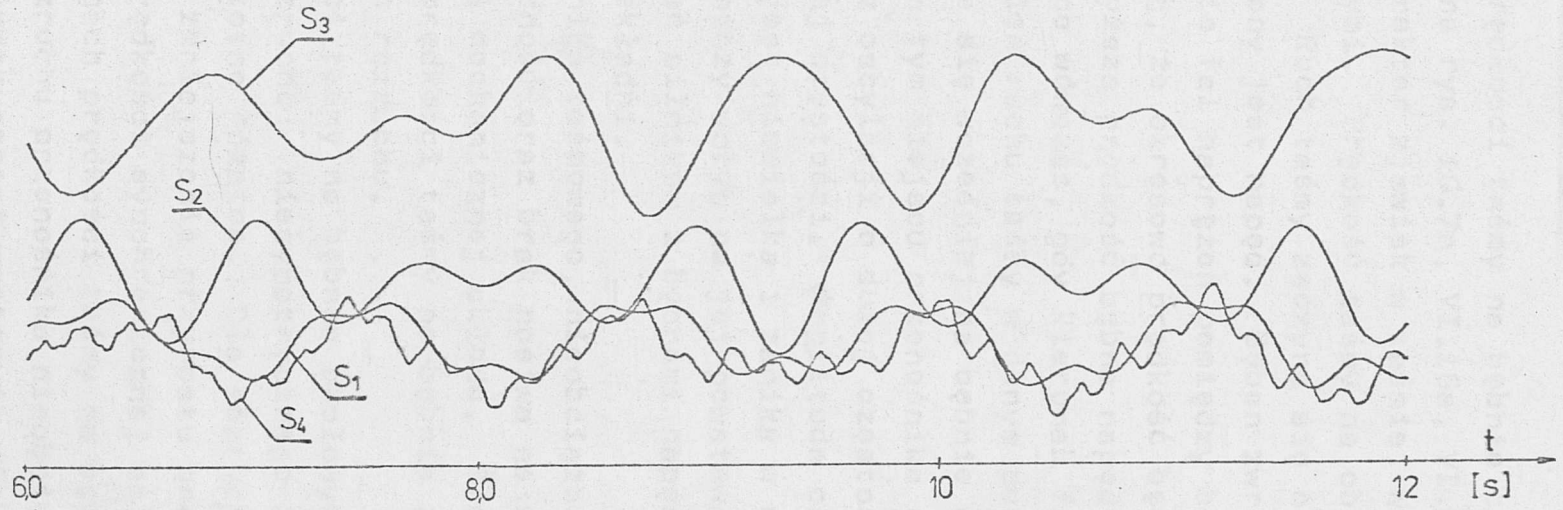
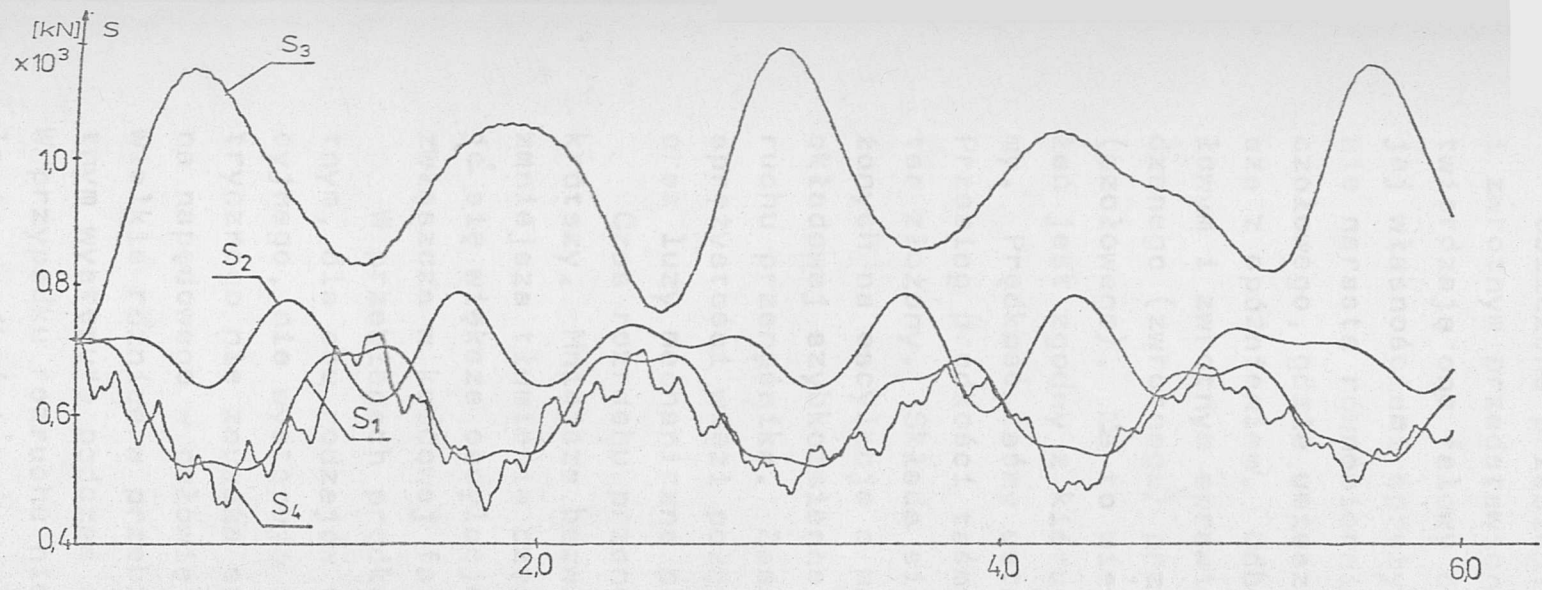
Przedstawione rozważania, dotyczące przebiegów momentów przekładni dla dwóch rodzajów rozruchu: sekwencyjnego i niesymetrycznego, pozwalają stwierdzić, że korzystniejszy przebieg występuje w przypadku rozruchu niesymetrycznego.

10.8. Przebiegi sił w taśmie

Obliczone przebiegi sił w taśmie, w charakterystycznych punktach przenośnika, przedstawiono na rys. 10.6, VI.14 i VI.21. Przez S_1 (S_2) oznaczono siłę w miejscu nabiegania (zbiegania) taśmy z bębna zwrotnego, zaś przez S_3 (S_4) siłę w miejscu nabiegania (zbiegania) taśmy z bębna napędowego (czołowego). Podczas rozruchu występuje ruch drgający taśmy. Taśma jest poddawana zmiennym siłom o różnych amplitudach i częstości oscylacji, w zależności od punktu położenia taśmy na trasie przenośnika. Największym obciążeniem podczas rozruchu poddawana jest taśma w miejscu nabiegania i zbiegania z bębna czołowego. Działanie sił w tych punktach jest naprzemianległe. Maksymalnym wartościom siły w miejscu nabiegania odpowiada minimalna wartość siły w miejscu zbiegania taśmy z bębna napędowego. Na przebieg siły S_4 nakładają się dodatkowe oscylacje wywołane odbiciem fal naprężeń w taśmie oraz drganiami układu napinającego. Ich amplituda jest niewielka w stosunku do amplitudy siły S_4 i maleje w miarę rozruchu przenośnika.

Podczas rozruchu przenośnika pustego siły w taśmie przyjmują mniejsze wartości bezwzględne i zmieniają się w mniejszym zakresie (rys. VI.21). Charakterystyczną cechą tych sił jest to, że na bębnie czołowym, jak i zwrotnym, siły nabiegające i zbiegające są w przeciwfazie. Po uzyskaniu przez silnik prędkości znamionowej, drgania w taśmie powoli zanikają. Jednak oscylacje sił występujących w taśmie nie zanikają do zera, co szczególnie wyraźnie widać podczas rozruchu przenośnika pustego.

Obserwacja przebiegów sił występujących w taśmie, dla porównywanego rozruchu niesymetrycznego i sekwencyjnego, prowadzi do wniosku, że nie ma istotnych ilościowych i jakościowych różnic w przebiegach tych sił dla obu rodzajów rozruchu.



Rys.10.6. Przebiegi sił w taśmie obciążonego przenośnika w punktach zaznaczonych na rys. 10.1b podczas niesymetrycznego rozruchu

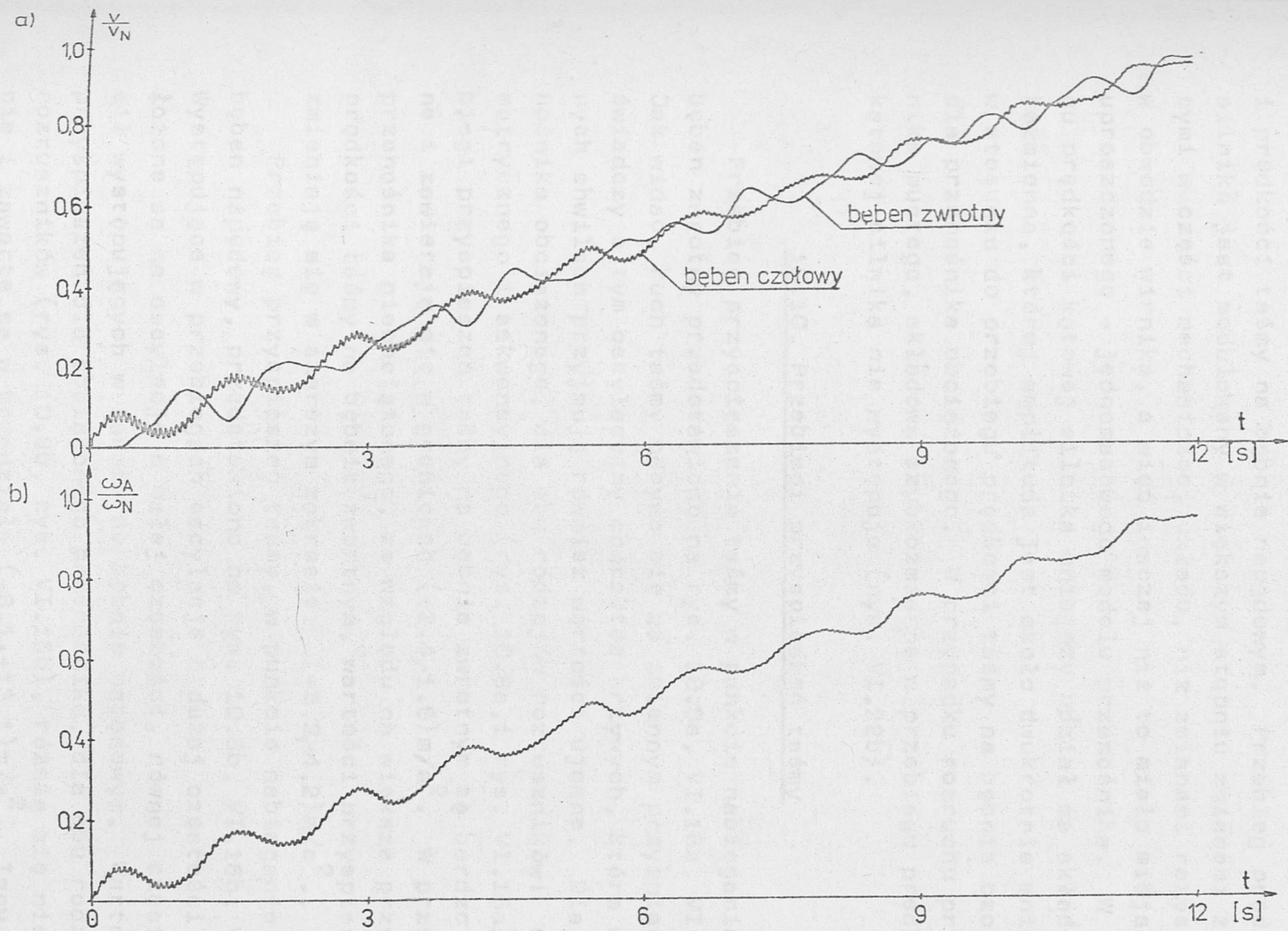
10.9. Przebiegi prędkości

Obliczone przebiegi prędkości taśmy na bębnie czołowym i zwrotnym przedstawiono na rys. 10.7a, VI.15a, VI.22a. Potwierdzają one falowy charakter zjawisk w taśmie, wywołany jej własnościami sprężystymi. Prędkość taśmy na obu bębnach nie narasta równomiernie. Ruch taśmy zaczyna się od bębna czołowego, gdzie umieszczony jest napęd. Bęben zwrotny rusza z opóźnieniem. Odbicia fal naprężeń pomiędzy bębniem czołowym i zwrotnym sprawiają, że okresowo prędkość bębna napędzanego (zwrotnego) przewyższa prędkość bębna napędowego (czołowego). Ma to miejsce wówczas, gdy kierunek fali naprężeń jest zgodny z kierunkiem ruchu taśmy w danym punkcie taśmy. Prędkość taśmy ustala się wcześniej na bębnie czołowym. Przebieg prędkości taśmy w tym miejscu przenośnika ma charakter złożony. Składa się z oscylacji o dużej częstotliwości, nałożonych na oscylacje o małej częstotliwości. Amplituda oscylacji składowej szybkozmiennej jest niewielka i zanika w miarę rozruchu przenośnika. Zasadniczy wpływ na jej powstawanie mają sprężystości więzi połączeń silników z bębnami napędowymi oraz luzy mechaniczne przekładni.

Czas rozruchu przenośnika taśmowego, nieobciążonego, jest krótszy. Mniejsza bezwładność oraz brak nosiwa na taśmie zmniejsza tłumienie części mechanicznej układu. Stąd obserwuje się większe oscylacje prędkości taśmy na bębnie zwrotnym, zwłaszcza w końcowej fazie rozruchu.

W przebiegach prędkości taśmy na bębnie czołowym i zwrotnym, dla obu rodzajów rozruchu: niesymetrycznego i sekwencyjnego, nie występują istotne różnice. Dla rozruchu niesymetrycznego nie zauważa się zmniejszenia przyrostu prędkości bębna napędowego w połowie prędkości synchronicznej silnika. Niewielkie różnice w przebiegach prędkości taśmy na bębnie zwrotnym występują podczas rozruchu przenośnika nieobciążonego. W przypadku rozruchu niesymetrycznego występują większe oscylacje prędkości taśmy na bębnie zwrotnym, niż dla rozruchu sekwencyjnego.

Ruch drgający taśmy na bębnie czołowym przenosi się poprzez sprzęgło i przekładnię na silniki napędowe. Obliczony



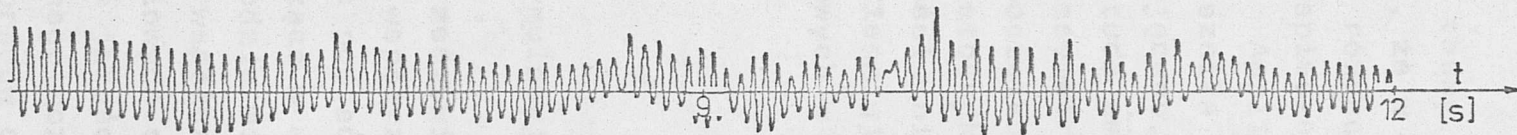
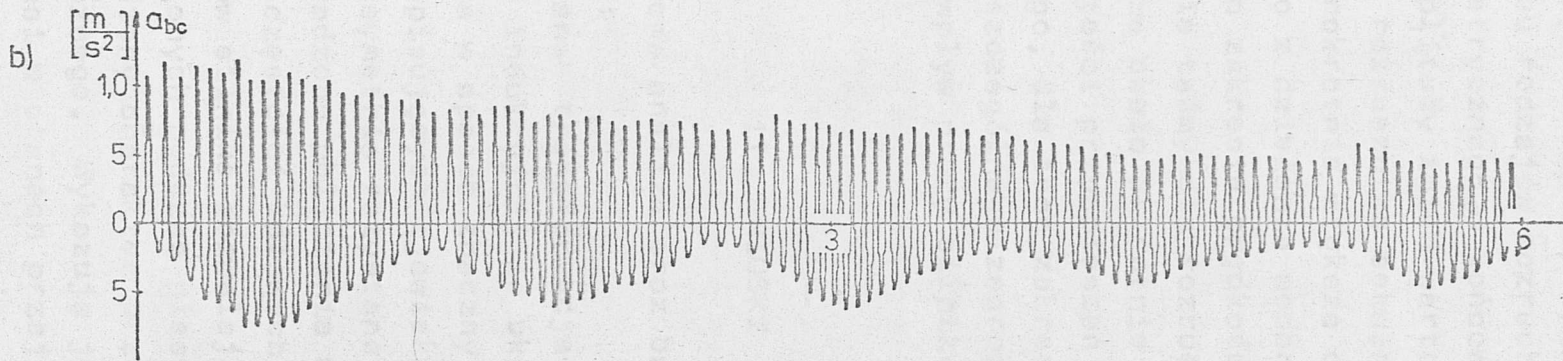
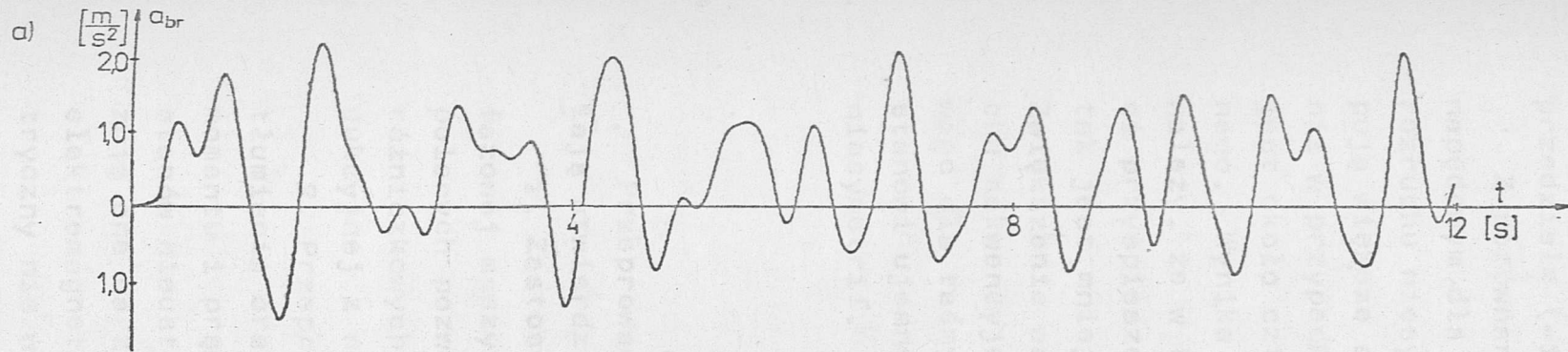
Rys.10.7. Przebiegi prędkości taśmy oraz silnika podczas rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika obciążonego: a) prędkość taśmy na bębnie czółowym i zwrotnym, b) prędkość kątowna silnika A

przebieg prędkości kątowej jednego z silników, pracujących w sprężystym wale mechanicznym, pokazano na rys. 10.7b, VI.15b, VI.22b. Zwraca uwagę podobieństwo przebiegów prędkości kątowej silnika i prędkości taśmy na bębnie napędowym. Przebieg prędkości silnika jest modulowany w większym stopniu zmianami zachodzącymi w części mechanicznej układu, niż zmianami rezystancji w obwodzie wirnika, a więc inaczej niż to miało miejsce dla uproszczonego - jednomasowego modelu przenośnika. W przebiegu prędkości kątowej silnika mniejszy udział ma składowa szybkozmienna, której amplituda jest około dwukrotnie mniejsza w stosunku do przebiegu prędkości taśmy na bębnie czołowym, dla przenośnika obciążonego. W przypadku rozruchu przenośnika pustego, składowa szybkozmienna w przebiegu prędkości kątowej silnika nie występuje (rys. VI.22b).

10.10. Przebiegi przyspieszeń taśmy

Przebieg przyspieszenia taśmy w punkcie nabiegania na bęben zwrotny przedstawiono na rys. 10.8a, VI.16a, VI.23a. Jak widać, ruch taśmy odbywa się ze zmiennym przyspieszeniem; świadczy o tym oscylacyjny charakter krzywych, które w pewnych chwilach przyjmują również wartości ujemne. Dla przenośnika obciążonego, dla obu rodzajów rozruszników: niesymetrycznego i sekwencyjnego (rys. 10.8a, i rys. VI.16a), przebiegi przyspieszeń taśmy na bębnie zwrotnym są bardzo zbliżone i zawierają się w granicach $(+2.4, -1.6) \text{ m/s}^2$. W przypadku przenośnika nieobciążonego, ze względu na większe przyrosty prędkości taśmy na bębnie zwrotnym, wartości przyspieszeń zmieniają się w szerszym zakresie: $(+5.3, -4.2) \text{ m/s}^2$.

Przebieg przyspieszeń taśmy, w punkcie nabiegania na bęben napędowy, przedstawiono na rys. 10.8b, VI.16b, VI.23b. Występujące w przebiegach oscylacje o dużej częstotliwości, nałożone są na oscylacje o małej częstotliwości, równej częstotliwości sił występujących w taśmie na bębnie napędowym. Wartości przyspieszeń dla obciążonego przenośnika, dla obu rodzajów rozruszników (rys. 10.8b, rys. VI.16b), różnią się nieznacznie i zawarte są w przedziale $(-8.1, +13.1) \text{ m/s}^2$. Inny nieco charakter mają przebiegi przyspieszeń taśmy na bębnie napędowym dla przenośnika nieobciążonego (rys. VI.23b). Obwiednia



Rys.10.8. Przebiegi przyspieszeń taśmy podczas rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika obciążonego: a) przyspieszenie taśmy na bębnie zwrotnym, b) przyspieszenie taśmy na bębnie czołowym

składowej oscylacyjnej, szybkozmiennej, ma charakter dudniący, o zanikającej amplitudzie w miarę wzrostu prędkości taśmy. Wartości przyspieszeń są większe i zawierają się w przedziale $(-10,4, +14,4) \text{ m/s}^2$.

Z porównania przebiegów przyspieszenia taśmy na bębnie napędowym dla obu rodzajów rozruchu wynika, że w przypadku rozruchu niesymetrycznego w końcowej fazie rozruchu występują większe amplitudy zmian wartości przyspieszenia taśmy, niż w przypadku rozrusznika sekwencyjnego. Amplituda ta jest około czterokrotnie większa dla rozrusznika niesymetrycznego. Wynika to z działania momentu pulsującego. Zaznaczyć należy, że w tym zakresie prędkości, amplituda zmian wartości przyspieszenia taśmy dla rozrusznika niesymetrycznego i tak jest mniejsza około 3-krotnie niż na początku rozruchu. Zwiększenie wartości przyspieszeń taśmy w stosunku do rozruchu sekwencyjnego, dla tego zakresu prędkości, nie stanowi więc dla taśmy szczególnego zagrożenia. Niemniej jednak stanowi ujemny wpływ pracy silników napędowych w stanie niesymetrii.

11. WNIOSKI

Przeprowadzona analiza oraz badania symulacyjne pozwalają stwierdzić:

1. Zastosowana transformacja układu rzeczywistego trójfazowej maszyny indukcyjnej do układu osi współrzędnych zespolonych pozwala w sposób znaczny uprościć postać równań różniczkowych opisujących zjawiska zachodzące w maszynie indukcyjnej z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika.

2. Przeprowadzone obliczenia wartości współczynników tłumienia oraz częstości kołowych przejściowych składowych momentu i prądów silnika pozwalają dokonać jakościowej oceny stanów nieustalonych podczas niesymetrycznego rozruchu. Wskazują one na złożony charakter przebiegów prądów oraz momentu elektromagnetycznego. Wykazują jednak, że rozruch niesymetryczny nie wnosi w stanach przejściowych dodatkowych zagrożeń w porównaniu z innymi rodzajami rozruchu.

3. Przedstawiona metoda obliczania charakterystyk mechanicznych silnika indukcyjnego z niesymetrią rezystancji w obwodzie wirnika, pozwala wyznaczyć dokładny przebieg momentu obrotowego silnika w funkcji prędkości kątowej.

Metoda projektowania niesymetrycznego rozruchu, oparta na obliczonych przebiegach charakterystyk mechanicznych silnika, uwzględnia wszystkie zjawiska towarzyszące pracy silnika w stanie niesymetrii i zapewnia większą dokładność obliczeń niż metoda tradycyjna.

4. Opracowany program na maszynę cyfrową, który w całości dokonuje obliczeń parametrów niesymetrycznego rozrusznika, znacznie ułatwia proces projektowania niesymetrycznego rozruchu. Ze względu na powszechność stosowania maszyn cyfrowych oraz fakt uwzględnienia w metodzie obliczeń dokładnego przebiegu charakterystyk mechanicznych silnika, stanowi on duże ułatwienie i jednocześnie uściślenie obliczeń w stosunku do stosowanych obecnie obliczeń rozruszników metodą tradycyjną.

5. Obliczone przebiegi dynamiczne niesymetrycznego rozruchu, łącznie z przeprowadzonymi obliczeniami charakterystyk statycznych, dają pełny obraz informacji o przebiegu procesu rozruchu silnika. Wskazują one, że poprzez odpowiedni dobór parametrów rozrusznika można zmniejszyć niesymetrię prądów wirnika i ograniczyć związane z tym ujemne zjawiska, jak amplitudę momentu pulsującego, moment przeciwbieżny oraz amplitudę prądu stojana o zmiennej częstotliwości.

6. Opracowana metoda projektowania niesymetrycznego rozrusznika, dająca stały stosunek maksymalnej do minimalnej wartości rezystancji na każdym stopniu rozruchowym oraz stopień symetryczny, gdy silnik przekracza połowę prędkości synchronicznej, daje korzystniejsze rezultaty, niż znane dotychczas dwie metody podane w literaturze.

7. Do zastosowania w napędzie przenośników taśmowych z silnikami o mocy 1000 kW nadają się rozruszniki niesymetryczne o liczbie stopni rozruchowych większej niż 10.

8. Opracowany model matematyczny przenośnika taśmowego pozwala wyznaczyć obciążenia dynamiczne występujące w poszczególnych elementach części elektrycznej i mechanicznej systemu elektromechanicznego przenośnika.

9. Zjawiska występujące podczas rozruchu przenośnika mają charakter falowy. Uwidaczniają się one w przebiegach dynamicznych prędkości, przyspieszeń, sił w taśmie oraz momentów przenoszonych przez przekładnie mechaniczne. Ze względu na strukturę powiązań układu elektrycznego i mechanicznego, zjawiska falowe przenoszą się na przebiegi prędkości kątowej, prądów i momentu elektromagnetycznego silników.

10. Analiza obciążeń dynamicznych występujących w części elektrycznej i mechanicznej układu wskazuje, że rozruch niesymetryczny charakteryzuje się dobrymi własnościami eksploatacyjnymi.

Porównanie odpowiednich parametrów rozruchu niesymetrycznego i sekwencyjnego wypada korzystnie dla rozruchu niesymetrycznego. Szczególnie korzystny jest przebieg momentu przenoszonego przez przekładnie mechaniczne, który wykazuje, że występują na nich znacznie mniejsze obciążenia dynamiczne niż w przypadku rozruchu sekwencyjnego. Mniejsze są także wartości maksymalne prądów rozruchowych oraz bardziej łagodny przebieg momentu elektromagnetycznego silników. Nie występują natomiast istotne różnice dla obu rodzajów rozruchu w przebiegach prędkości i przyspieszeń taśmy na bębnach oraz sił występujących w taśmie.

11. Przeprowadzona analiza pozwala stwierdzić, że zastosowanie rozruchu niesymetrycznego powoduje zmniejszenie obciążeń dynamicznych, a tym samym zwiększenie trwałości elementów ruchowych w wielosilnikowym układzie elektromechanicznym, w stosunku do obecnie stosowanego rozruchu sekwencyjnego.

SPIS LITERATURY

- [11] BOROCH H., Teoretyczne podstawy dynamiki taśm przenośnikowych, Pr. Nauk. Inst. Budownictwa PWr., Nr 24, Seria: Monografie Nr 9, 1978.
- [12] CZAYKA T., SZKLARSKI L., Praca silnika asynchronicznego z asymetrią rezystancji w obwodzie wirnika, PWN, Kraków 1960.
- [13] GLADYSIEWICZ L., Metoda obliczania sił wciąganych przenośnika taśmowego z napędami pośrednimi taśmowymi, Politechnika Wrocławska, Wrocław 1979 (nie publikowana).
- [14] GIERGIEL J., Drgania układów mechanicznych, Kraków 1980, Skrypty uczelniane nr 716, AGH.
- [15] GOGOLEWSKI Z., KUCZEWSKI Z., Napęd elektryczny, WNT, Warszawa 1971.
- [16] JURLEWICZ W., Ocena drgań konstrukcji nośnej przenośników taśmowych, Zeszyty Problemowe COBPGO "Poltegor", Nr 37, Wrocław 1967.
- [17] KAROLEWSKI B., Matematyczny model układu napędowego przenośnika taśmowego. Praca doktorska, Politechnika Wrocławska 1977.
- [18] KAROLEWSKI B., PYTEL J., CHUDY T., Uproszczona metoda analizy przebiegu rozruchu przenośnika taśmowego. Górnictwo Odkrywkowe Nr 3-4, Wrocław 1983.
- [19] KĘDZIOR W., Podstawy napędu elektrycznego, PWr., Wrocław 1980.
- [101] KĘDZIOR W., PATYK A., Analiza rozruchu niesymetrycznego silnika o mocy 1000 kW z minimalną niesymetrią prądów. Raport IUE PWr., seria SPR nr 69, Wrocław 1980.
- [111] KĘDZIOR W., PATYK A., Analiza rozruchu silników asynchronicznych dużej mocy z zastosowaniem asymetrii rezystancji w obwodzie wirnika. Raport IUE PWr., seria SPR nr 36, Wrocław 1980.
- [121] KĘDZIOR W., WAŃCZYK S., Badania stanów dynamicznych układów napędowych wielosilnikowych o parametrach rozłożonych. Raport IUE PWr., seria SPR nr 9, Wrocław 1981.

- [131] KUBICZEK T., ANTOS C., CZUBAK A., JABŁOŃSKI R., SIEDLAR A., Badania nad współczynnikiem tarcia pomiędzy taśmą gumową a bębniem napędowym przenośnika. Węgiel Brunatny, Nr 1, 1968, s. 46-54.
- [141] KISZKA J., Model matematyczny i sterowanie maszyną wyciągową, jako układem o parametrach rozłożonych. Rozprawa doktorska, Kraków 1975.
- [151] KLICH A., WÓJCIK M., BIAŁAS S., Modelowanie mechaniczne urządzeń wyciągowych dla analizy procesu awaryjnego hamowania. Zeszyty Naukowe Polit. Śląskiej nr 81.
- [161] KNOP H., Wybrane zagadnienia z dynamiki urządzeń wyciągowych. Zeszyty Naukowe AGH, Z. 67, 1975, Elektryfikacja i Mechanizacja Górnictwa i Hutnictwa.
- [171] LATEK W., Zarys maszyn elektrycznych, WNT, Warszawa 1974.
- [181] MOCZARSKI Z., Koncepcja i analiza adaptacyjnego układu sterowania rozruchem asynchronicznym silników pierścieniowych w napędach dużych przenośników taśmowych. Rozprawa doktorska, PWr, Wrocław 1975.
- [191] NADOLSKI W., PIELORZ A., Badanie przemieszczeń i odkształceń w wybranych elementach maszyn górniczych. Zeszyty Naukowe Polit. Śląskiej, Górnictwo z. 81, 1977.
- [201] NESSEL H., Procesy przejściowe w wielosilnikowym asynchronicznym napędzie elektrycznym. Praca doktorska, PWr., Wrocław 1975.
- [211] PANKRATOV S.A., KIELAN O.J., Opredelenie častotnych charakteristik kolebanij lentočnyh koncerov v zavisimosti od miesta raspołożenia privodnogo barabana. IVUZ, Gornyj Žurnal nr 9, 1964.
- [221] PANKRATOV S.A., Dinamika mašin dla otkrytych gornych i zemlanyh rabot. Mašinostroenie, Moskva 1967.
- [231] PATYK A., WAŃCZYK S., Zagadnienia modelowania niesymetrycznego rozruchu rezystorowego silnika asynchronicznego. Raport IUE PWr., serii PRE nr 8, Wrocław 1981.
- [241] PIENKOWSKI K., Stany dynamiczne i praca ustalona napędu przenośników taśmowych o ujemnym kącie nachylenia. Rozprawa doktorska, PWr., Wrocław 1980.

- [251] PUCHAŁA A., Dynamika maszyn i układów elektromechanicznych, PWN, Warszawa 1977.
- [261] PUCHAŁA A., NOGA M., GOŁĘBIEWSKI L., Zbiór zadań z dynamiki maszyn i układów elektromechanicznych, PWN, Warszawa 1977.
- [271] RŻYSKO J., LINKE W., OLSZEWSKI J., Kryteria doboru funkcji przybliżonych służących do budowy modelu dyskretnego drgań podłużnych liny wyciągowej. Zeszyty Naukowe Polit. Śląskiej, Górnictwo z. 81.
- [281] RAWICKI S., STEIN Z., Wyznaczanie statycznych charakterystyk trójfazowych silników pierścieniowych z niesymetrią rezystancji obwodu wirnika przy uwzględnieniu zmienności parametrów schematu zastępczego. Zesz. Nauk. Pol. Poznańskiej, Elektryka, nr 16, 1976, s. 33-49.
- [291] RAWICKI S., STEIN Z., Zastosowanie transformacji Glarcka i Parka do wyznaczania charakterystyk trójfazowej maszyny indukcyjnej przy niesymetriach zewnętrznych, Zesz. Nauk. Pol. Poznańskiej, Elektryka nr 19, 1979.
- [301] ŚCIĘGOSZ W., Obliczenia podstawowe przenośników taśmowych. Zeszyty Problemowe COBPGO "Poltegor" Nr 43, Wrocław 1972.
- [311] SOKOŁOW M., PIETROW L., Elektromagnetyczne procesy przejściowe w asynchronicznym napędzie elektrycznym, WNT, Warszawa 1970.
- [321] SZKLARSKI L., KISZKA J., Sterowanie maszyną wyciągową jako układem o parametrach rozłożonych, Archiwum Górnictwa z. 2, 1976.
- [331] SZKLARSKI L., SKALNY A., Teoretyczne zagadnienia maszyn wyciągowych, PWN, cz. I, 1976.
- [341] STEIN Z., Zagadnienia stanów niesymetrycznych trójfazowych maszyn indukcyjnych, Rozprawy nr 79, Polit. Poznańska, Poznań 1976.
- [351] WÓJCIK M., Analiza dynamiczna procesu awaryjnego hamowania urządzenia wyciągowego po przejeździe skrajnych poziomów. Praca doktorska, Kraków 1976.
- [361] WOJNARALSKI J., MEDER A., TEJSZERSKA B., Modelowanie wieloliniowych układów wyciągowych. XVI Sympozjum: "Modelowanie w Mechanice" - Gliwice-Wisła, 1977.

- [37] WHITE D.C., WOODSON H.H., Electromechanical energy conversion, New York, J. Wiley, 1959.
- [38] Zeszyty WZE Elwro-FORTRAN-Biblioteka podprogramów Z. 3
- [39] ZMYSŁOWSKI T., Problemowe ujęcie sprzężeń ciernych i hamowanie wyciągów. Zesz. Nauk. Polit. Śląskiej z. 81, Górnictwo, 1977.
- [40] ŻUR T., CZAJKOWSKI Z., Transport taśmowy w kopalniach odkrywkowych, cz. II i III, "Śląsk", Katowice 1968.
- [41] ŻUR T., Przenośniki taśmowe w górnictwie. Wydawnictwo Śląsk, Katowice 1979.

Analizując równanie (4.15) można stwierdzić, że składowe 1 i 2 prądu stojąca i wirnika to wielkości sprzężone. Zatem nie trzeba się z nimi bawić, wystarczy do analizy przyjąć tylko jedną dla składowej 1. Uwzględniając powyższe oraz rozwiązując równanie (4.15) względem pochodnej prądu i_{1w} oraz i_{2w} otrzymuje się zależność:

$$i_{1w} = \left\{ -M_{sw} \left[\frac{\sqrt{3}}{2} U_{1w} \cos(\alpha_1 - \alpha_2) - R_0 i_{1w} - j\omega(L_0 i_{1w} + M_{sw} i_{2w}) \right] - M_{sw} \left[(R_0 + R_2) i_{2w} - j\omega(L_2 i_{2w} + M_{sw} i_{1w}) \right] \right\} / (M_{sw}^2 - L_0 L_2) \quad (4.16)$$

$$i_{2w} = \left\{ M_{sw} \left[\frac{\sqrt{3}}{2} U_{1w} \cos(\alpha_1 - \alpha_2) - R_0 i_{1w} - j\omega(L_0 i_{1w} + M_{sw} i_{2w}) \right] + L_0 \left[(R_0 + R_2) i_{2w} - j\omega(L_2 i_{2w} + M_{sw} i_{1w}) \right] \right\} / (M_{sw}^2 - L_0 L_2) \quad (4.17)$$

Dokonując rozkładu równań (4.1) na części rzeczywiste i urojone oraz wprowadzając następujące oznaczenia:

$$\begin{cases} r_1 = x_1, & r_2 = x_2, & r_3 = x_3 \\ R_0 i_{1w} = x_2, & R_0 i_{2w} = x_4, & \omega = x_5 \end{cases} \quad (4.18)$$

poszukiwane prądy stojąca i wirnika określają zależności:

$$\begin{cases} i_{1w} = x_1 + jx_2, & i_{2w} = x_3 + jx_4 \\ i_{2w} = x_3 - jx_4, & i_{1w} = x_1 - jx_2 \end{cases} \quad (4.19)$$

Z A Ł A C Z N I K I

PRZEKSZTAŁCENIE RÓWNAŃ DYNAMIKI SILNIKA INDUKCYJNEGO
DO POSTACI DOGODNEJ DO OBLICZEŃ NA MASZYNIE CYFROWEJ

WERSJA I

Analizując równanie (4.15) można stwierdzić, że składowe 1 i 2 prądów stojana i wirnika są wielkościami sprzężonymi. Zatem nie tracąc nic z ogólności rozważań, wystarczy do analizy przyjąć układ równań dla składowej 1. Uwzględniając powyższe oraz rozważając równanie (4.15) względem pochodnej prądów \hat{i}_{1s} oraz \hat{i}_{1w} otrzymuje się zależność:

$$\left. \begin{aligned} p\hat{i}_{1s} &= \left\{ -L_w \left[\frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} e^{j(\omega_0 - \omega)t + j\delta} - R_s \hat{i}_{1s} - j\omega(L_s \hat{i}_{1s} + M_{sw} \hat{i}_{1w}) \right] + \right. \\ &\quad \left. - M_{sw} \left[(R_o + R_w) \hat{i}_{1w} + \hat{R}_1 \hat{i}_{2w} \right] \right\} / (M_{sw}^2 - L_s L_w) \\ p\hat{i}_{1w} &= \left\{ M_{sw} \left[\frac{\sqrt{3}}{2} U_{1n} e^{j(\omega_0 - \omega)t + j\delta} - R_s \hat{i}_{1s} - j\omega(L_s \hat{i}_{1s} + M_{sw} \hat{i}_{1w}) \right] + \right. \\ &\quad \left. + L_s \left[(R_o + R_2) \hat{i}_{1w} + \hat{R}_1 \hat{i}_{2w} \right] \right\} / (M_{sw}^2 - L_s L_w) \end{aligned} \right\} \quad (I.1)$$

Dokonując rozkładu równań (I.1) na część rzeczywistą i urojoną oraz wprowadzając następujące oznaczenia:

$$\left. \begin{aligned} t_1 = x_1, \quad \text{Im } \hat{i}_{1s} = x_3, \quad \text{Im } \hat{i}_{1w} = x_5, \\ \text{Re } \hat{i}_{1s} = x_2, \quad \text{Re } \hat{i}_{1w} = x_4, \quad \omega = x_6, \end{aligned} \right\} \quad (I.2)$$

poszukiwane prądy stojana i wirnika określają zależności:

$$\left. \begin{aligned} \hat{i}_{1s} = x_2 + jx_3, \quad \hat{i}_{1w} = x_4 + jx_5 \\ \hat{i}_{2s} = x_2 - jx_3, \quad \hat{i}_{2w} = x_4 - jx_5, \end{aligned} \right\} \quad (I.3)$$

a równania (I.1) przyjmują postać:

$$px_2 = \left\{ -L_w \left[\frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} \cos [(\omega_0 - \omega) x_1 + \gamma] - R_s x_2 - x_6 (L_s x_3 + M_{sw} x_5) \right] + \right. \\ \left. - M_{sw} \left[(R_o + R_w) x_4 + \operatorname{Re} \hat{R}_1 x_4 + x_5 \operatorname{Im} \hat{R}_1 \right] \right\} / (M_{sw}^2 - L_s L_w)$$

$$px_3 = \left\{ -L_w \left[\frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} \sin [(\omega_0 - \omega) x_1 + \gamma] - R_s x_3 - x_6 (L_s x_2 + M_{sw} x_4) \right] + \right. \\ \left. - M_{sw} \left[x_5 (R_o + R_w) - x_5 \operatorname{Re} \hat{R}_1 + x_4 \operatorname{Im} \hat{R}_1 \right] \right\} / (M_{sw}^2 - L_s L_w)$$

$$px_4 = \left\{ M_{sw} \left[\frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} \cos [(\omega_0 - \omega) x_1 + \gamma] - R_s x_2 - x_6 (L_s x_3 + M_{sw} x_5) \right] + \right. \\ \left. + L_s \left[(R_o + R_w) x_4 + x_4 \operatorname{Re} \hat{R}_1 + x_5 \operatorname{Im} \hat{R}_1 \right] \right\} / (M_{sw}^2 - L_s L_w)$$

$$px_5 = \left\{ M_{sw} \left[\frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} \sin [(\omega_0 - \omega) x_1 + \gamma] - R_s x_3 - x_6 (L_s x_2 + M_{sw} x_4) \right] + \right. \\ \left. + L_s \left[(R_o + R_w) x_5 + x_4 \operatorname{Im} \hat{R}_1 - x_5 \operatorname{Re} \hat{R}_1 \right] \right\} / (M_{sw}^2 - L_s L_w)$$

(I.4)

WERSJA II

Po pomnożeniu równań (4.15) stronami przez wyrażenie

$$e^{-j[(\omega_0 - \omega)t + \gamma]}$$

oraz wykonaniu podstawienia:

$$\left. \begin{aligned} \hat{i}_{1s}^p &= \hat{i}_{1s} e^{-j[(\omega_0 - \omega)t + \gamma]} \\ \hat{i}_{1w}^p &= \hat{i}_{1w} e^{-j[(\omega_0 - \omega)t + \gamma]} \\ \hat{i}_{2w}^p &= \hat{i}_{2w} e^{j[(\omega_0 - \omega)t + \gamma]} \end{aligned} \right\} \quad (I.5)$$

otrzymuje się:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} &= R_s \hat{i}_{1s}^p + L_s p \hat{i}_{1s}^p + M_{sw} p \hat{i}_{1w}^p + j \omega_o (L_s \hat{i}_{1s}^p + M_{sw} \hat{i}_{1w}^p) \\ 0 &= M_{sw} p \hat{i}_{1s}^p + j(\omega_o - \omega) M_{sw} \hat{i}_{1s}^p + (R_o + R_w) \hat{i}_{1w}^p + L_w p \hat{i}_{1w}^p + \\ &+ j(\omega_o - \omega) L_w \hat{i}_{1w}^p + \hat{R}_1 \hat{i}_{2w}^p e^{-2j[(\omega_o - \omega)t + \gamma_1]} \end{aligned} \right\} \quad (I.6)$$

Rozwiązując równanie (I.6) względem pochodnych prądów \hat{i}_{1s}^p stojana oraz \hat{i}_{1w}^p wirnika otrzymuje się zależności:

$$\left. \begin{aligned} p \hat{i}_{1s}^p &= (-L_w Z_1 + M_{sw} Z_2) / Z_3 \\ p \hat{i}_{1w}^p &= (M_{sw} Z_1 - L_s Z_2) / Z_3 \end{aligned} \right\} \quad (I.7)$$

gdzie:

$$\left. \begin{aligned} Z_1 &= \frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} - R_s \hat{i}_{1s}^p - j \omega_o (L_s \hat{i}_{1s}^p + M_{sw} \hat{i}_{1w}^p) \\ Z_2 &= -(R_o + R_w) \hat{i}_{1w}^p - j(\omega_o - \omega) M_{sw} \hat{i}_{1s}^p + \\ &- j(\omega_o - \omega) L_w \hat{i}_{1w}^p - \hat{R}_1 \hat{i}_{2w}^p e^{-j2[(\omega_o - \omega)t + \gamma_1]} \\ Z_3 &= M_{sw}^2 - L_s L_w \end{aligned} \right\} \quad (I.7a)$$

Po rozłożeniu równań (I.7) na części rzeczywiste i urojone oraz uwzględnieniu podstawień:

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= t, & x_2 &= \operatorname{Re} \hat{i}_{1s}^p, & x_3 &= \operatorname{Im} \hat{i}_{1s}^p, \\ x_4 &= \operatorname{Re} \hat{i}_{1w}^p, & x_5 &= \operatorname{Im} \hat{i}_{1w}^p, & x_6 &= \omega \end{aligned} \right\} \quad (I.8)$$

otrzymuje się:

$$\left. \begin{aligned} p x_2 &= (-L_w \operatorname{Re} Z_1 + M_{sw} \operatorname{Re} Z_2) / Z_3 \\ p x_3 &= (-L_w \operatorname{Im} Z_1 + M_{sw} \operatorname{Im} Z_2) / Z_3 \\ p x_4 &= (M_{sw} \operatorname{Re} Z_1 - L_s \operatorname{Re} Z_2) / Z_3 \\ p x_5 &= (M_{sw} \operatorname{Im} Z_1 - L_s \operatorname{Im} Z_2) / Z_3 \end{aligned} \right\} \quad (I.9)$$

gdzie:

$$\operatorname{Re} Z_1 = \frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} - R_s x_2 + \omega_0 x_3 L_s + \omega_0 x_5 M_{sw}$$

$$\operatorname{Re} Z_2 = -x_4(R_o + R_w) + x_3(\omega_0 - \omega)M_{sw} + x_5(\omega_0 - \omega)L_w - \operatorname{Re} Z_1$$

$$\operatorname{Im} Z_1 = \frac{\sqrt{3}}{2} U_{1m} - R_s x_3 - x_2 \omega_0 L_s - x_4 \omega_0 M_{sw}$$

$$\operatorname{Im} Z_2 = -x_5(R_o + R_w) - x_2 M_{sw}(\omega_0 - x_6) - x_4 L_w(\omega_0 - x_6) - \operatorname{Im} Z_4$$

$$\operatorname{Re} Z_4 = x_4(\operatorname{Re} \hat{R}_1 \cos Z_5 + \operatorname{Im} \hat{R}_1 \sin Z_5) + x_5(\operatorname{Im} \hat{R}_1 \cos Z_5 + \operatorname{Re} \hat{R}_1 \sin Z_5)$$

$$\operatorname{Im} Z_4 = x_4(\operatorname{Im} \hat{R}_1 \cos Z_5 - \operatorname{Re} \hat{R}_1 \sin Z_5) - x_5(\operatorname{Re} \hat{R}_1 \cos Z_5 + \operatorname{Im} \hat{R}_1 \sin Z_5)$$

$$Z_5 = (\omega_0 - x_6)x_1 \quad (\text{I.9a})$$

Wyrażenie na moment elektromagnetyczny przyjmuje postać:

$$M_e = 2p_b M_{sw} (x_3 x_4 - x_2 x_5) \quad (\text{I.10})$$

Dla zilustrowania struktury równań (I.9) i wykazania stałości bądź zmienności współczynników występujących w tych równaniach uzależnionych od niesymetrycznej rezystancji, przekształcono je do postaci:

$$px_2 = C_1 + C_2 x_2 + C_3 x_3 + C_5 x_5 x_6 - C_6 x_4 + C_{18} + C_4 x_3 x_6$$

$$px_3 = C_7 + C_2 x_3 - C_3 x_2 - C_4 x_2 x_6 - C_5 x_4 x_6 - C_6 x_5 + C_{19}$$

$$px_4 = C_8 + C_9 x_2 + C_{10} x_3 x_6 + C_{11} x_4 + C_3 x_5 + C_{12} x_5 x_6 + C_{20}$$

$$px_5 = C_{13} + C_9 x_3 - C_{10} x_2 x_6 - C_3 x_4 - C_{12} x_4 x_6 + C_{11} x_5 + C_{21}$$

gdzie:

$$C_{18} = C_{181} x_4 Z_{22} + C_{182} x_4 Z_{23} + C_{182} x_5 Z_{22} - C_{181} x_5 Z_{23}$$

$$C_{19} = C_{191} x_4 Z_{22} - C_{192} x_4 Z_{23} + C_{192} x_5 Z_{22} - C_{191} x_5 Z_{23}$$

$$C_{20} = C_{201} x_4 Z_{22} - C_{202} x_4 Z_{23} + C_{202} x_5 Z_{22} - C_{201} x_5 Z_{23}$$

$$C_{21} = C_{211} x_4 Z_{22} + C_{212} x_4 Z_{23} + C_{212} x_5 Z_{22} - C_{211} x_5 Z_{23}$$

(I.11)

przy czym

$$Z_{22} = \cos 2x_1(314.1592 - x_6)$$

$$Z_{23} = \sin 2x_1(314.1592 - x_6)$$

Wyniki obliczeń współczynników $C_1 \dots C_{15}$ przedstawiono w tabeli (I-1), natomiast współczynników $C_{18} \dots C_{21}$ w tabeli (I-2). Do obliczeń przyjęto silnik o danych $P=1000$ kW, $U_n=6000$ V, $R_s=0.248 \Omega$, $R'_w=0.29 \Omega$, $L_s=0,33506$ H, $L'_w=0,3366$ H, $M_{sw}=0,3241$ H, $\gamma=0$, oraz rozrusznik niesymetryczny 13-stopniowy o wartościach całkowitych rezystancji na trzech pierwszych stopniach:

stopień pierwszy: $R_{RA} = 0.756 \Omega$, $R_{RB} = 1.044 \Omega$, $R_{RC} = 0.5481 \Omega$

stopień drugi: $R_{RA} = 0.756 \Omega$, $R_{RB} = 0.3972 \Omega$, $R_{RC} = 0.5481 \Omega$

stopień trzeci: $R_{RA} = 0.2878 \Omega$, $R_{RB} = 0.3972 \Omega$, $R_{RC} = 0.5481 \Omega$

T a b e l a I-1

Współczynniki równań różniczkowych (I.8) niezależne od stopnia rozruchowego

Numer stopnia rozruchowego	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	C_7	C_8	C_9	C_{10}	C_{11}	C_{12}	C_{13}	C_{14}	C_{15}
I	187256.4	10.946	314.1592	13.789	14.314	926.064	0	180385.46	10.544	14.246	956.78	14.789	0	0.0395768	0
II															
III															

T a b e l a I-2

Współczynniki równań różniczkowych (I.8) zależne od stopnia rozruchowego

Numer stopnia rozruchowego	C_{181}	C_{182}	C_{191}	C_{192}	C_{201}	C_{202}	C_{211}	C_{212}
I	-16.99	176.58	176.58	16.99	17.55	-182.43	-182.43	-17.95
II	115.29	-52.56	-52.56	-115.29	-119.12	54.3	54.3	119.12
III	-73.7	52.59	52.59	73.7	76.14	-54.3	-54.3	-76.14

Z A Ł A C Z N I K II

Dane silnika indukcyjnego pierścieniowego typu SZUre-136t:

1. Moc znamionowa	$P_N = 1000 \text{ kW}$
2. Napięcie znamionowe	$U_N = 6000 \text{ V}$
3. Prędkość znamionowa	$n_N = 990 \text{ obr/min}$
4. Prąd znamionowa stojana	$I_{1N} = 118 \text{ A}$
5. Prąd znamionowy wirnika	$I_{2N} = 545 \text{ A}$
6. Napięcie znamionowe wirnika	$U_{2N} = 1160 \text{ V}$
7. Współczynnik mocy	$\cos \varphi = 0.88$
8. Sprawność	$\eta = 0.93$
9. Moment znamionowy	$M_N = 9645.7 \text{ Nm}$
10. Moment rozruchowy	$M_r = 1350.4 \text{ Nm}$
11. Przeciężalność momentem	$p_M = 2.3$
12. Przekładnia napięciowa silnika	$\sigma = 5.0217$
13. Rezystancja wirnika	$R_w = 0.0115 \Omega$ $R'_w = 0.29 \Omega$
14. Reaktancja wirnika	$X_w = 0.154 \Omega$ $X'_w = 3.88 \Omega$
15. Reaktancja stojana	$X_s = 3.38 \Omega$
16. Reaktancja magnesująca	$X_u = 102.48 \Omega$
17. Moment bezwładności silnika	$J_s = 147.5 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}^2$
18. Rezystancja stojana	$R_s = 0.248 \Omega$
19. Indukcyjność stojana	$L_s = 0.33506 \text{ H}$
20. Indukcyjność wirnika	$L_w = 0.33666 \text{ H}$
21. Indukcyjność wzajemna	$M_{sw} = 0.3243 \text{ H}$

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 16-
-stopniowego (metoda I): $\lambda = 1.36$, $m = 15$,
 $M_r \max = 1.48 M_N$, $M_r \min = 1.1 M_N$

Numer stopnia	Rezystancja fazy (Ω)			Poślizg przełączeń
	A	B	C	
1	0.76378	0.76378	0.76378	0.75299
2	0.30308	0.76378	0.76378	0.5388
3	0.30308	0.30308	0.76378	0.4057
4	0.30308	0.30308	0.30308	0.3055
5	0.11614	0.30308	0.30308	0.2186
6	0.11614	0.11614	0.30308	0.1646
7	0.11614	0.11614	0.11614	0.1239
8	0.04029	0.11614	0.11614	0.0887
9	0.04029	0.04029	0.11614	0.0668
10	0.04029	0.04029	0.04029	0.0503
11	0.00951	0.04029	0.04029	0.036
12	0.00951	0.00951	0.04029	0.0271
13	0.00951	0.00951	0.00951	0.0204
14	0	0.00951	0.00951	0.0146
15	0	0	0.00951	0.0109
16	0	0	0	-

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 13-
-stopniowego (metoda II): $\lambda = 1.36$, $m = 13$,
 $M_r \max = 1.51 M_N$, $M_r \min = 1.1 M_N$

Numer stopnia	Rezystancja fazy (Ω)			Poślizg przełączeń
	A	B	C	
1	0.74503	1.0325	0.53666	0.7246
2	0.74503	0.38571	0.53666	0.525
2	0.27632	0.38571	0.53666	0.3804
4	0.27632	0.38571	0.19705	0.2756
5	0.27632	0.13962	0.19705	0.1997
6	0.098	0.13962	0.19705	0.1447
7	0.098	0.13962	0.06784	0.1048
8	0.098	0.04599	0.06784	0.07599
9	0.03015	0.04599	0.06784	0.05506
10	0.03015	0.04599	0.01868	0.0399
11	0.03015	0.01037	0.01868	0.02891
12	0.00434	0.01037	0.01868	0.02095
13	0.00434	0.01037	0	-0.01518
14	0	0	0	-

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 11-
-stopniowego (metoda III): $\lambda = 1.45$, $m = 11$,
 $M_r \max = 1.6 M_N$, $M_r \min = 1.1 M_N$

Numer stopnia	Rezystancja fazy (Ω)			Poślizg przełączeń
	A	B	C	
1	1.02403	0.6996	0.4768	0.6867
2	0.4768	0.4768	0.4768	0.4715
3	0.4768	0.3238	0.2188	0.3238
4	0.1466	0.3238	0.2188	0.2223
5	0.1466	0.0971	0.2188	0.1527
6	0.1466	0.0971	0.06308	0.1048
7	0.03971	0.0971	0.06308	0.07202
8	0.03971	0.02367	0.06308	0.04946
9	0.03971	0.02367	0.01265	0.03396
10	0.00508	0.02367	0.01265	0.62332
11	0.00508	0	0.01265	0.01601
12	0	0	0	-

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 12-stopniowego (metoda I): $\lambda=1.41$, $m=12$,

$$M_{r \max} = 1.55 M_N, \quad M_{r \min} = 1.1 M_N$$

Numer stopnia	Rezystancja fazy (Ω)			Poślizg przełączeń
	A	B	C	
1	0.72379	0.72379	0.72379	0.7251
2	0.2482	0.72379	0.72379	0.487
3	0.2482	0.2482	0.72379	0.353
4	0.2482	0.2482	0.2482	0.256
5	0.08022	0.2482	0.2482	0.172
6	0.08022	0.08022	0.2482	0.124
7	0.08022	0.08022	0.08022	0.0904
8	0.02089	0.08022	0.08022	0.0507
9	0.02089	0.02089	0.08022	0.0319
10	0.02089	0.02089	0.02089	0.0214
11	0	0.02089	0.02089	0.0112
12	0	0	0.02089	0.0104
13	0	0	0	-

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 10-stopniowego (metoda II): $\lambda=1.5$, $m=10$,

$$M_{r \max} = 1.65 M_N, \quad M_{r \min} = 1.1 M_N$$

Numer stopnia	Rezystancja fazy (Ω)			Poślizg przełączeń
	A	B	C	
1	0.6716	1.01789	0.4418	0.6636
2	0.6716	0.2893	0.4418	0.4404
3	0.1881	0.2893	0.4418	0.2923
4	0.1881	0.2893	0.1210	0.1939
5	0.1881	0.07645	0.1210	0.12874
6	0.04689	0.07645	0.1210	0.08544
7	0.04687	0.07645	0.02723	0.0567
8	0.04687	0.014208	0.02723	0.03763
9	0.005561	0.014208	0.02723	0.02497
10	0.005561	0.014208	0	0.01657
11	0	0	0	-

Parametry rozrusznika niesymetrycznego 8-stopniowego (metoda III): $\lambda=1.65$, $m=8$,

$$M_{r \max} = 1.7 M_N, \quad M_{r \min} = 1.05 M_N$$

Numer stopnia	Rezystancja fazy (Ω)			Poślizg przełączeń
	A	B	C	
1	0.6324	1.0568	0.3766	0.602
2	0.3766	0.3766	0.3766	0.363
3	0.3766	0.2224	0.1295	0.218
4	0.07349	0.2224	0.1295	0.131
5	0.07349	0.03972	0.1295	0.0795
6	0.07349	0.03972	0.03087	0.0479
7	0.00711	0.03972	0.03087	0.0289
8	0.00711	0	0.03087	0.01742
9	0	0	0	-

Tabela III-1

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 12-stopniowego (metoda I)

Parametr	Stopień	1	2	3	4	5	6
$M_{e\acute{s}r}/M_N$		1.56-1.08	1.5 -1.04	1.6 -1.18	1.52-1.16	1.52-1.16	1.52-1.16
I_{1A}/I_N		1.55-1.12	1.52-1.07	1.45-1.1	1.5 -1.1	1.45-1.1	1.4 -1.15
I_{1B}/I_N		1.55-1.14	1.53-1.04	1.49-1.12	1.52-1.1	1.47-1.1	1.3 -1.2
I_{1C}/I_N		1.55-1.15	1.54-1.1	1.5 -1.1	1.49-1.1	1.49-1.1	1.17-1.13
I_{2A}/I_N		1.5 -0.98	1.72-1.39	1.78-1.4	1.57-1.12	1.6 -1.3	1.52-1.2
I_{2B}/I_N		1.5 -1.06	1.33-0.99	1.6 -1.2	1.54-1.1	1.5 -1.2	1.45-1.3
I_{2C}/I_N		1.5 -1.06	1.25-1.1	1.2 -0.8	1.54-1.1	1.46-1.1	1.42-1.38
M_{pul}/M_N		-	-	0.68	-	0.5	0.48

Tabela III-2

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 10-stopniowego (metoda II)

Parametr	Stopień	1	2	3	4	5	6
$M_{e\acute{s}r}/M_N$		1.7 -1.15	1.5 -1.14	1.6 -1.18	1.6 -1.18	1.6 -1.18	1.45-1.2
I_{1A}/I_N		1.42-1.1	1.5 -1.1	1.5 -1.1	1.6 -1.1	1.6 -1.0	-
I_{1B}/I_N		1.48-0.9	1.3 -0.98	1.38-0.9	1.38-0.87	1.38-1.1	-
I_{1C}/I_N		1.74-0.93	1.4 -1.06	1.42-0.95	1.32-0.94	1.56-1.0	-
I_{2A}/I_N		1.4 -1.1	1.2 -0.75	1.75-1.35	1.4 -1.2	1.2 -1.0	-
I_{2B}/I_N		1.35-0.9	1.82-1.2	1.3 -1.1	1.17-0.84	1.5 -1.2	-
I_{2C}/I_N		1.6 -1.25	1.4 -1.2	1.2 -0.9	1.7 -1.3	1.4 -1.2	-
M_{pul}/M_N		-	0.3	0.33	0.3	0.3	0.32

Tabela III-3

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 8-stopniowego (metoda III)

Parametr	Stopień	1	2	3	4	5	6
$M_{e\acute{s}r}/M_N$		1.6 -1.06	1.6 -1.1	1.59-1.08	1.58-1.08	1.58-1.08	1.54-1.1
I_{1A}/I_N		1.65-0.9	1.7 -1.05	1.78-1.13	1.71-1.05	1.6 -1.1	-
I_{1B}/I_N		1.8 -0.99	1.7 -1.07	1.73-1.03	1.55-1.1	1.7 1.15	-
I_{1C}/I_N		1.9 -1.0	1.71-1.05	1.71-0.93	1.7 -1.13	1.64-1.1	-
I_{2A}/I_N		1.6 -0.86	1.52-1.12	1.2 -0.8	1.97-1.4	-	-
I_{2B}/I_N		1.93-1.32	1.7 -1.1	1.6 -1.2	1.46-0.85	-	-
I_{2C}/I_N		2.1 -1.41	1.71-1.11	1.98-1.3	1.8 -1.4	-	-
M_{pul}/M_N		-	-	0.48	0.48	0.5	0.6

Tabela III-4

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 9-stopniowego (metoda I)

Parametr	Stopień	1	2	3	4	5
$M_{e\acute{s}r}/M_N$		1.88-1.43	1.84-0.65	1.46-1.3	1.86-1.43	1.68-1.29
I_{1A}/I_N		1.69-1.25	1.76-1.3	1.65-1.22	1.58-1.25	1.73-1.19
I_{1B}/I_N		1.69-1.25	1.59-1.3	1.89-1.15	1.6 -1.25	1.83-1.1
I_{1C}/I_N		1.69-1.25	1.71-1.27	1.35-1.16	1.61-1.25	1.68-1.16
I_{2A}/I_N		1.76-1.23	1.4 -0.93	1.85-1.58	1.58-1.42	1.47-1.02
I_{2B}/I_N		1.76-1.23	2.05-2.0	2.38-1.91	1.92-1.42	2.0 -1.67
I_{2C}/I_N		1.76-1.23	1.66-1.25	0.916-0.63	1.92-1.42	1.4 -1.42
M_{pul}/M_N		-	-	0.92	-	0.8

Tabela III-5

Wyniki rozruchu niesymetrycznego 7-stopniowego (metoda II)

Parametr	Stopień	1	2	3	4	5
$M_{e\acute{s}r}/M_N$		2.2 -1.4	2.0 -0.7	1.5 -1.4	1.98-1.4	1.97-1.2
I_{1A}/I_N		1.9 -1.2	1.9 -1.3	1.9 -1.4	1.9 -1.2	1.8 -1.3
I_{1B}/I_N		2.0 -1.3	2.0 -1.6	1.7 -1.3	1.8 -1.2	1.7 -1.37
I_{1C}/I_N		2.4 -1.28	1.7 -1.2	1.6 -1.2	1.9 -1.24	1.8 -1.3
I_{2A}/I_N		1.8 -1.0	1.4 -1.0	2.6 -1.36	1.7 -1.2	1.4 -1.4
I_{2B}/I_N		1.4 -0.8	2.8 -1.8	1.9 -1.1	1.7 -1.2	2.8 -1.8
I_{2C}/I_N		2.5 -1.3	1.9 -1.1	1.29-0.9	2.5 -1.3	1.7 -1.6
M_{pul}/M_N		-	0.74	0.8	0.72	0.68

Tabela III-6

Parametry rozruszników silników A i B pracujących w układzie sekwencyjnym:

$$M_r \max = 1.6 M_N; M_r \min = 1.08 M_N; M_{rA\max} = M_{rB\max} = 1.91 M_N; M_{rA\min} = M_{rB\min} = 0.87 M_N$$

Numer stopnia rozruchowego	Silnik A			Silnik B			Poślizg przełączeń
	Rezystancja fazy (Ω)			Rezystancja fazy (Ω)			
	A	B	C	A	B	C	
1	0.56211	0.56211	0.56211	0.89544	0.89544	0.89544	0.675
2	0.56211	0.56211	0.56211	0.37568	0.37568	0.37568	0.455
3	0.24985	0.24985	0.24985	0.37568	0.37568	0.37568	0.3075
4	0.24985	0.24985	0.24985	0.16491	0.16491	0.16491	0.2076
5	0.10757	0.10757	0.10757	0.16491	0.16491	0.16491	0.1401
6	0.10757	0.10757	0.10757	0.068871	0.068871	0.068871	0.09472
7	0.042755	0.42755	0.042755	0.068871	0.068871	0.068871	0.06384
8	0.042755	0.042755	0.042755	0.025122	0.025122	0.025122	0.04306
9	0.01332	0.01332	0.01332	0.025122	0.025122	0.025122	0.02911
10	0	0	0	0	0	0	0

Wyniki obliczeń rozruchu sekwencyjnego 10-stopniowego

Parametr \ Stopień	1	2	3	4	5
M_{eAB}/M_N	1.6 -1.13	1.62-1.18	1.56-1.18	1.6 -1.18	1.6 -1.18
M_{eA}/M_N	1.9 -0.88	1.82-0.98	1.77-0.9	1.72-1.03	1.87-1.0
M_{eB}/M_N	1.3 -0.9	1.82-0.98	1.82-0.98	1.77-0.98	1.77-0.98
I_{1A1}/I_N	1.9 -0.98	1.9 -1.08	1.9 -1.05	1.78-1.0	1.9 -1.0
I_{1A2}/I_N	1.33-0.98	1.9 -1.05	1.9 -1.15	1.9 -1.05	1.7 -1.05
I_{2A1}/I_N	1.9 -0.9	1.9 -1.05	1.85-1.1	1.4 -1.25	1.4 -1.0
I_{2A2}/I_N	1.25-0.9	1.9 -0.98	1.9 -0.98	1.77-1.33	1.82-1.0

M_{eAB} - średni moment sumaryczny pochodzący od silnika A i B

M_{eA} - moment średni silnika A

M_{eB} - moment średni silnika B

I_{1A1} - prąd stojana w fazie A silnika A

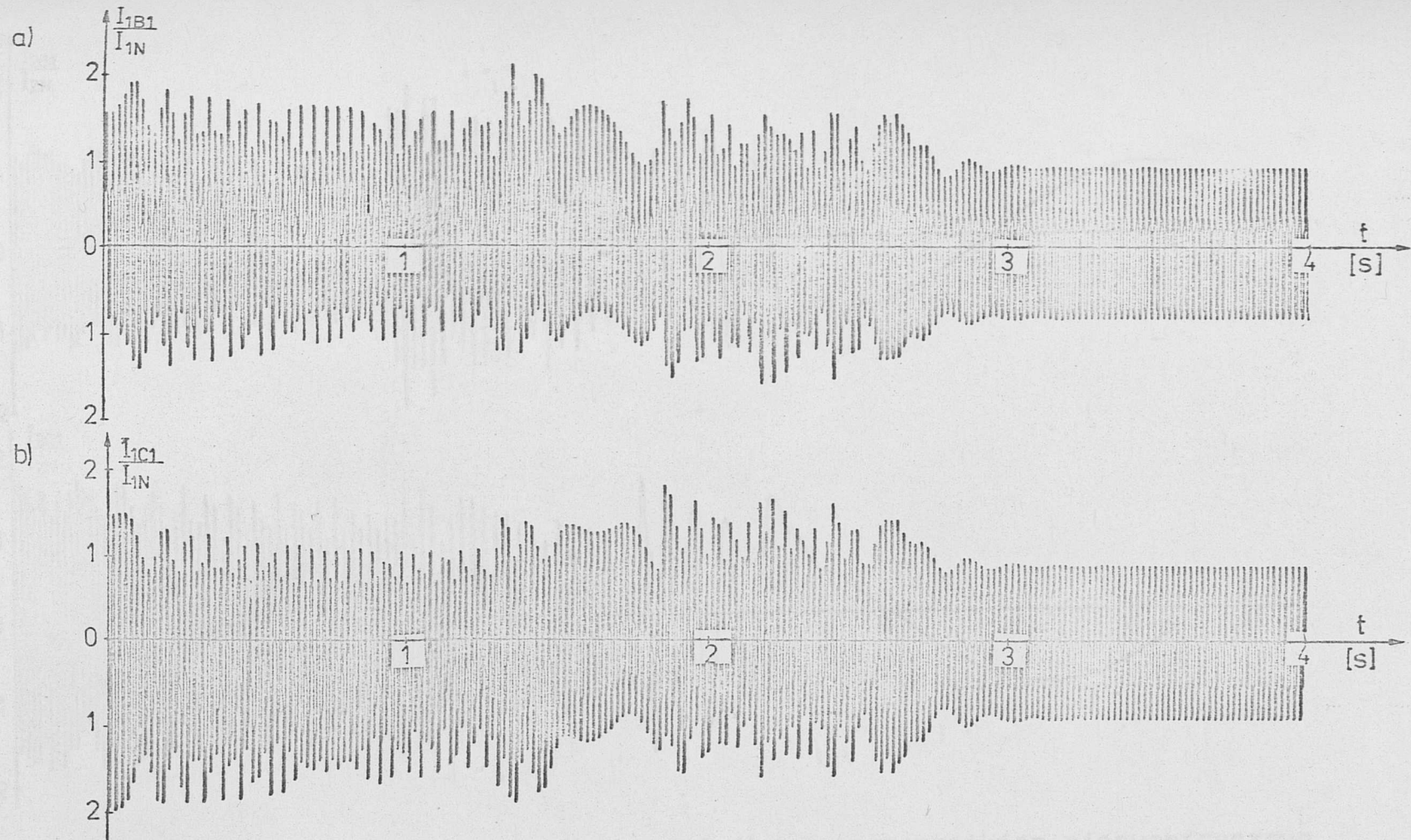
I_{1A2} - prąd stojana w fazie B silnika B

I_{2A1} - prąd wirnika w fazie A silnika A

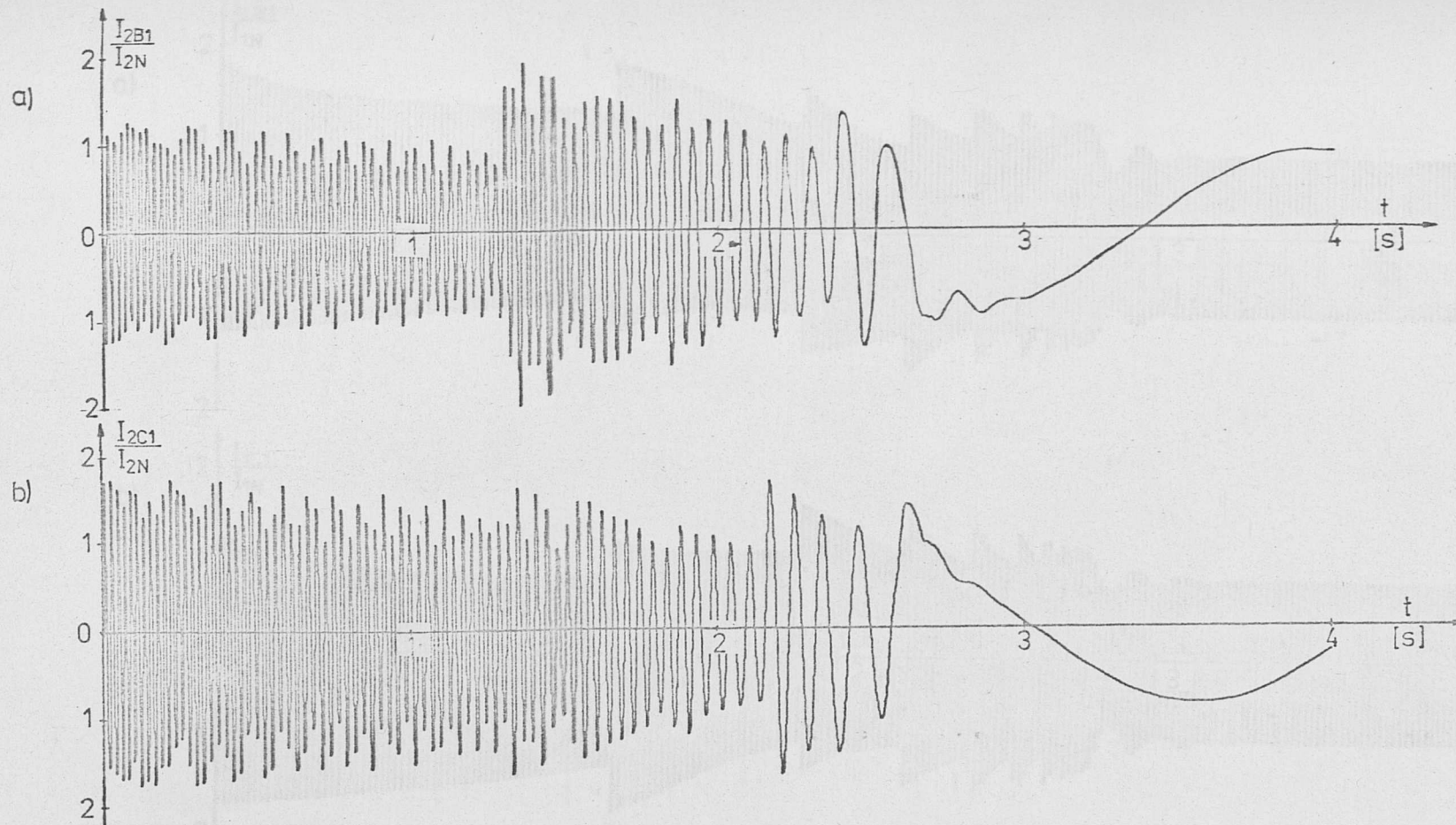
I_{2A2} - prąd wirnika w fazie A silnika B

WYNIKI OBLICZEŃ CHARAKTERYSTYK DYNAMICZNYCH
SILNIKA SZUre-136t PODCZAS ROZRUCHU - PRZEBIEGI

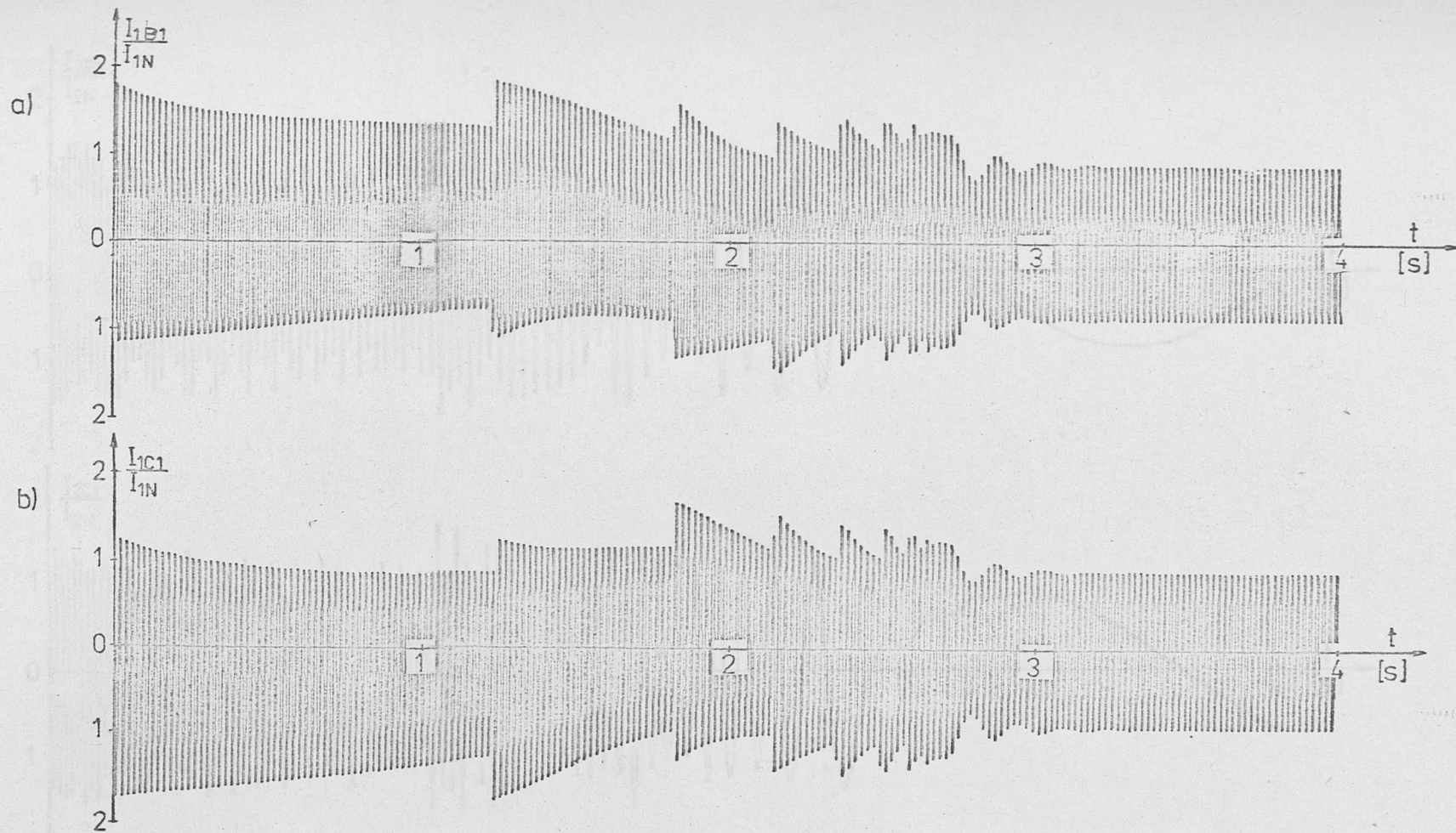
Rpd.111.1. Przebieg dynamiczno-rozruchowy silnika z rozruchem i zatrzymaniem obrotowym 10-stop-
slowym: a) przebieg prędkości obrotowej, b) przebieg prądu stojana w fazie C



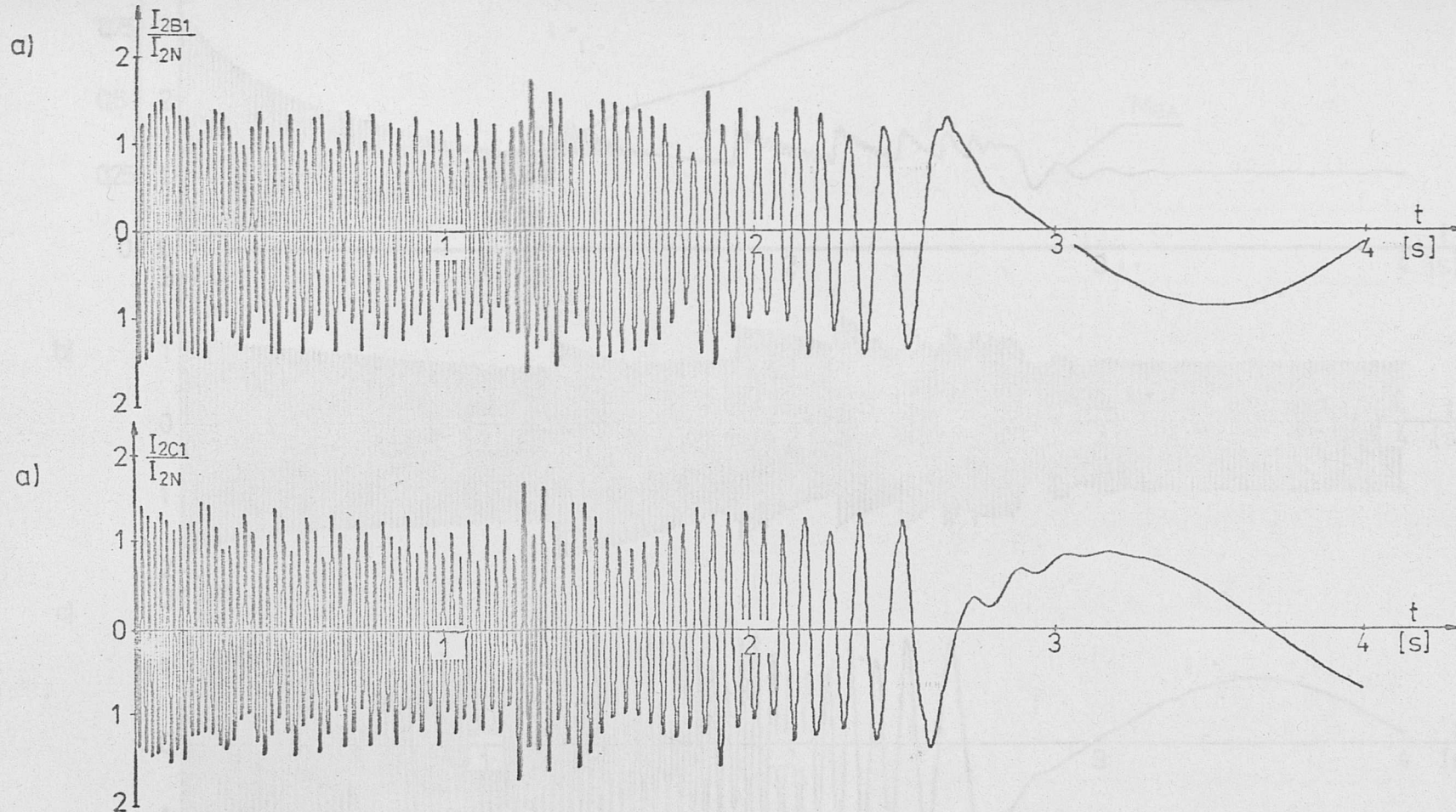
Rys.III.1. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z rozrusznikiem niesymetrycznym 10-stopniowym: a) przebieg prądu stojana w fazie B, b) przebieg prądu stojana w fazie C



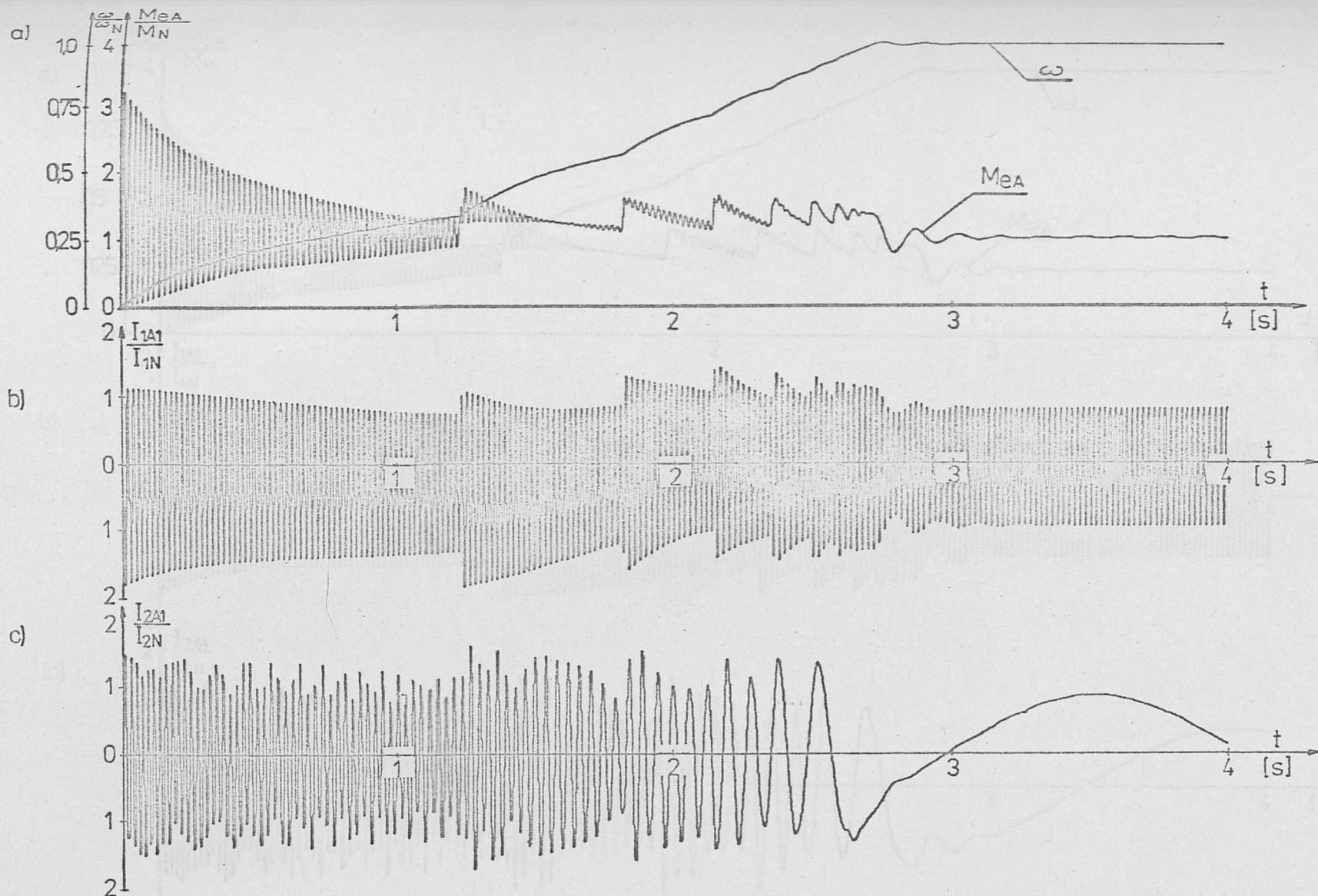
Rys.III.2. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z rozrusznikiem niesymetrycznym 10-stopniowym: a) przebieg prądu wirnika w fazie B, b) przebieg prądu wirnika w fazie C



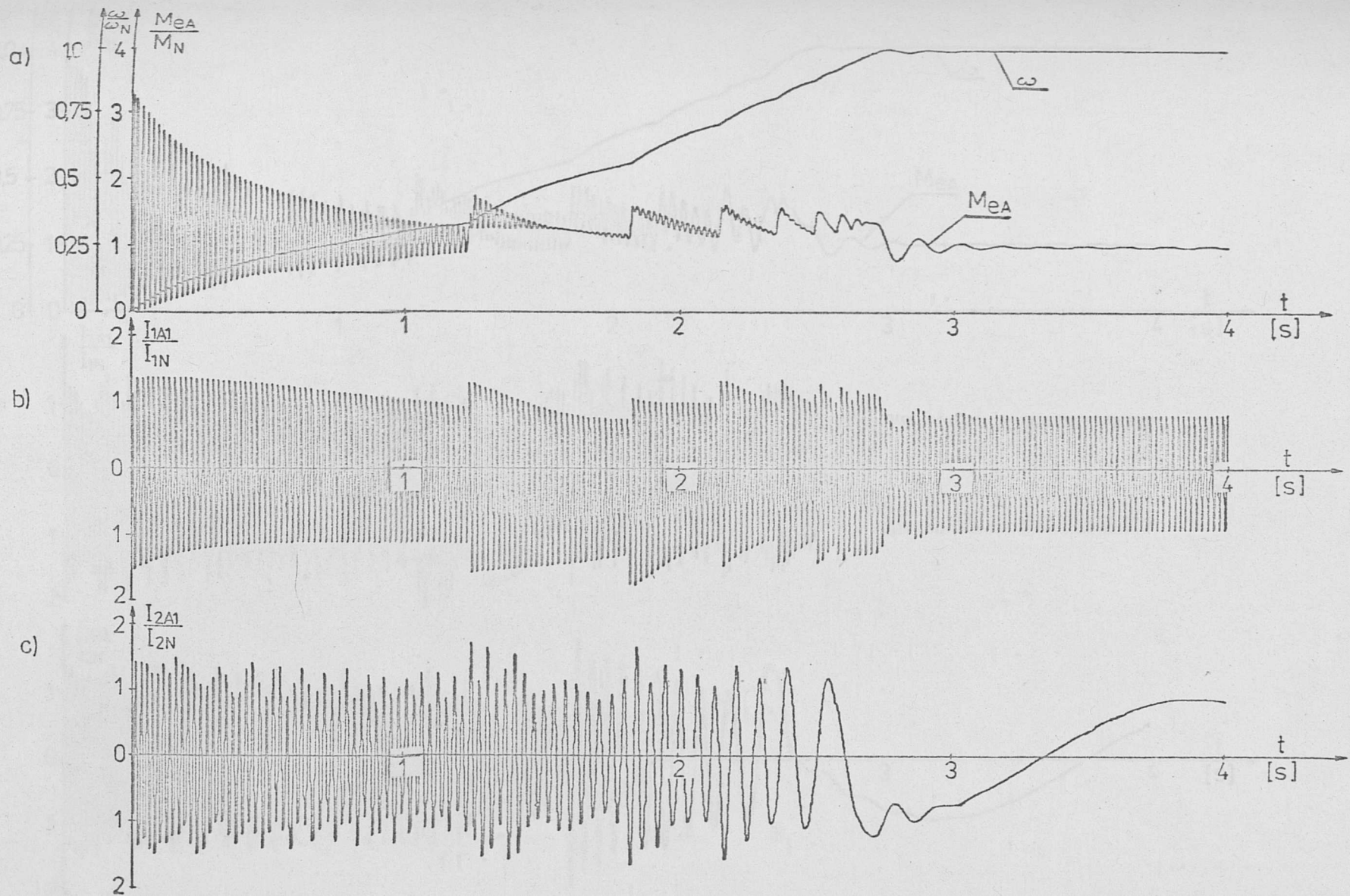
Rys.III.3. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z rozrusznikiem symetrycznym 10-stopniowym: a) przebieg prądu stojana w fazie B, b) przebieg prądu stojana w fazie C



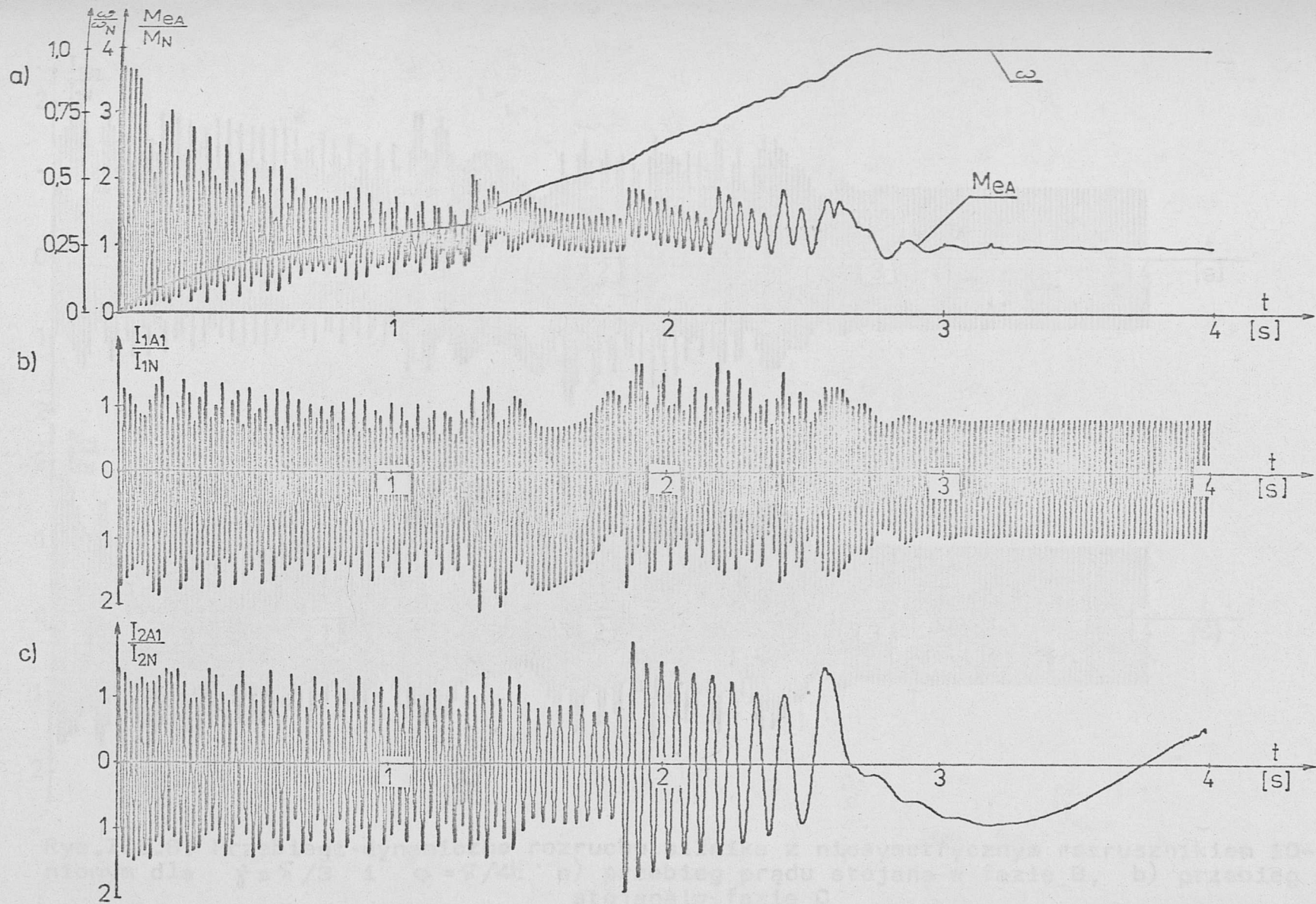
Rys.III.4. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z rozrusznikiem symetrycznym 10-stopniowym: a) przebieg prądu wirnika w fazie B, b) przebieg prądu wirnika w fazie C



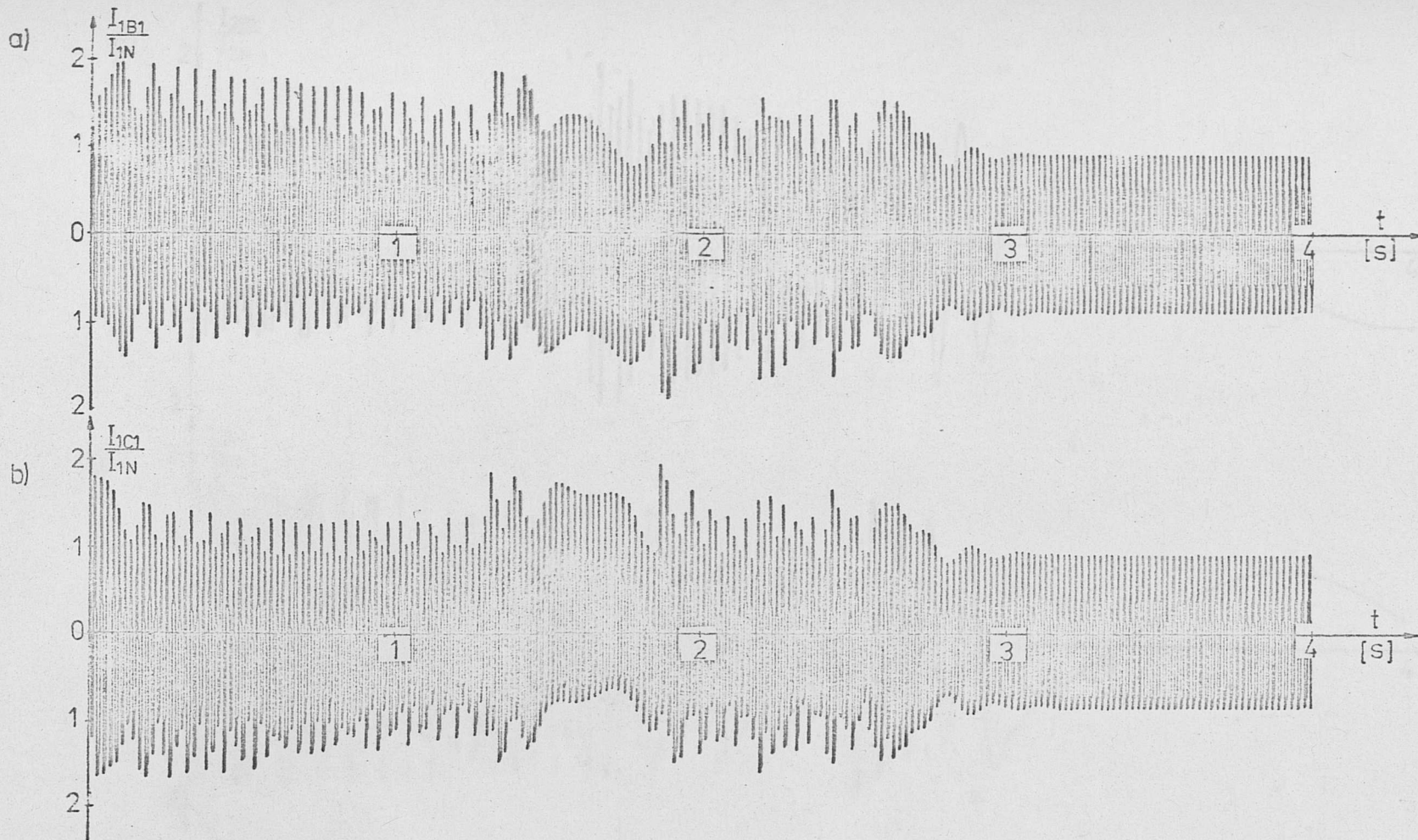
Rys.III.5. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z rozrusznikiem symetrycznym 10-stopniowym dla kąta $\gamma = \pi/3$: a) przebiegi momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu stojana w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A



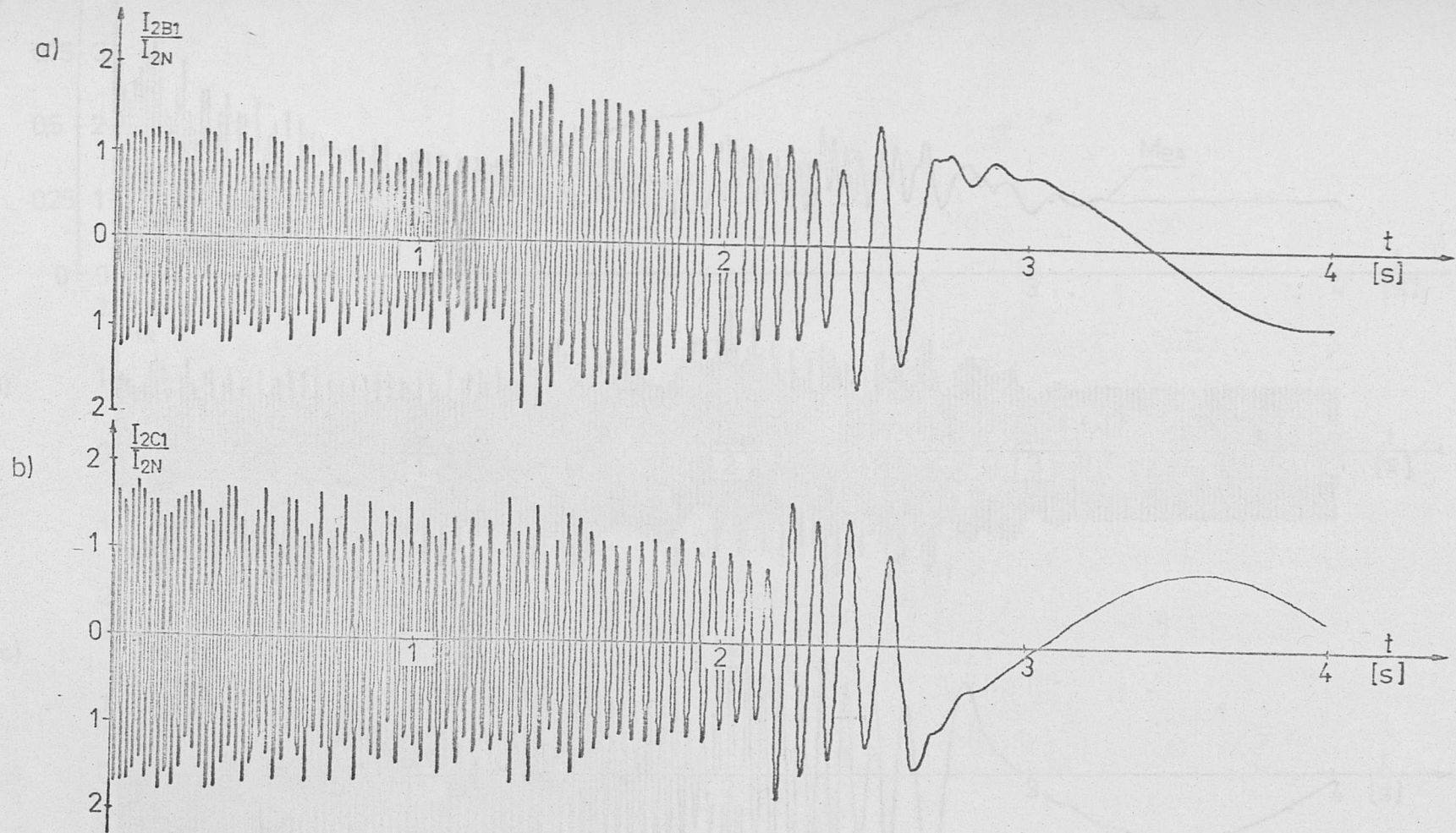
Rys.III.6. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z rozrusznikiem symetrycznym 10-stopniowym dla kąta $\varphi = \pi/4$: a) przebieg momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu stojana w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A



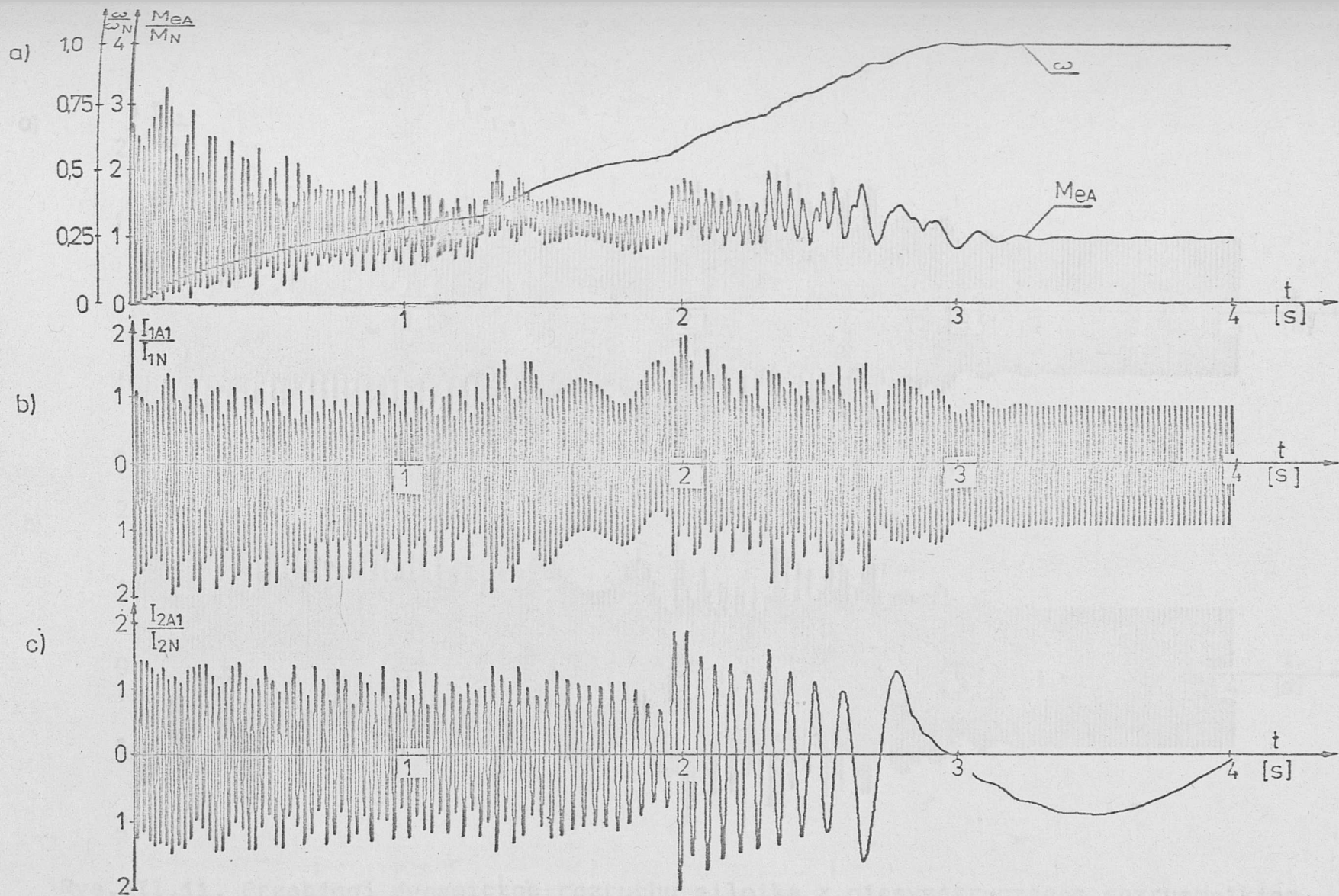
Rys.III.7. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 10-stopniowym dla $\gamma = \pi/3$ i $\varphi = \pi/4$: a) przebieg momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu stojana w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A



Rys.III.8. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 10-stopniowym dla $\gamma = \pi/3$ i $\varphi = \pi/4$: a) przebieg prądu stojana w fazie B, b) przebieg prądu stojana w fazie C



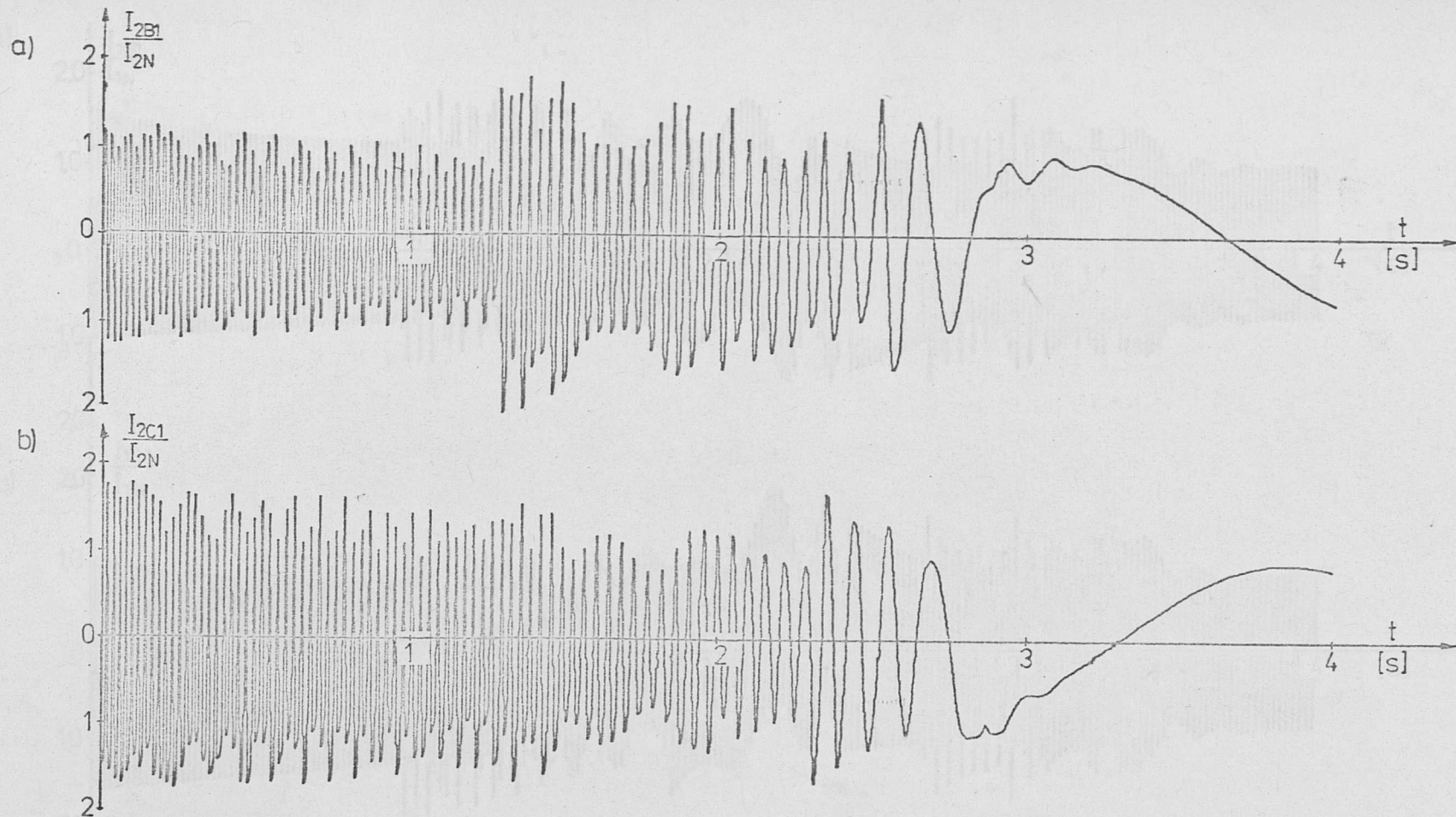
Rys. III.9. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 10-sópnym dla $\gamma = \pi/3$, $\varphi = \pi/4$: a) przebieg prądu wirnika w fazie B, b) przebieg prądu wirnika w fazie C



Rys.III.10. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 10-stopniowym dla $\gamma = \pi/4$, $\varphi = \pi/12$: a) przebieg momentu elektromagnetycznego i prędkości kątowej silnika, b) przebieg prądu wirnika w fazie A, c) przebieg prądu wirnika w fazie A



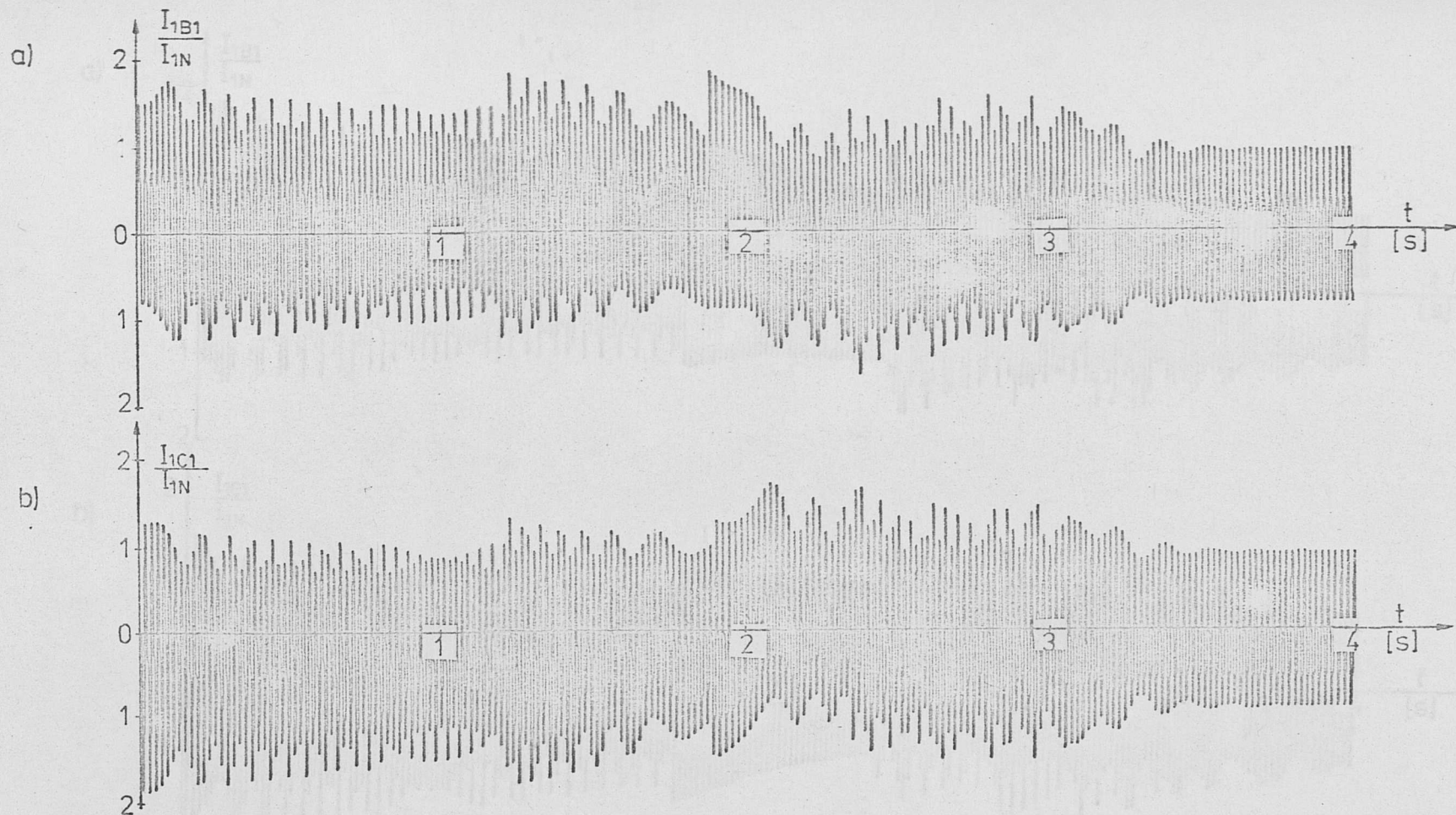
Rys.III.11. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 10-stopniowym dla $\gamma = \pi/4$, $\varphi = \pi/12$: a) przebieg prądu stojana w fazie B, b) przebieg prądu stojana w fazie C



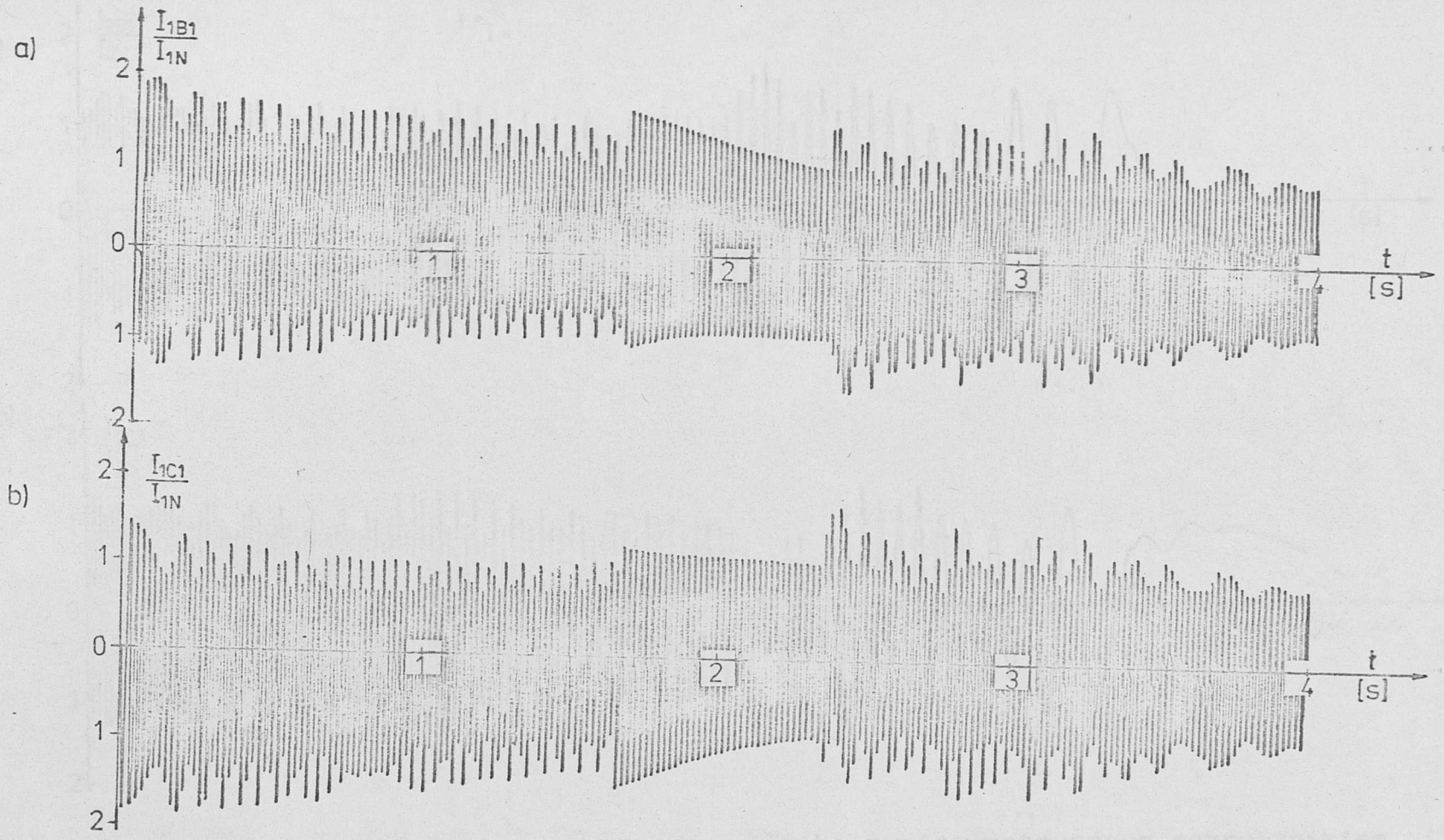
Rys.III.12. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 10-stopniowym dla $\gamma = \pi/4$, $\varphi = \pi/12$: a) przebieg prądu wirnika w fazie B, b) przebieg prądu wirnika w fazie C



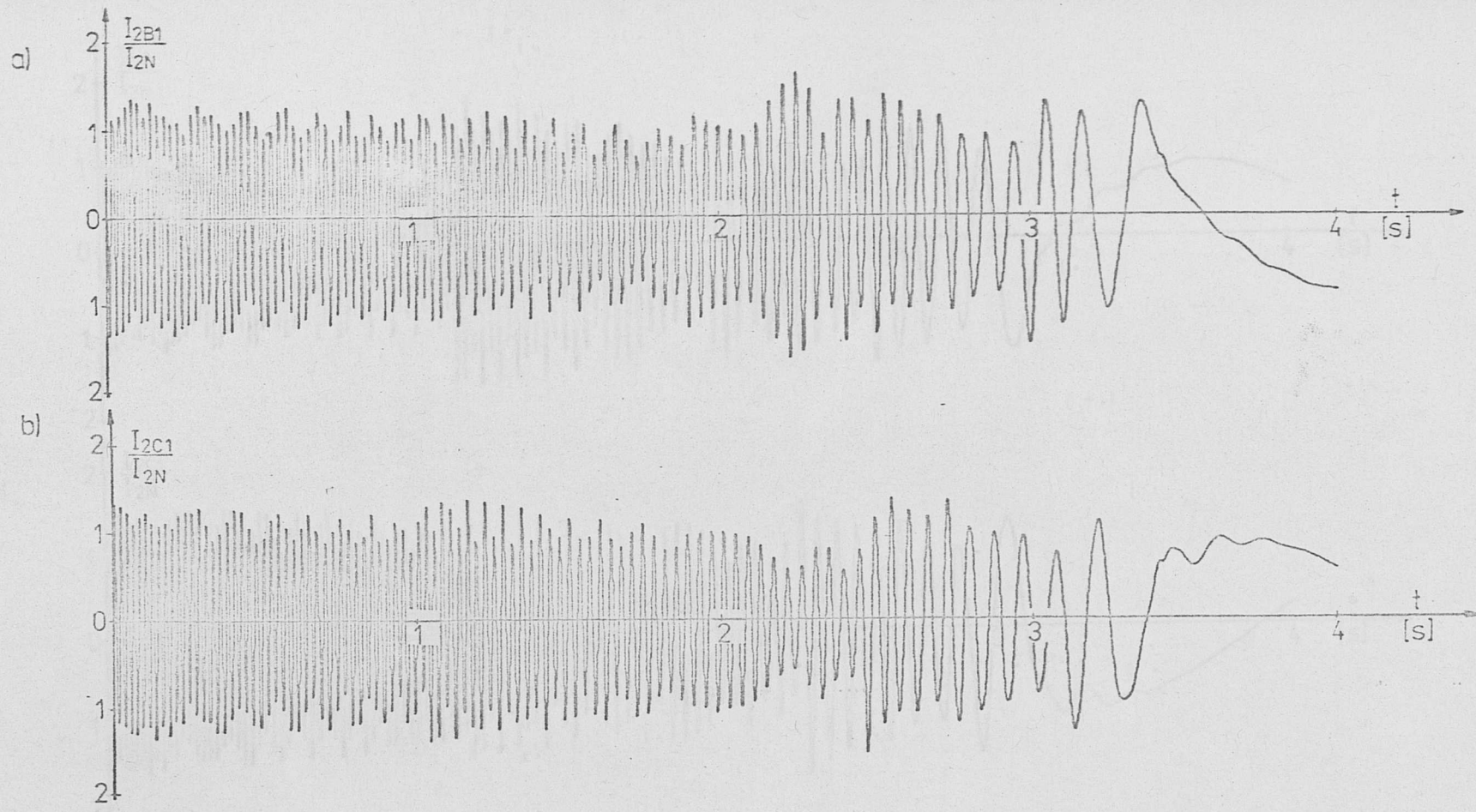
Rys.III.13. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 15-stopniowym: a) przebiegi prądu stojana w fazie B, b) przebiegi prądu stojana w fazie C



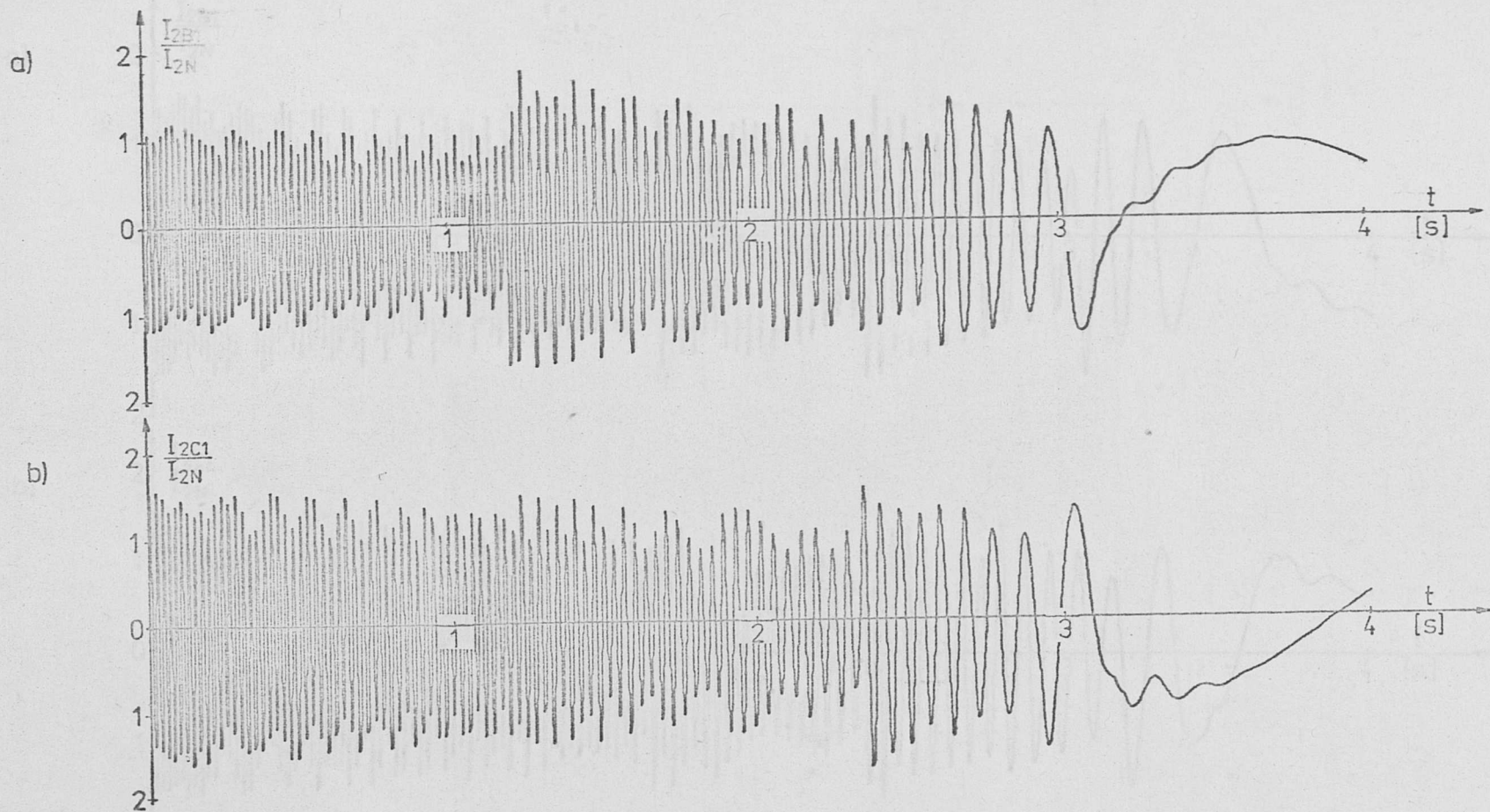
Rys.III.14. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 13-stopniowym: a) przebieg prądu stojana w fazie B, b) przebieg prądu stojana w fazie C



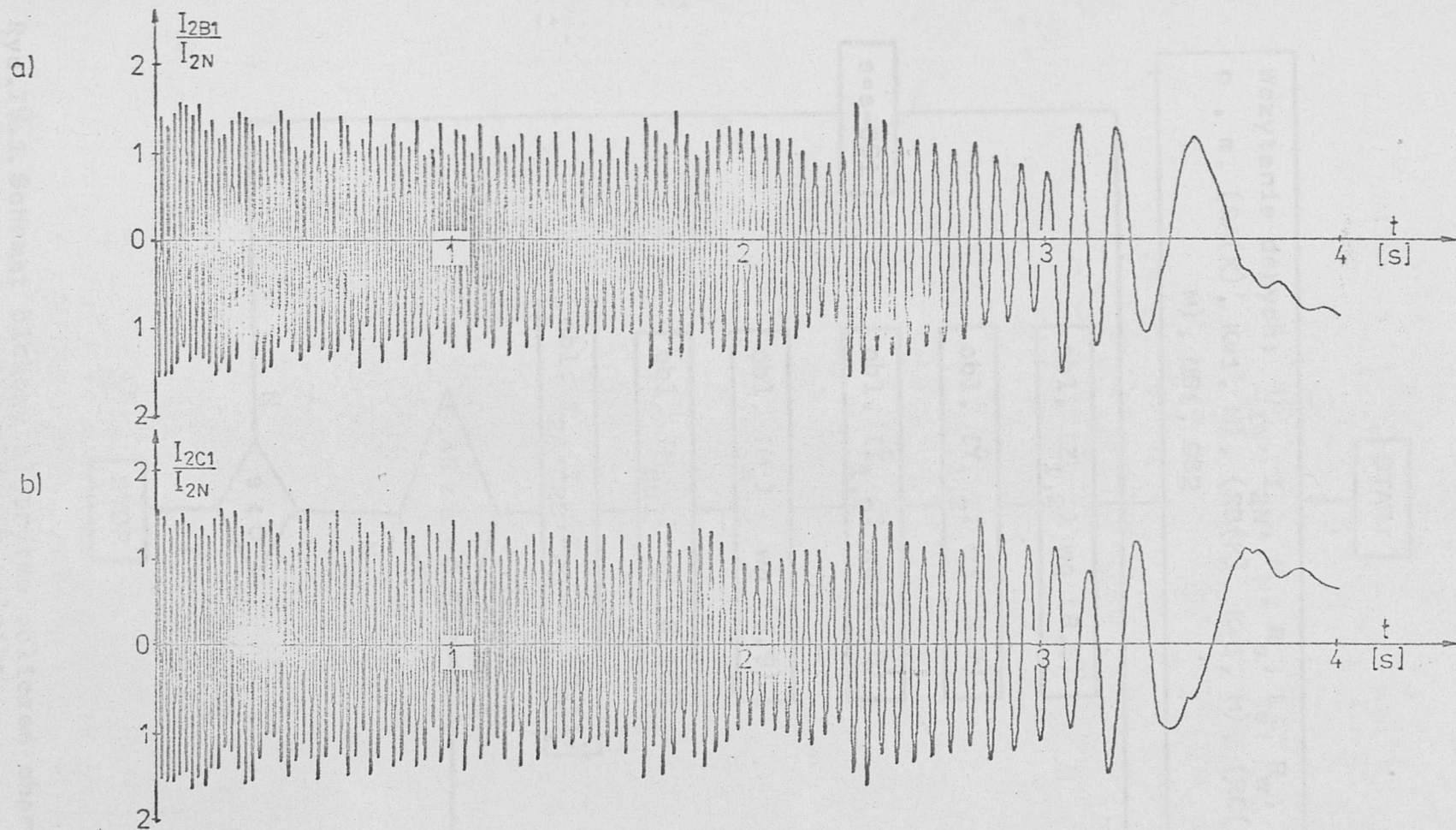
Rys.III.15. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 11-stopniowym: a) przebieg prądu stojana w fazie B, b) przebieg prądu stojana w fazie C



Rys.III.16. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 15-stopniowym: a) przebiegi prądu wirnika w fazie B, b) przebieg prądu wirnika w fazie C

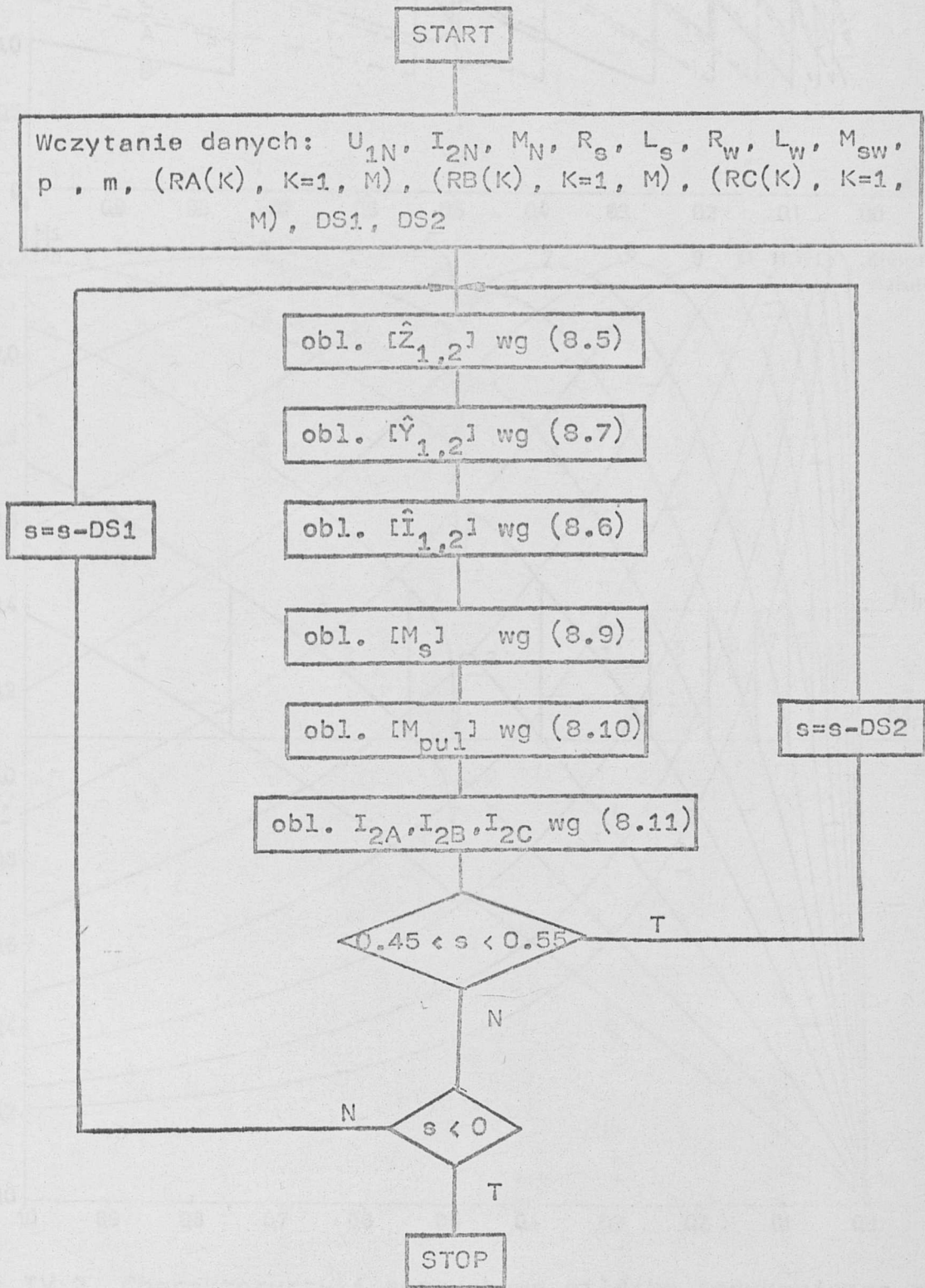


Rys.III.17. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 13-stopniowym: a) przebieg prądu wirnika w fazie B, b) przebieg prądu wirnika w fazie C

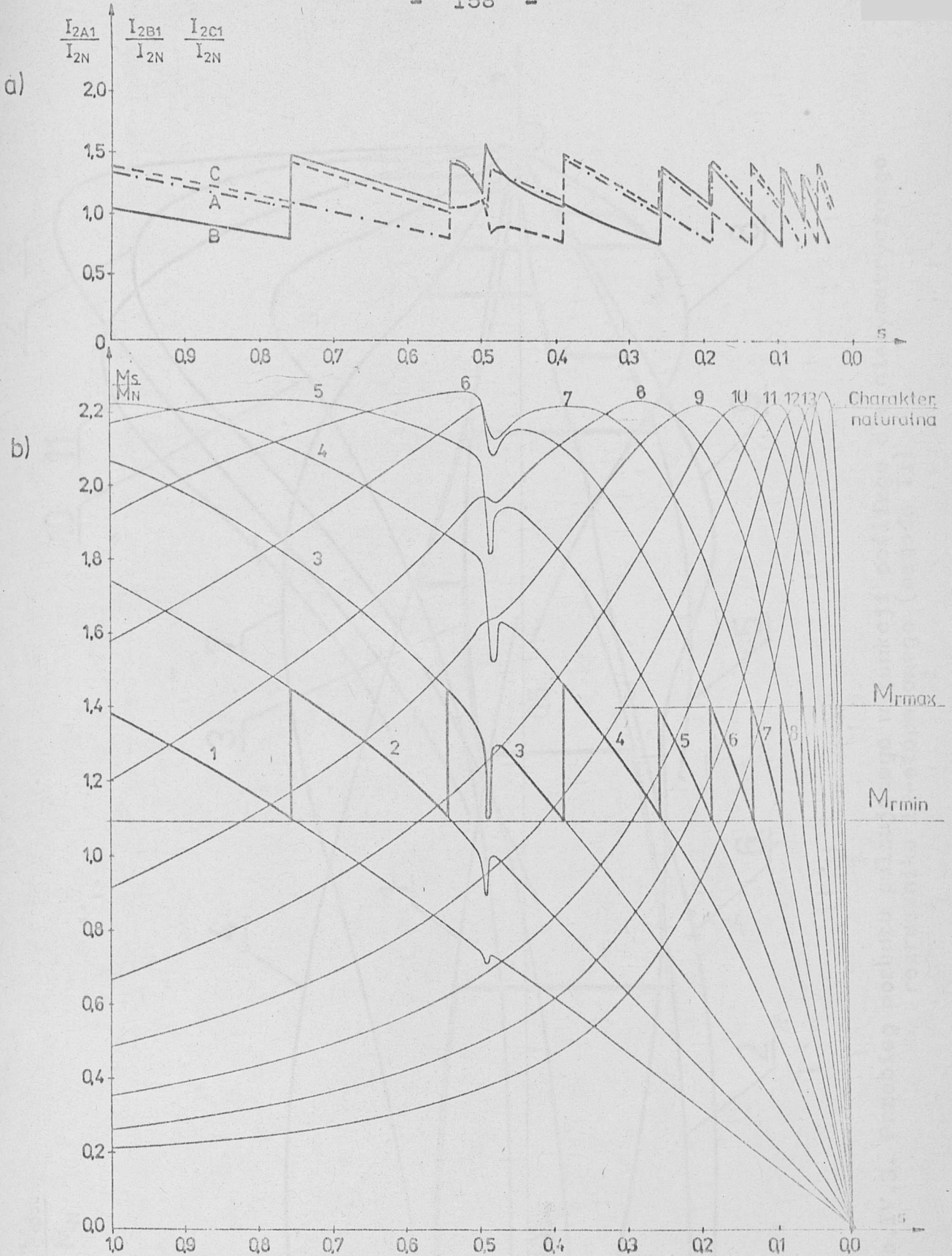


Rys.III.18. Przebiegi dynamiczne rozruchu silnika z niesymetrycznym rozrusznikiem 11-stopniowym: a) przebieg prądu wirnika w fazie B, b) przebieg prądu wirnika w fazie C

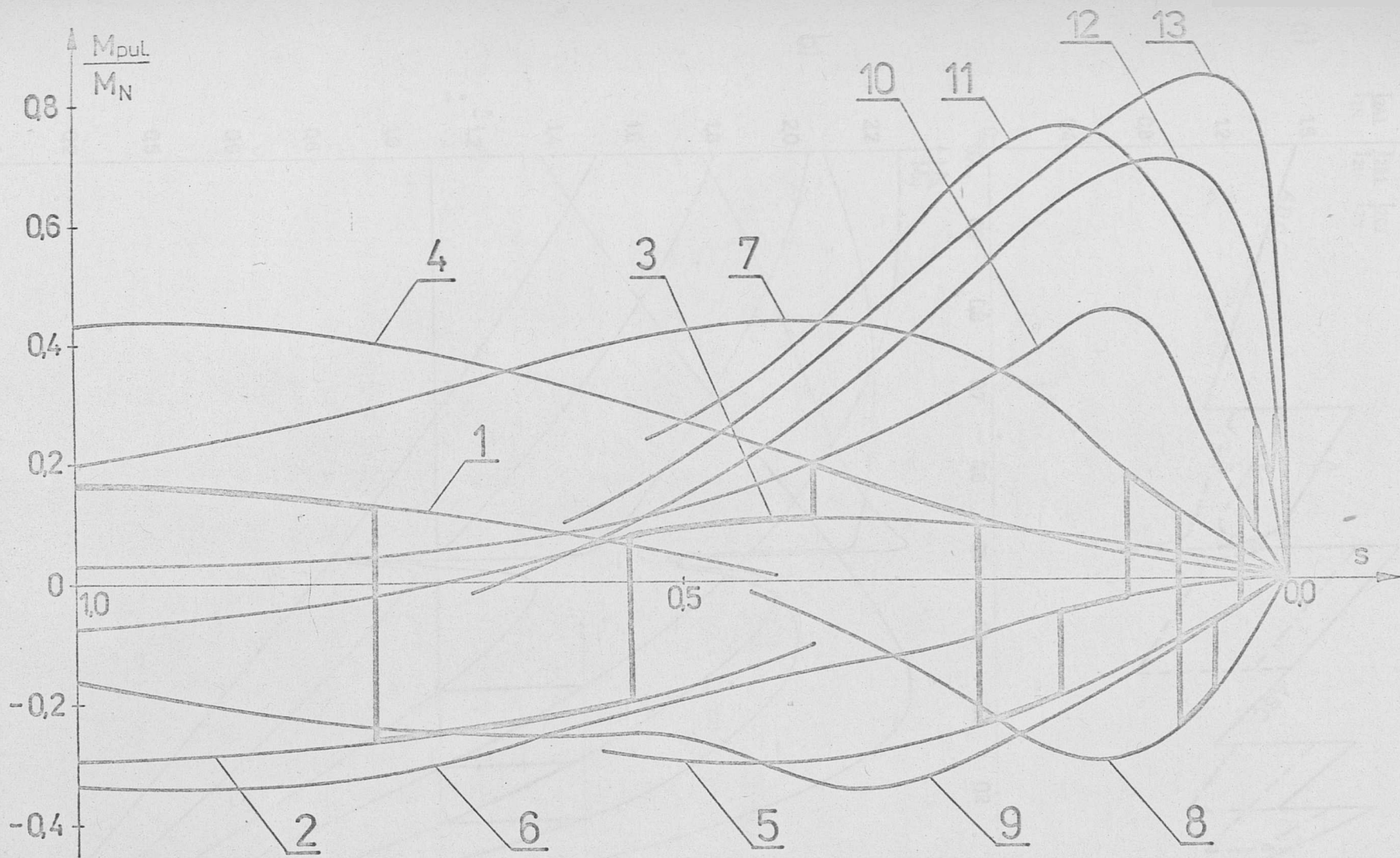
Z A Ł A C Z N I K IV



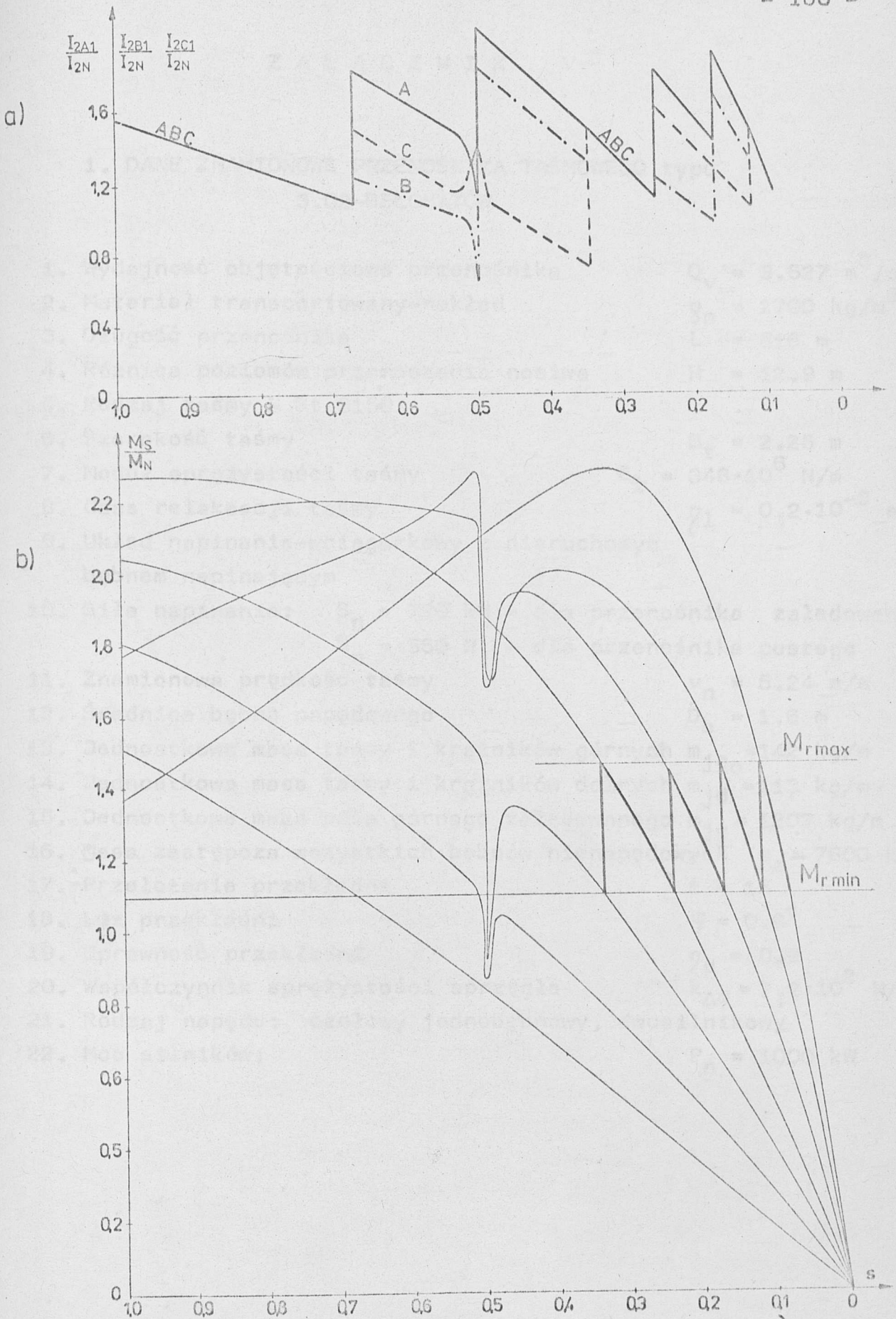
Rys.IV.1. Schemat blokowy algorytmu obliczeń charakterystyk rozruchowych silnika



Rys.IV.2. Charakterystyki rozruchowe silnika indukcyjnego z niesymetrycznym rozrusznikiem 13-stopniowym (metoda II): a) przebiegi prądów w fazach wirnika, b) przebiegi momentu obrotowego



Rys.IV.3. Przebieg momentu pulsującego w funkcji poślizgu dla niesymetrycznego rozrusznika 13-stopniowego (metoda II)



Rys. IV.4. Charakterystyki rozruchowe silnika indukcyjnego z niesymetrycznym rozrusznikiem 12-stopniowym (metoda I): a) przebiegi prądów w fazach wirnika, b) przebiegi momentu obrotowego

Z A Ł A C Z N I K V

1. DANE ZNAMIONOWE PRZENOŚNIKA TAŚMOWEGO typu
3.02-BEŁCHATÓW

1. Wydajność objętościowa przenośnika $Q_v = 3.527 \text{ m}^3/\text{s}$
2. Materiał transportowany-nakład $\rho_n = 1700 \text{ kg/m}^3$
3. Długość przenośnika $L = 516 \text{ m}$
4. Różnica poziomów przenoszenia nosiwa $H = 12.9 \text{ m}$
5. Rodzaj taśmy - St 3150
6. Szerokość taśmy $B_t = 2.25 \text{ m}$
7. Moduł sprężystości taśmy $E_1 = 348 \cdot 10^6 \text{ N/m}$
8. Czas relaksacji taśmy $\eta_1 = 0.2 \cdot 10^{-3} \text{ s}$
9. Układ napinania-wciągarkowy z nieruchomym bębniem napinającym
10. Siła napinania: $S_n = 720 \text{ kN}$ - dla przenośnika załadowanego
 $S_n = 550 \text{ N}$ - dla przenośnika pustego
11. Znamionowa prędkość taśmy $v_n = 5.24 \text{ m/s}$
12. Średnia bębna napędowego $D_b = 1.6 \text{ m}$
13. Jednostkowa masa taśmy i krążników górnych $m_{jg_o} = 142 \text{ kg/m}$
14. Jednostkowa masa taśmy i krążników dolnych $m_{jd} = 113 \text{ kg/m}$
15. Jednostkowa masa pasa górnego załadowanego $m_{jg} = 1202 \text{ kg/m}$
16. Masa zastępcza wszystkich bębniów nienapędowych $m_z = 7600 \text{ kg}$
17. Przełożenie przekładni $i = 16$
18. Luz przekładni $\psi = 0.6^\circ$
19. Sprawność przekładni $\eta_p = 0.9$
20. Współczynnik sprężystości sprzęgła $k_{\Delta\varphi} = 7.2 \cdot 10^2 \text{ N/rd}^3$
21. Rodzaj napędu: czołowy jednobębnowy, dwusilnikowy
22. Moc silników: $P_n = 1000 \text{ kW}$

2. OKREŚLENIE PARAMETRÓW DYSKRETNEGO MODELU PRZENOŚNIKA

Długość odcinków, na które podzielono trasę przenośnika:
 $l_1 = 496$ m - odcinek 0-1 (na rys. 10.1b)-bęben napinający-bęben zwrotny, $l_2 = 516$ m - odcinek 2-3, bęben zwrotny-bęben czołowy, $l_3 = 50$ m - odcinek 4-5, bęben czołowy-bęben napinający.

Masy i bezwładności modelujące przenośnik taśmowy określono na podstawie zależności:

$$\left. \begin{aligned} M_1 &= \frac{J_{bw}}{r_{bw}^2} + \frac{1}{2} m_{jd} l_3 + \frac{1}{2} m_{jd} \frac{l_1}{2} \\ M_2 &= m_{jd} \frac{l_1}{2} \\ M_3 &= \frac{1}{2} m_{jd} \frac{l_1}{2} + \frac{J_{br}}{r_{br}^2} + m_r + \frac{1}{2} m_{jg} \frac{l_2}{3} \\ M_4 &= M_5 = m_{jg} \frac{l_2}{3} \\ M_6 &= \frac{1}{2} m_{jg} \frac{l_2}{3} + \frac{J_{bn}}{r_{bn}^2} + m_c + i_p^2 l_s \frac{J_p}{r_{bn}^2} + \frac{1}{2} m_{jd} l_3 \\ J_{zn} &= l_s (J_s + J_{sp}) i_p^2 \end{aligned} \right\} (V.1)$$

gdzie: J_{bw} - moment bezwładności bębna napinającego,
 J_{br} - moment bezwładności bębna zwrotnego,
 J_{bn} - moment bezwładności bębna napędowego,
 J_p - moment bezwładności przekładni,
 M_1-M_6 - masy modelujące przenośnik taśmowy,
 m_{jd}, m_{jg} - jednostkowa masa ciężna dolnego i górnego taśmy,
 m_r, m_c - masa skupiona stacji zwrotnej i czołowej,
 l_1, l_2, l_3 - długości odcinków, na jakie podzielono ciężno,
 l_s - liczba silników sprzężonych z bębniem napędowym.

Sprężystości układu dyskretnego określono z zależności:

$$\left. \begin{aligned} K_{12} &= K_{23} = \frac{B_t E_1}{\left(\frac{l_1}{2}\right)}, \\ K_{34} &= K_{45} = K_{56} = \frac{B_t E_1}{\left(\frac{l_2}{3}\right)}, \\ K_{61} &= \frac{B_t E_1}{l_3}. \end{aligned} \right\} \quad (V.2)$$

Tłumienia poszczególnych odcinków taśmy wyrażają zależności:

$$\left. \begin{aligned} D_{12} &= D_{23} = K_{12} n_1 \\ D_{34} &= D_{45} = D_{56} = K_{34} n_1 \\ D_{61} &= K_{61} n_1 \end{aligned} \right\} \quad (V.3)$$

Siły skupione i momenty przyłożone do mas skupionych:

$$\left. \begin{aligned} F_1 &= \frac{1}{2} w_{jd} \frac{l_1}{2} + \frac{1}{2} w_{jd} l_3 - \frac{1}{2} m_{jt} g \frac{H}{L} l_3 - \frac{1}{2} m_{jt} g \frac{H}{L} \frac{l_1}{2}, \\ F_2 &= w_{jd} \frac{l_1}{2} - m_{jt} g \frac{H}{L} \frac{l_1}{2}, \\ F_3 &= \frac{1}{2} w_{jd} \frac{l_1}{2} - \frac{1}{2} m_{jt} g \frac{H}{L} \frac{l_1}{2} + W_r + \frac{1}{2} w_{jg} \frac{l_2}{3} + \frac{1}{2} (m_{jt} + \\ &\quad + m_{jn}) g \frac{H}{L} \frac{l_2}{3}, \\ F_4 &= F_5 = w_{jg} \frac{l_2}{3} + (m_{jt} + m_{jn}) g \frac{H}{L} \frac{l_2}{3}, \\ F_6 &= \frac{1}{2} w_{jg} \frac{l_2}{3} + \frac{1}{2} (m_{jt} + m_{jn}) g \frac{H}{L} \frac{l_2}{3} + W + \frac{M_{p_z r}}{r_{bn}} + \frac{1}{2} w_{jd} l_3 + \\ &\quad - \frac{1}{2} m_{jt} g \frac{H}{L} l_3, \end{aligned} \right\} \quad (V.4)$$

gdzie: $M_{\eta zr} = l_s i_p M_{\eta}$ - zredukowany moment strat stałych przekładni mechanicznej,
 w_{jd}, w_{jg} - jednostkowe opory ruchu cięgna dolnego i górnego,
 w_r, w_c - opory skupione na stacji zwrotnej i czołowej,
 m_{jt}, m_{jn} - masa jednostkowa taśmy, nosiwa.

3. RÓWNANIA SYSTEMU ELEKTROMECHANICZNEGO PRZENOŚNIKA W POSTACI PRZEKSZTAŁCONEJ DO OBLICZEŃ NA MASZYNIE CYFROWEJ

```
SUBROUTINE DERY (M,Y,DY)
REALY(25), DY(25), MSW,LS,LW,JS,IMR21,IMR22,KDF,M1,M2,M3,M4,
*M5,M6,K12,K23,K34,K45,K56,K61,PB,IP
COMMON UMF, MSW,LS,LW,OM1,GAM1,GAM2,RS,RW,JS,TETA,DUO,RO1,
*RER21,IMR21,RO2,RER22,IMR22,DF1,DF2,KDF,M1,M2,M3,M4,M5,M6,
*K12,K23,K34,K45,K56,K61,F1,F2,F3,F4,F5,F6,D12,D23,D45,D56,
*D61,PB,IP,RBN
D1=SQRT(3.)/2.*UMF
X2=OM1*Y(1)-PB*IP*Y(7)
X3=MSW*MSW-LX*LW
X4=OM1*Y(1)-PB*IP*Y(13)
Z1=X1*COS(X2+GAM1)-RS*Y(2)+PB*IP*Y(6)*(LS*Y(3)+MSW*Y(5))
Z2=X1*SIN(X2+GAM1)-RS*Y(3)-PB*IP*Y(6)*(LS*Y(2)+MSW*Y(4))
Z3=RO1*Y(4)+RER21*Y(4)+IMR21*Y(5)
Z4=RO1*Y(5)-RER21*Y(5)+IMR21*Y(4)
Z5=X1*COS(X4+GAM2)-RS*Y(8)+PB*IP*Y(12)*(LS*Y(9)+MSW*Y(11))
Z6=X1*SIN(X4+GAM2)-RS*Y(9)-PB*IP*Y(12)*(LS*Y(8)+MSW*Y(10))
Z7=RO2*Y(10)+RER22*Y(10)+IMR22*Y(11)
Z8=RO2*Y(11)-RER22*Y(11)+IMR22*Y(10)
DF1=Y(7)-(Y(24)/RBN)
DF2=Y(13)-(Y(24)/RBN)
DY(2)=(-LW*Z1-MSW*(RW*Y(4)+Z3))/X3
DY(3)=(-LW*Z2-MSW*(RW*Y(5)+Z4))/X3
DY(4)=(MSW*Z1+LS*(RW*Y(4)+Z3))/X3
DY(5)=(MSW*Z2+LS*(RW*Y(5)+Z4))/X3
```

```
DY(6) = (-PB*IP*2.*MSW*(Y(2)*Y(5)-Y(3)*Y(4))-KDF*DF1*DF1)/JS
DY(7) = Y(6)
DY(8) = (-LW*Z5-MSW*(RW*Y(10)+Z7))/X3
DY(9) = (-LW*Z6-MSW*(RW*Y(11)+Z8))/X3
DY(10) = (MSW*Z5+LS*(RW*Y(10)+Z7))/X3
DY(11) = (MSW*Z6+LS*(RW*Y(11)+Z8))/X3
DY(12) = (-PB*IP*2.*MSW*(Y(8)*Y(11)-Y(9)*Y(10))-KDF*DF2*DF2*DF2)/JS
DY(13) = Y(12)
DY(14) = Y(15)
DY(15) = (F1+K12*(Y(14)-Y(16))+D12*(Y(15)-Y(17))-K61*(Y(24)-Y(14))-
* DUO)-D67*(Y(25)-Y(15)))/M1
DY(16) = Y(17)
DY(17) = -(F2-K12*(Y(14)-Y(16))+K23*(Y(16)-Y(18))-D12*(Y(15)-
* Y(17))+D23*(Y(17)-Y(19)))/M2
DY(18) = Y(19)
DY(19) = -(F3-K23*(Y(16)-Y(18))+K34*(Y(18)-Y(20))-D23*(Y(17)-
* Y(19))+D34*(Y(19)-Y(21)))/M3
DY(20) = Y(21)
DY(21) = -(F4-K34*(Y(18)-Y(20))+K45*(Y(20)-Y(22))-D34*(Y(19)-
* Y(21))+D45*(Y(21)-Y(23)))/M4
DY(22) = Y(23)
DY(23) = -(F5-K45*(Y(20)-Y(22))+K56*(Y(22)-Y(24))-D45*(Y(21)-
* Y(23))+D56*(Y(23)-Y(25)))/M5
DY(24) = Y(25)
DY(25) = -(F6-K56*(Y(22)-Y(24))+K61*(Y(24)-Y(14))-DUO)-D56*(Y(23)-
* Y(25))+D61*(Y(25)-Y(15))-KDF/RBN)*DF1*DF1*DF1-
* (KDF/RBN)*DF2*DF2*DF2)/M6
RETURN
END
```

Z A Ł A C Z N I K VI

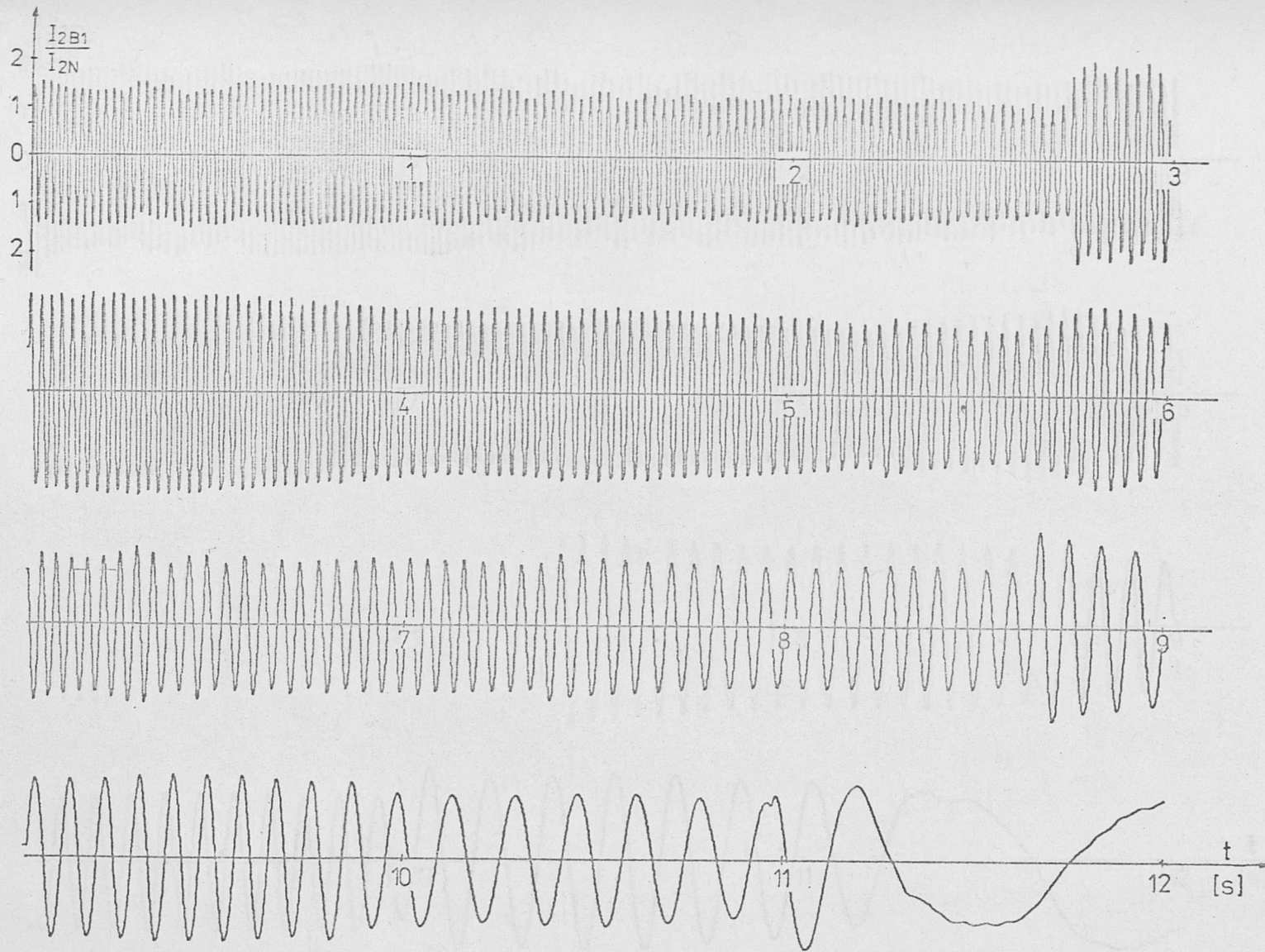
WYNIKI OBLICZEŃ ROZRUCHU NIESYMETRYCZNEGO. 13-STOPNIOWEGO
DLA PRZENOŚNIKA OBCIĄŻONEGO



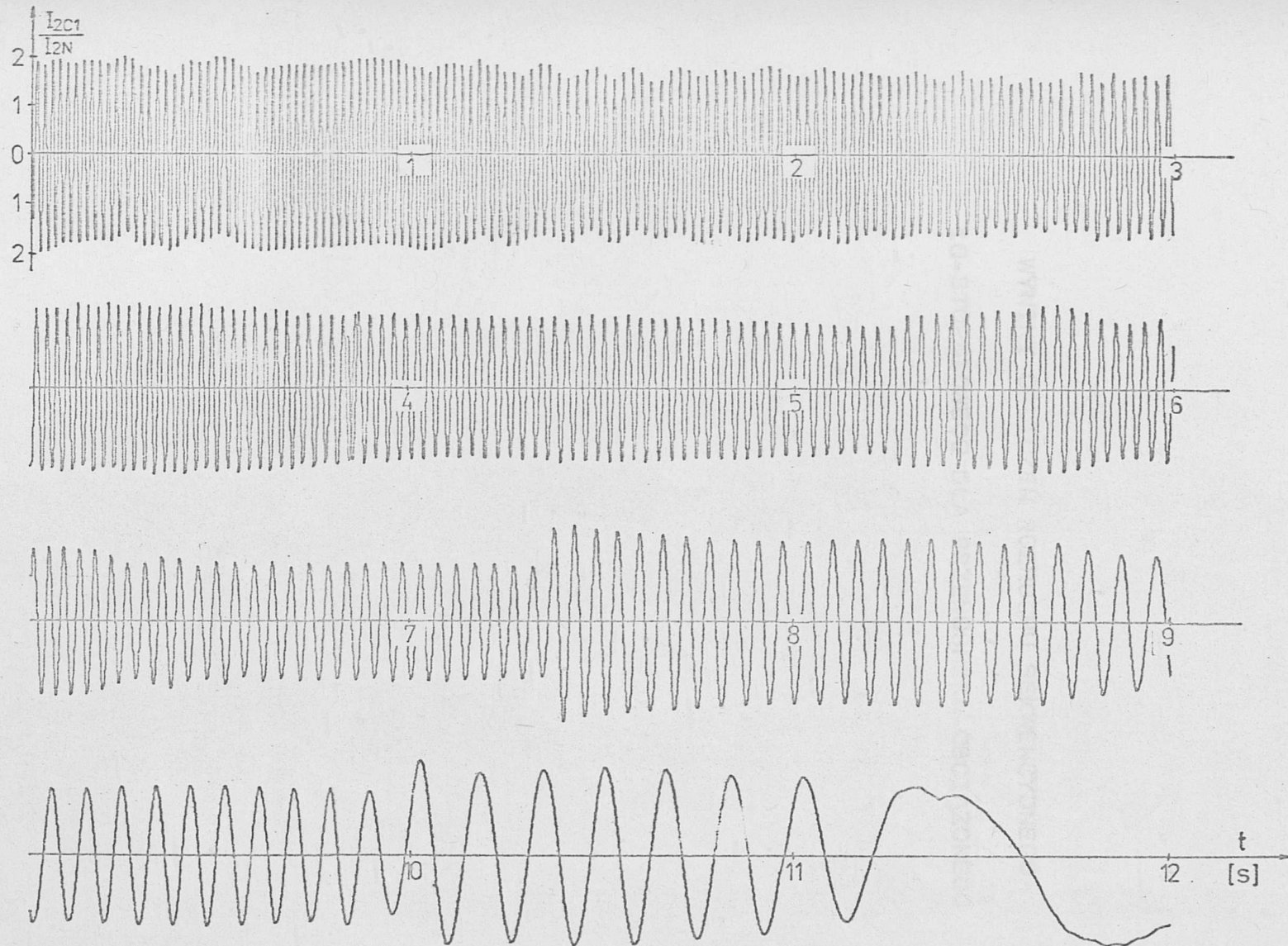
Rys.VI.1. Przebieg prądu stojana podczas niesymetrycznego rozruchu dla przenióska obciążonego (faza B, silnik A)



Rys.VI.2. Przebieg prądu stojana podczas niesymetrycznego rozruchu dla przenośnika obciążonego (faza C, silnik A)

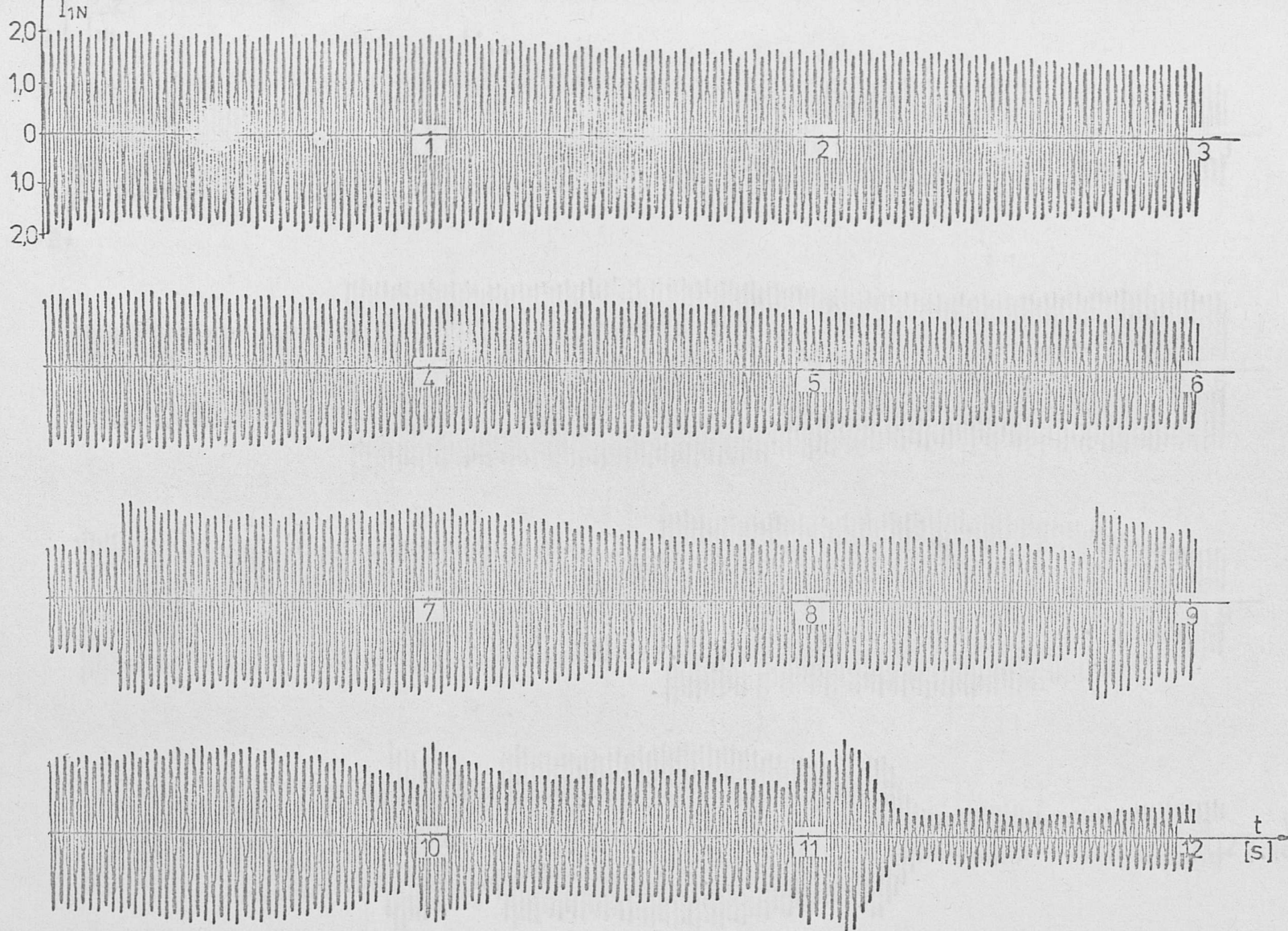


Rys.VI.3. Przebieg prądu wirnika podczas niesymetrycznego rozruchu dla prze-
nośnika obciążonego (faza B, silnik A)

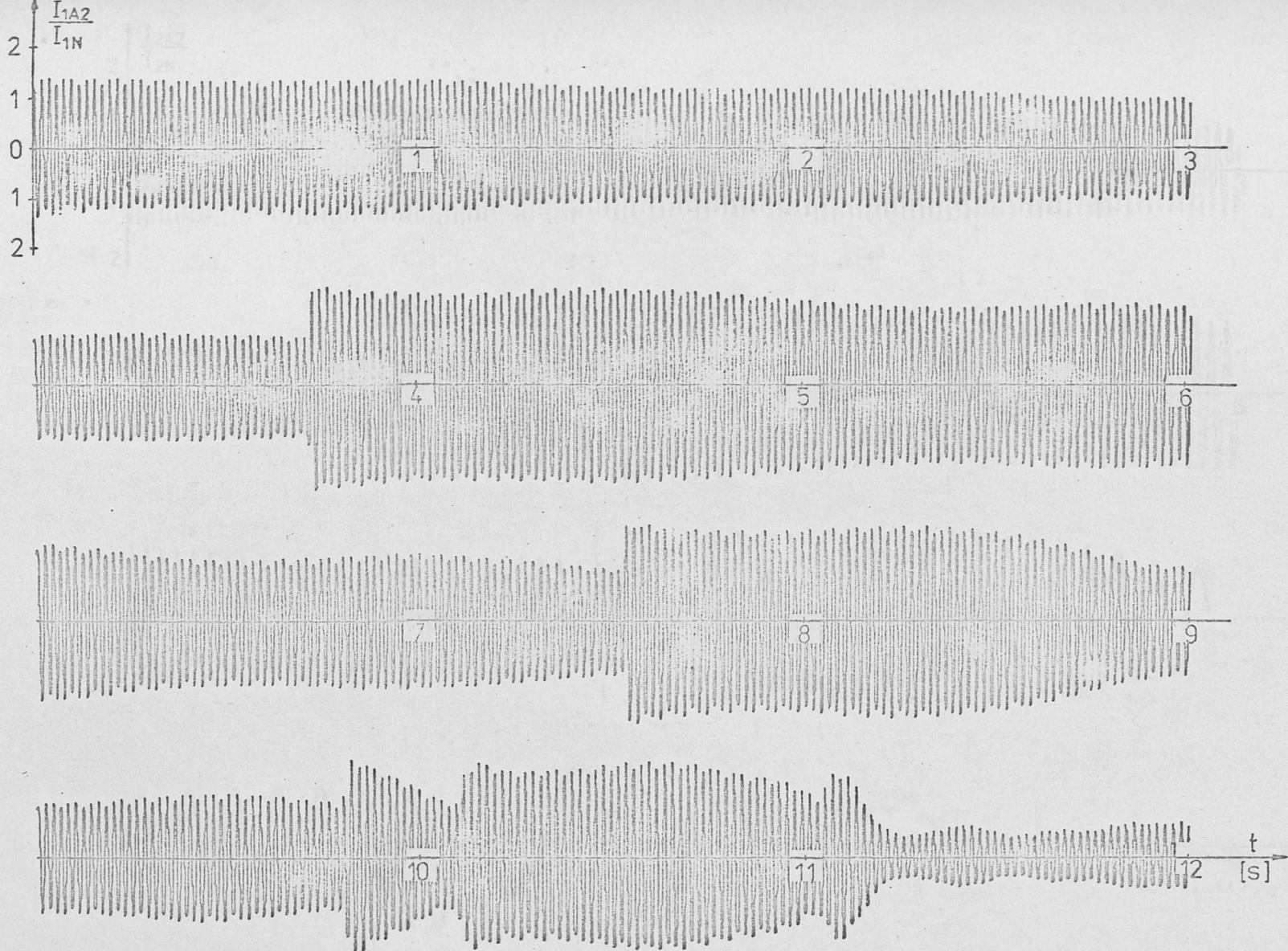


Rys.VI.4. Przebieg prądu wirnika podczas niesymetrycznego rozruchu dla prze-
nośnika obciążonego (faza C, silnik A)

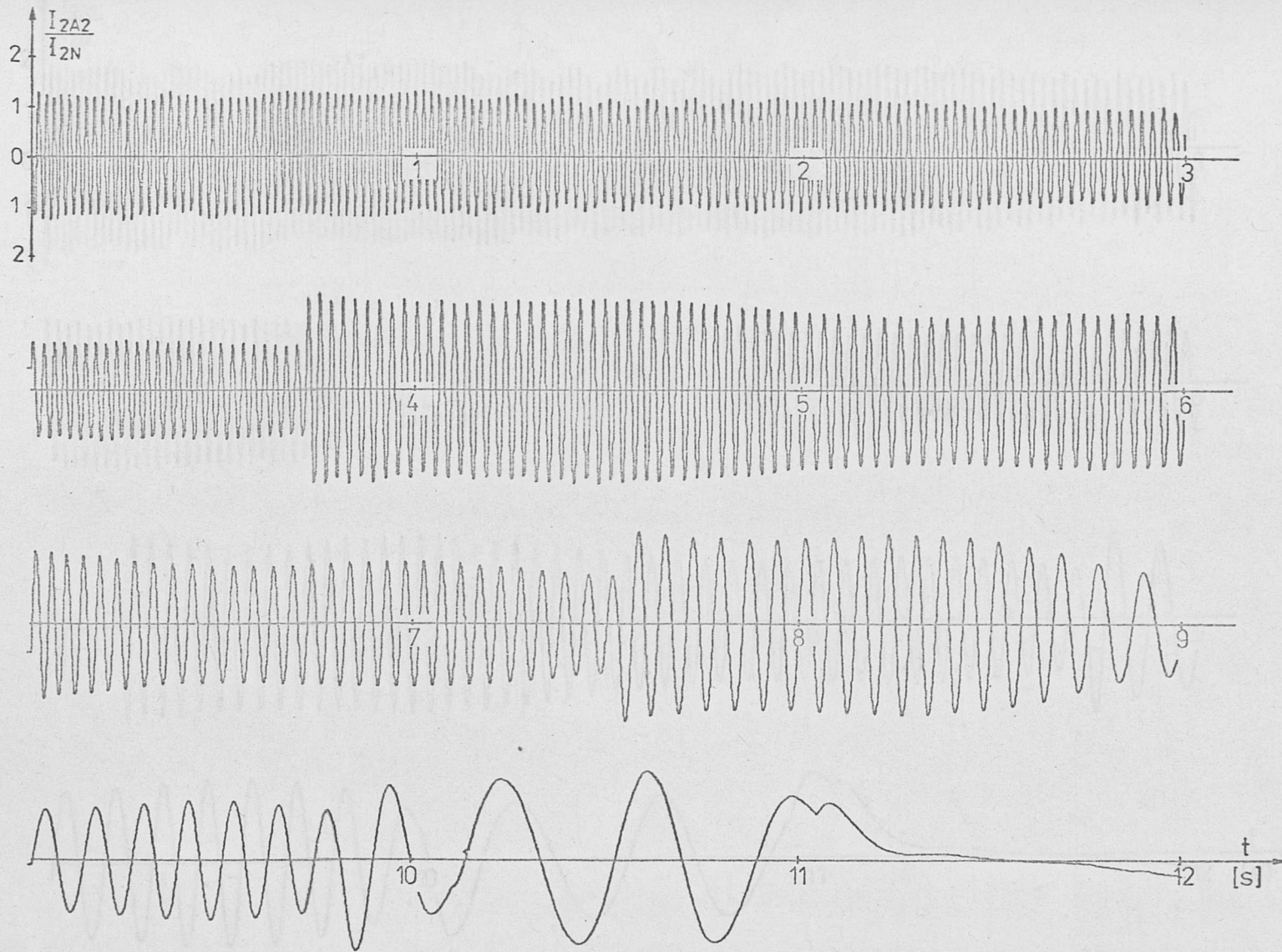
WYNIKI OBLICZEŃ ROZRUCHU SEKWENCYJNEGO
10-STOPNIOWEGO DLA PRZENOŚNIKA OBCIĄŻONEGO



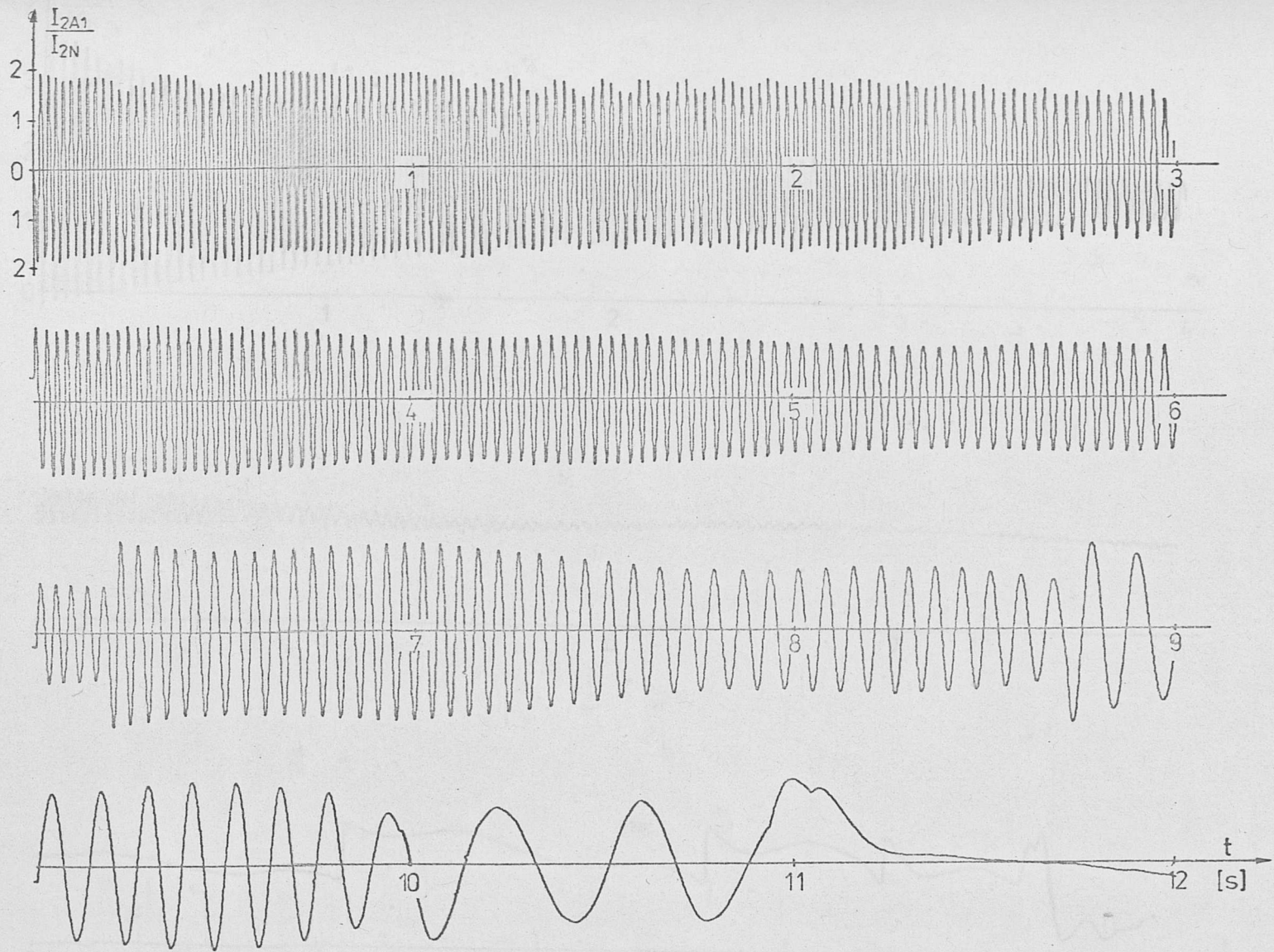
Rys.VI.5. Przebieg prądu stojana podczas rozruchu sekwencyjnego dla przonośnika obciążonego (faza A, silnik A)



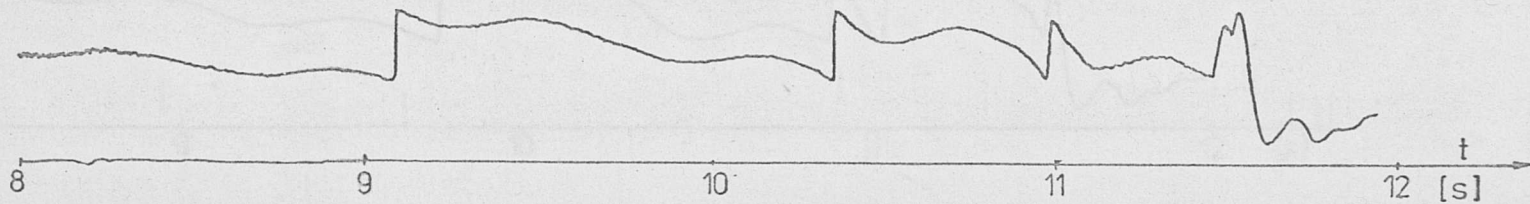
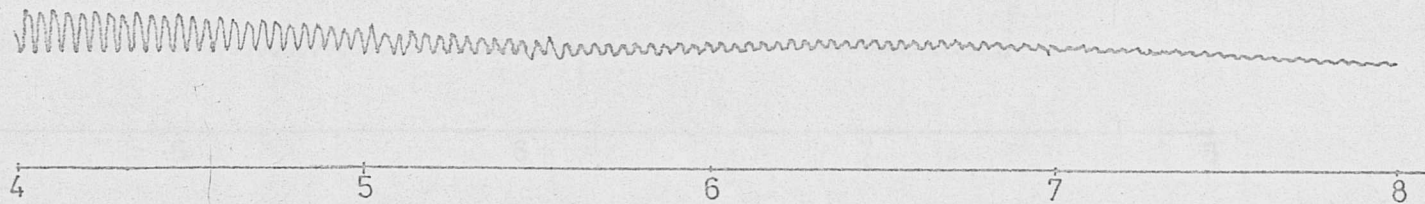
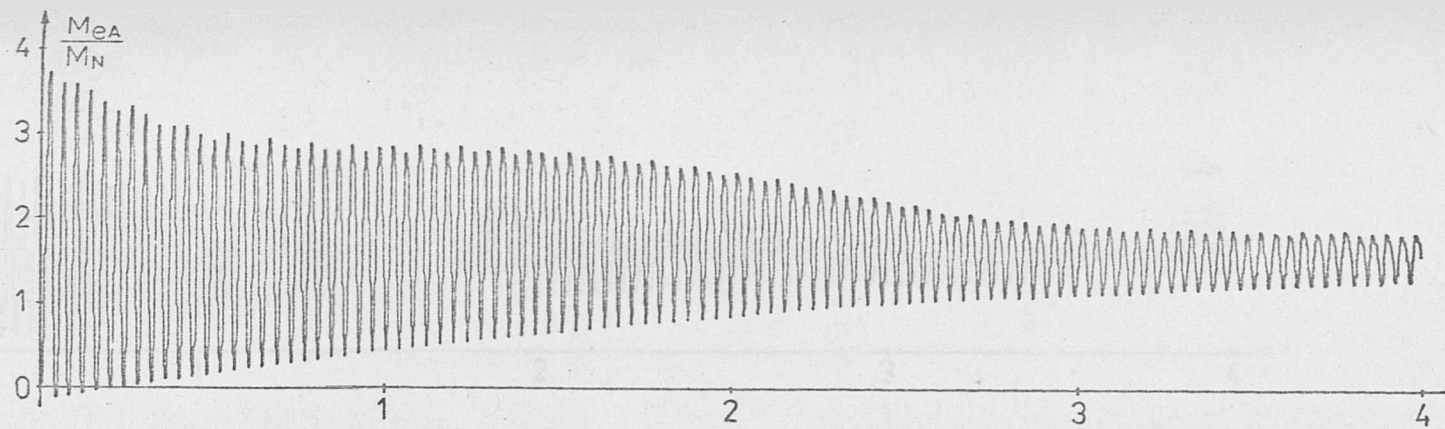
Rys.VI.6. Przebieg prądu stojana podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego (faza A, silnik B)



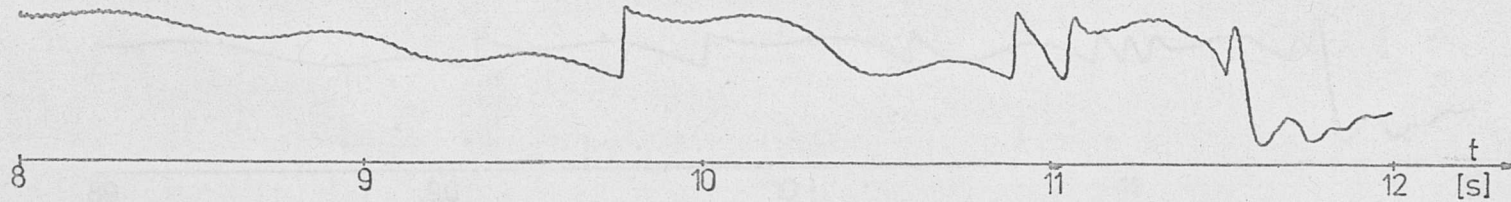
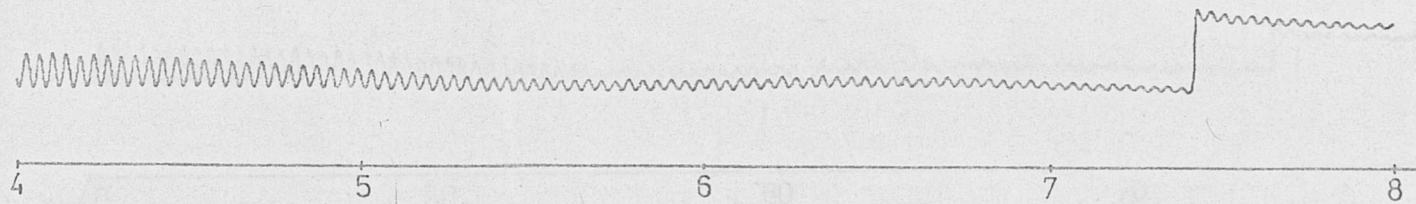
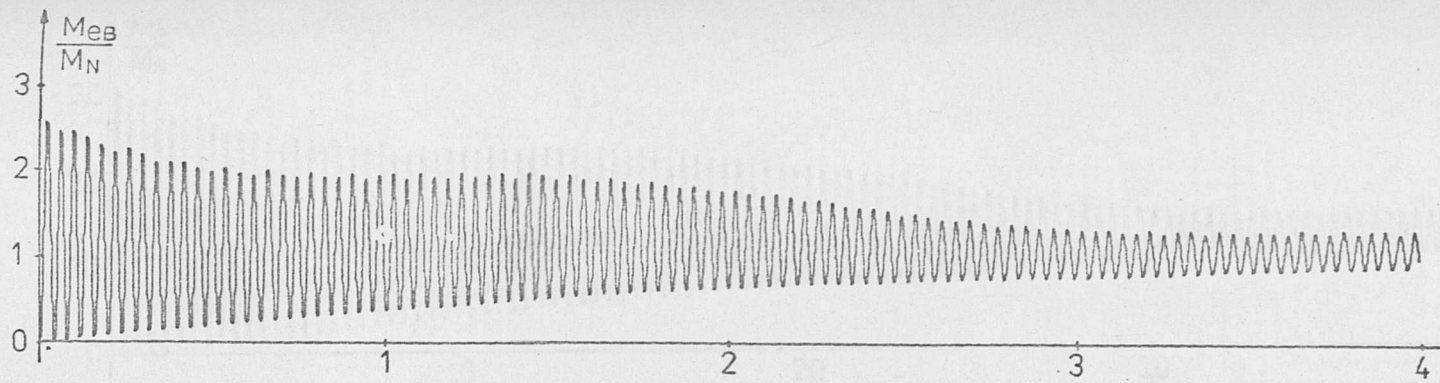
Rys.VI.8. Przebieg prądu wirnika podczas rozruchu sekwencyjnego dla przonośnika obciążonego (faza A, silnik B)



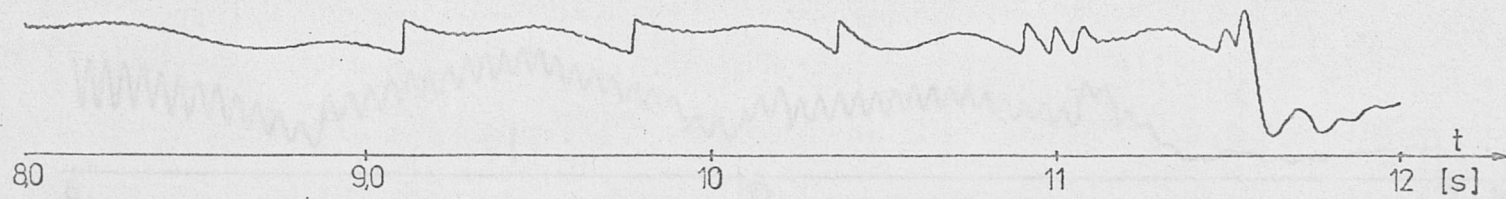
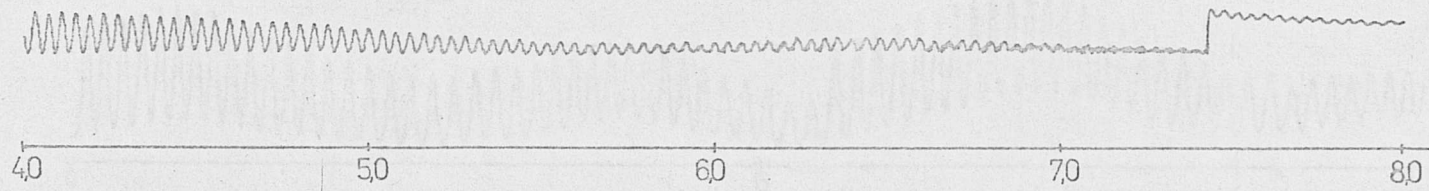
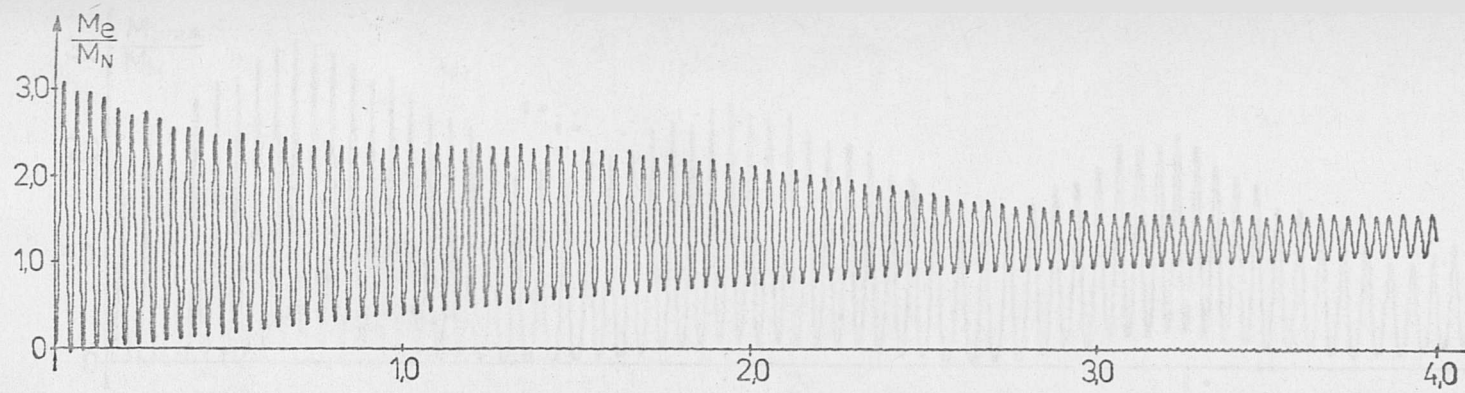
Rys.VI.7. Przebieg prądu wirnika podczas rozruchu sekwencyjnego dla przonośnika obciążonego (faza A, silnik A)



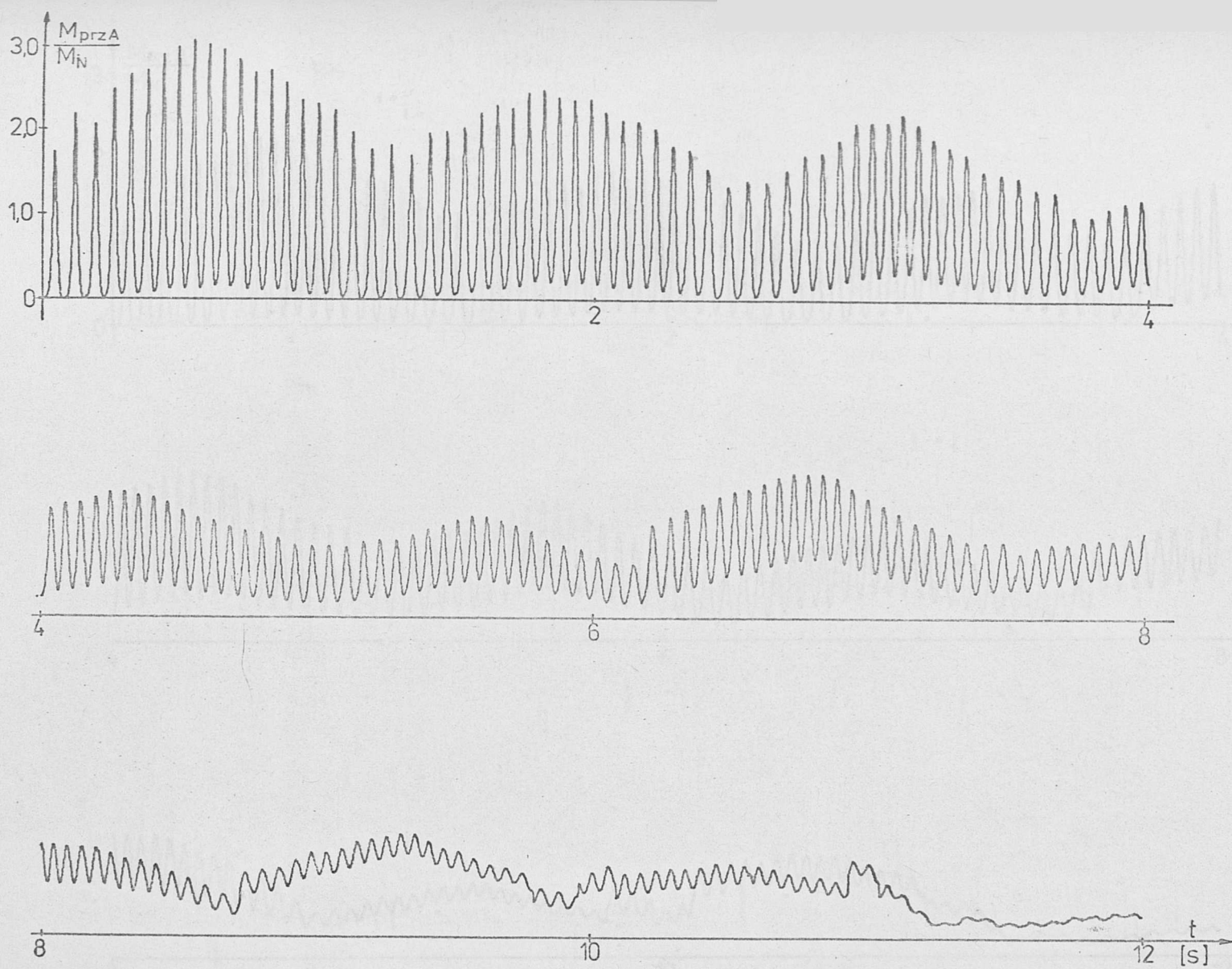
Rys.VI.9. Przebieg momentu elektromagnetycznego silnika A podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego



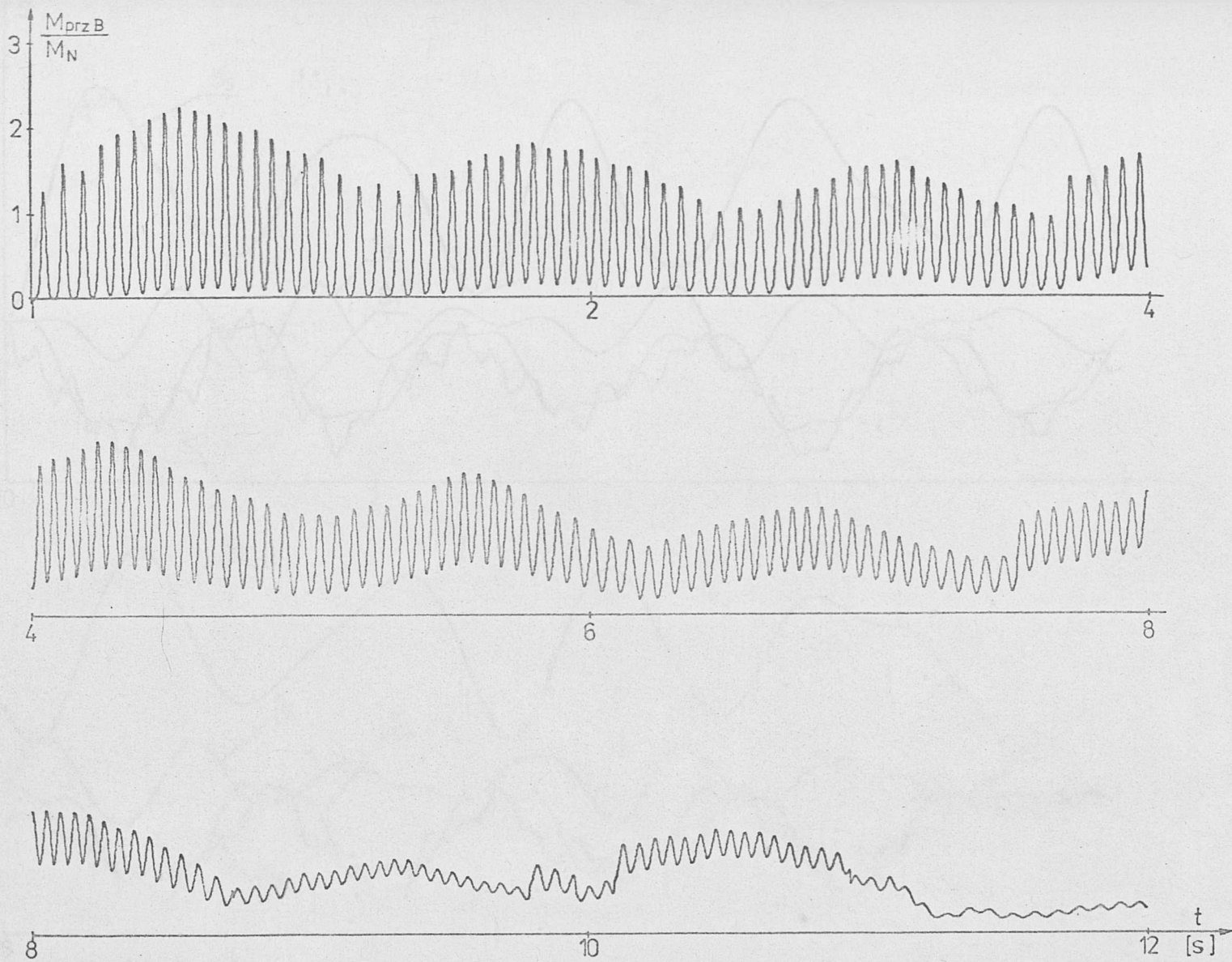
Rys.VI.10. Przebieg momentu elektromagnetycznego silnika B podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego



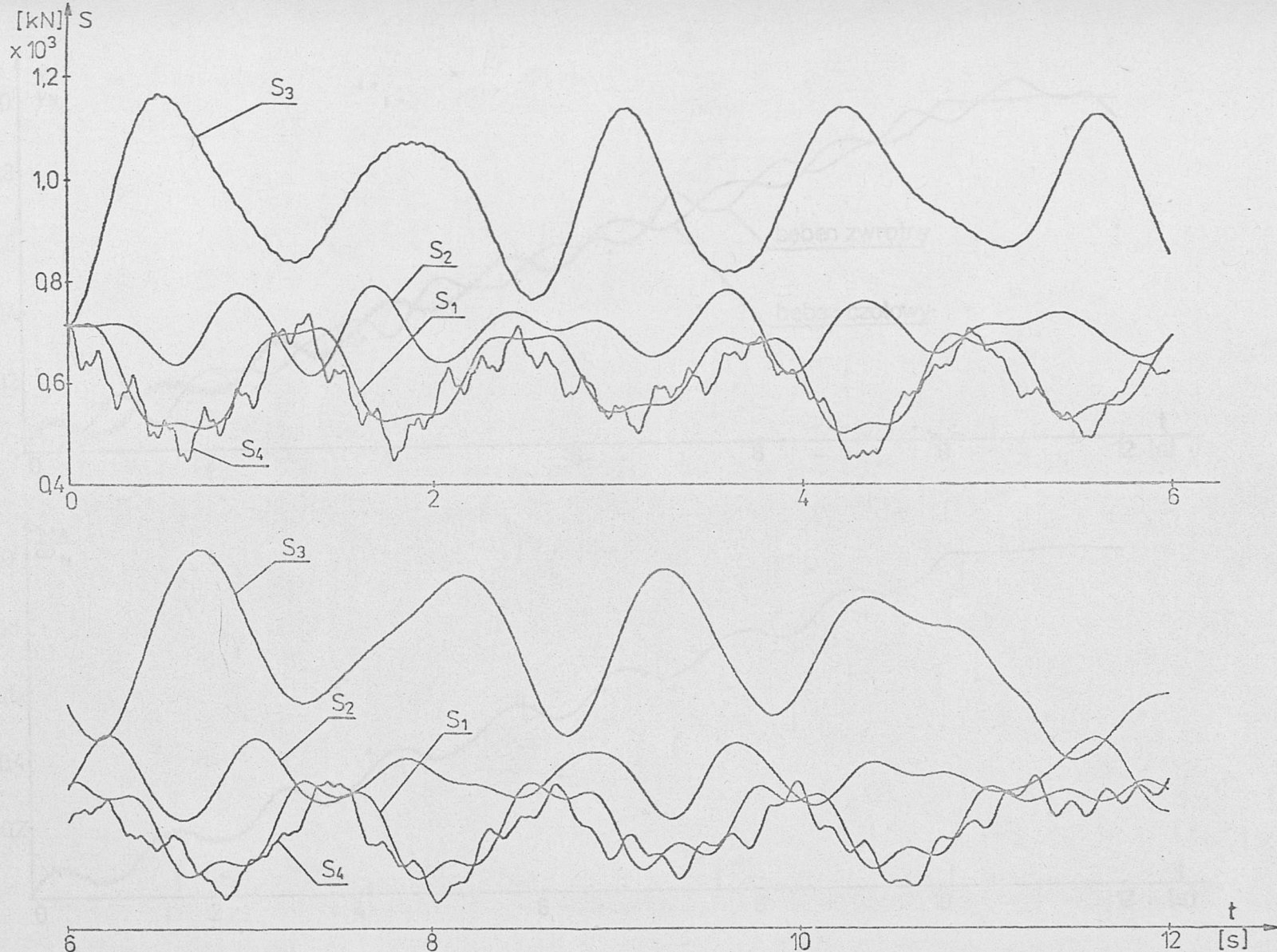
Rys.VI.11. Przebieg wypadkowego momentu elektromagnetycznego silników podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego



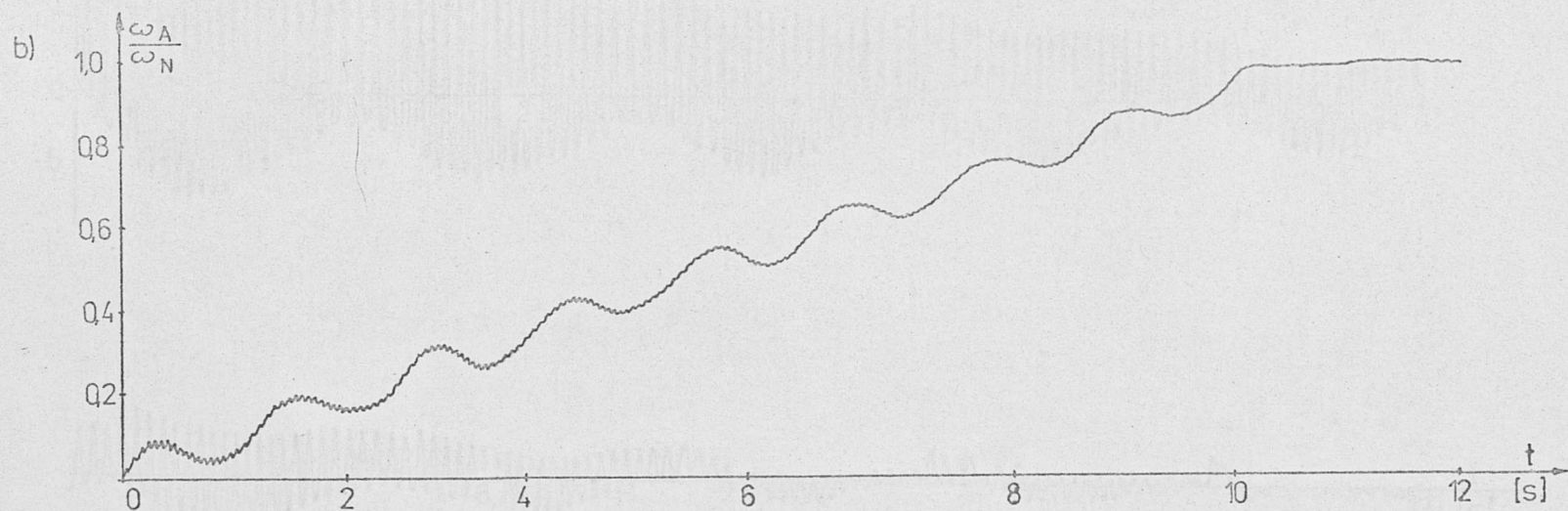
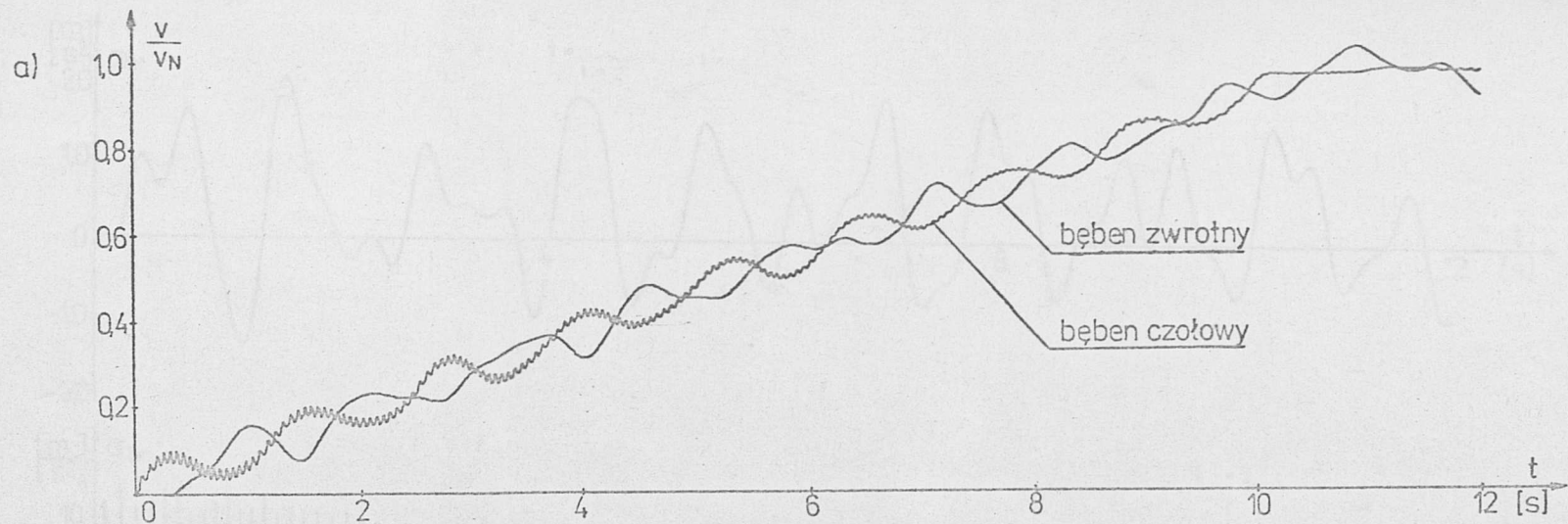
Rys.VI.12. Przebieg momentu przenieszonego przez przekładnię A podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego



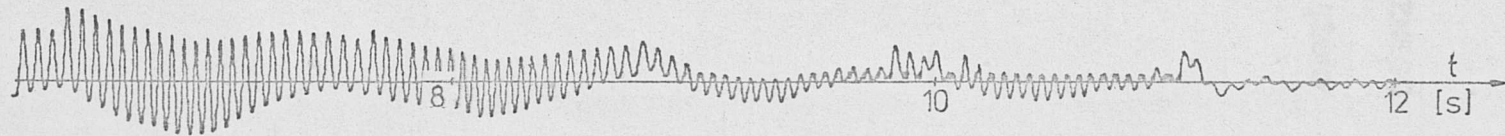
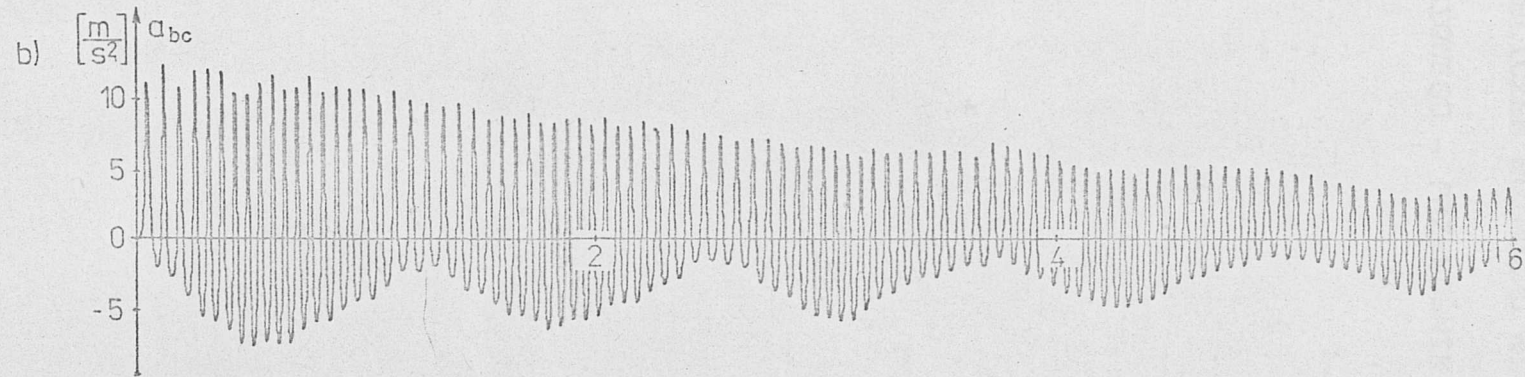
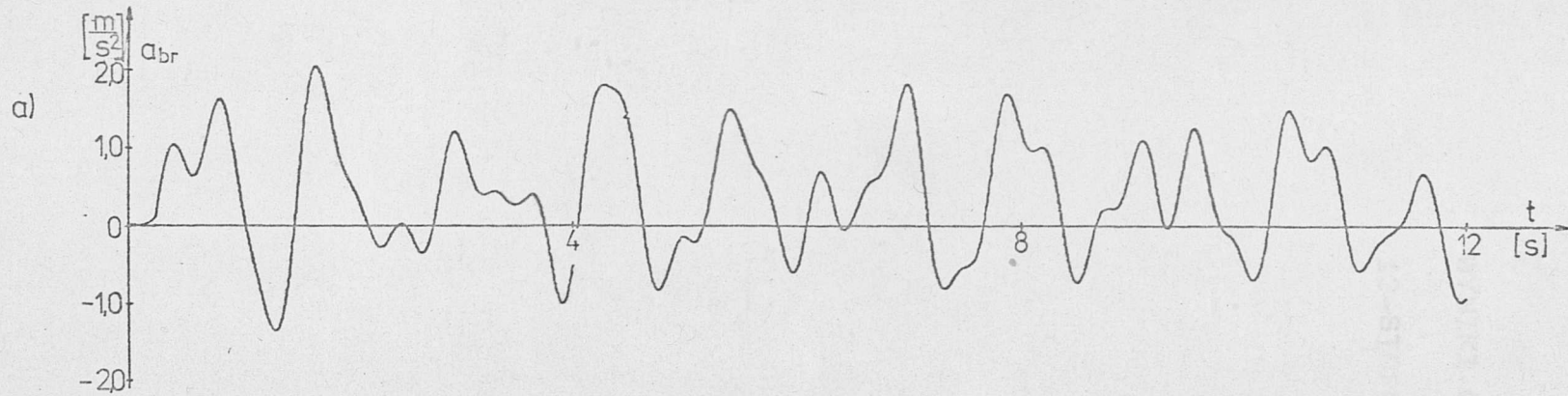
Rys.VI.13. Przebieg momentu przenoszonego przez przekładnię B podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego



Rys.VI.14. Przebieg sił w taśmie w punktach zaznaczonych na rys. 10.1b podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego



Rys.VI.15. Przebieg prędkości taśmy oraz silnika A podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego: a) prędkość taśmy na bębnie czołowym i zwrotnym, b) prędkość kątowa silnika A

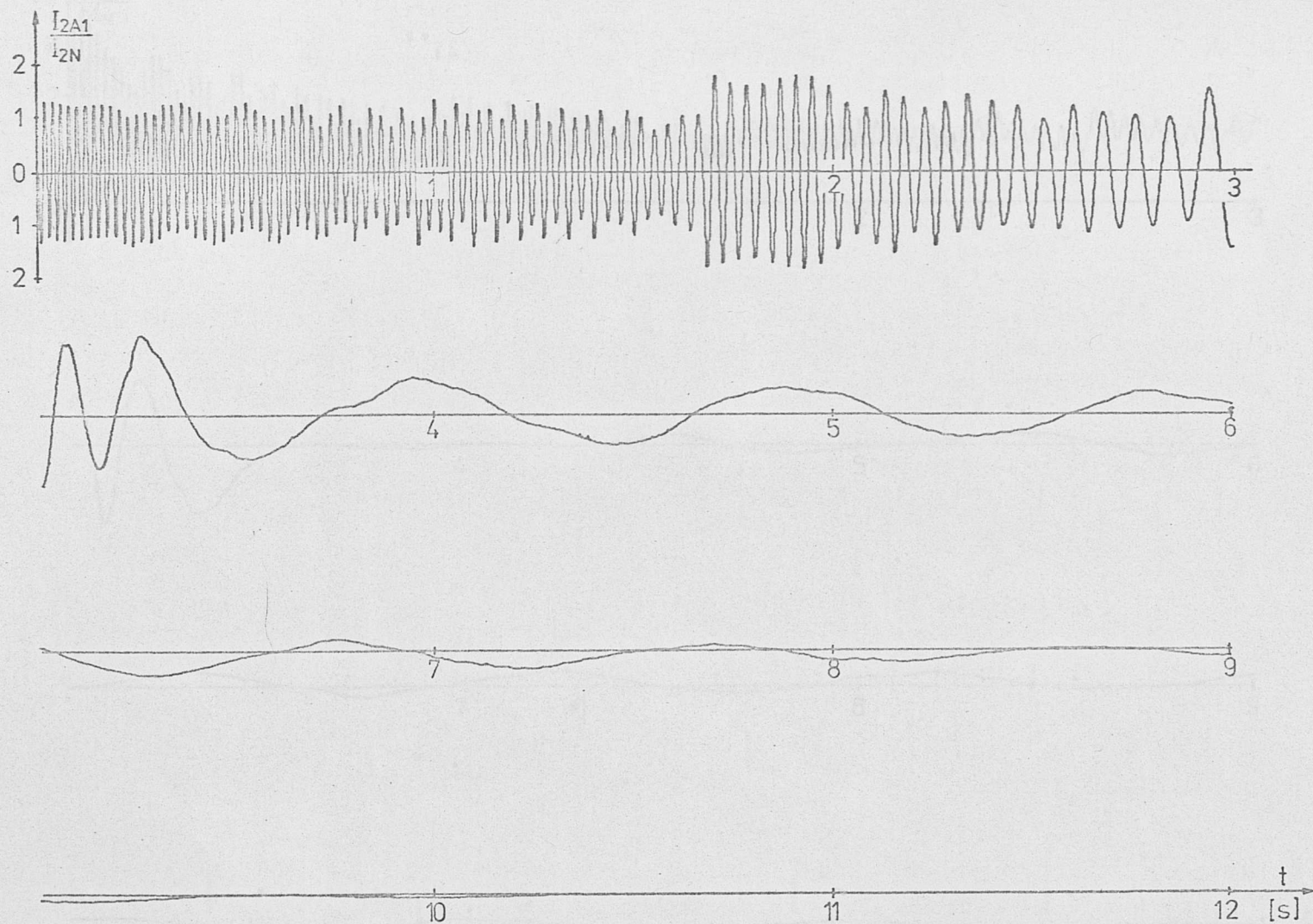


Rys.VI.16. Przebiegi przyspieszeń taśmy podczas rozruchu sekwencyjnego dla przenośnika obciążonego: a) przyspieszenie taśmy na bębnie zwrotnym, b) przyspieszenie taśmy na bębnie czołowym

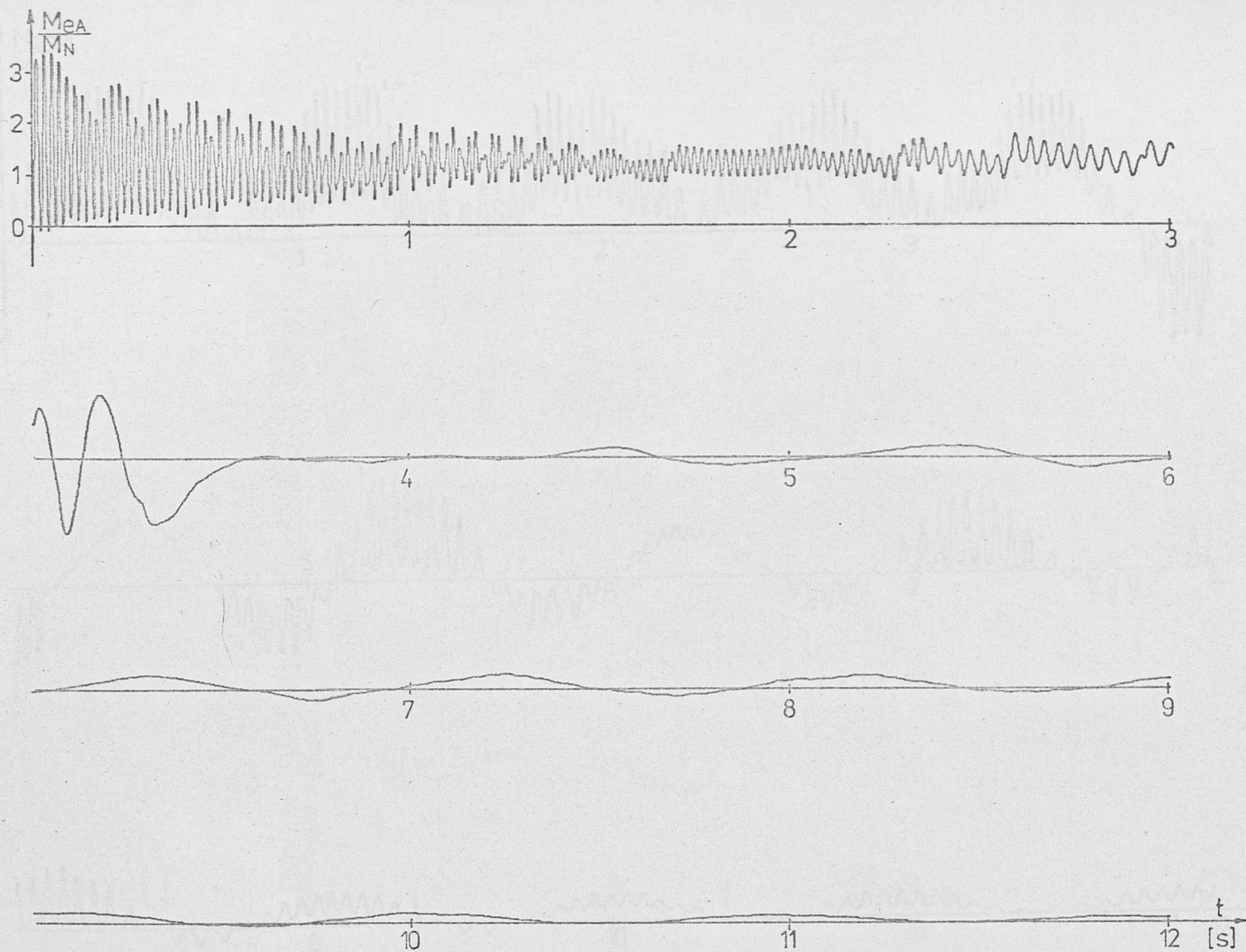
WYNIKI OBLICZEŃ ROZRUCHU NIESYMETRYCZNEGO
13-STOPNIOWEGO - PRZENOŚNIK NIEOBCIĄŻONY



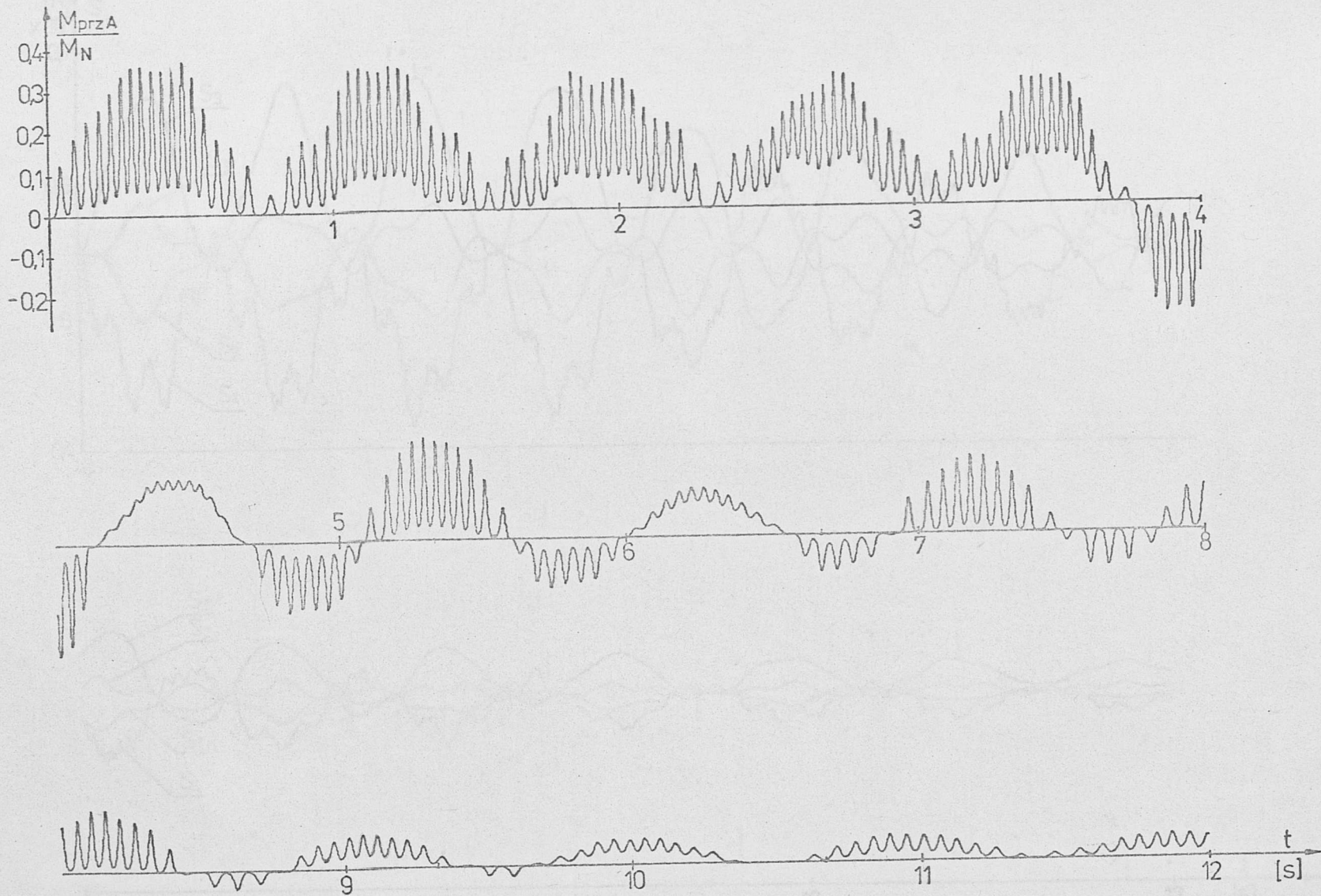
Rys.VI.17. Przebieg prądu stojana podczas niesymetrycznego rozruchu dla przenośnika nieobciążonego (faza A, silnik A)



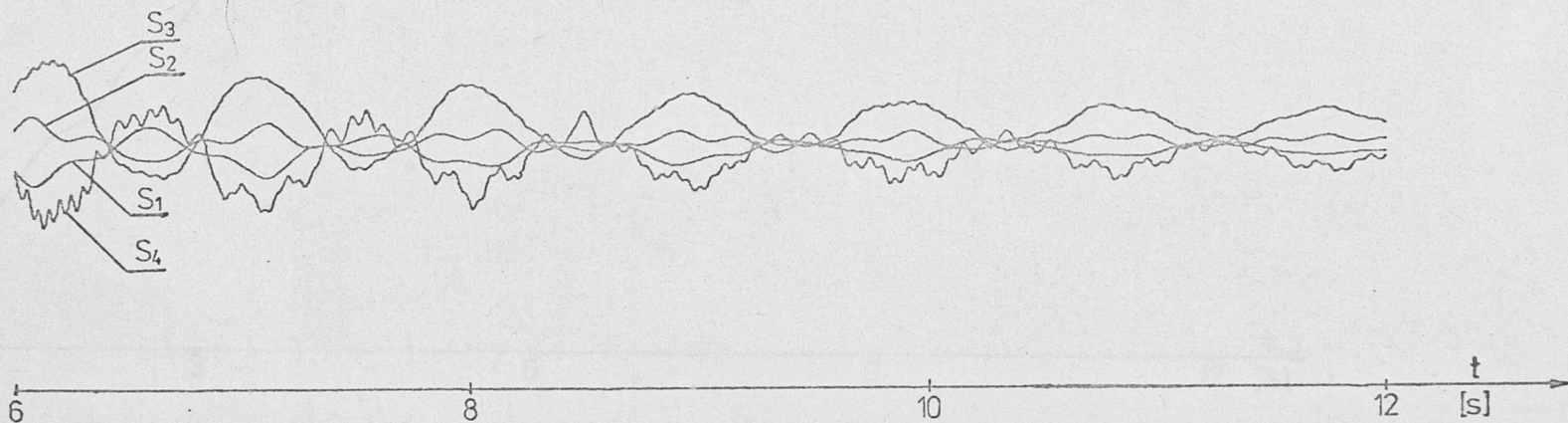
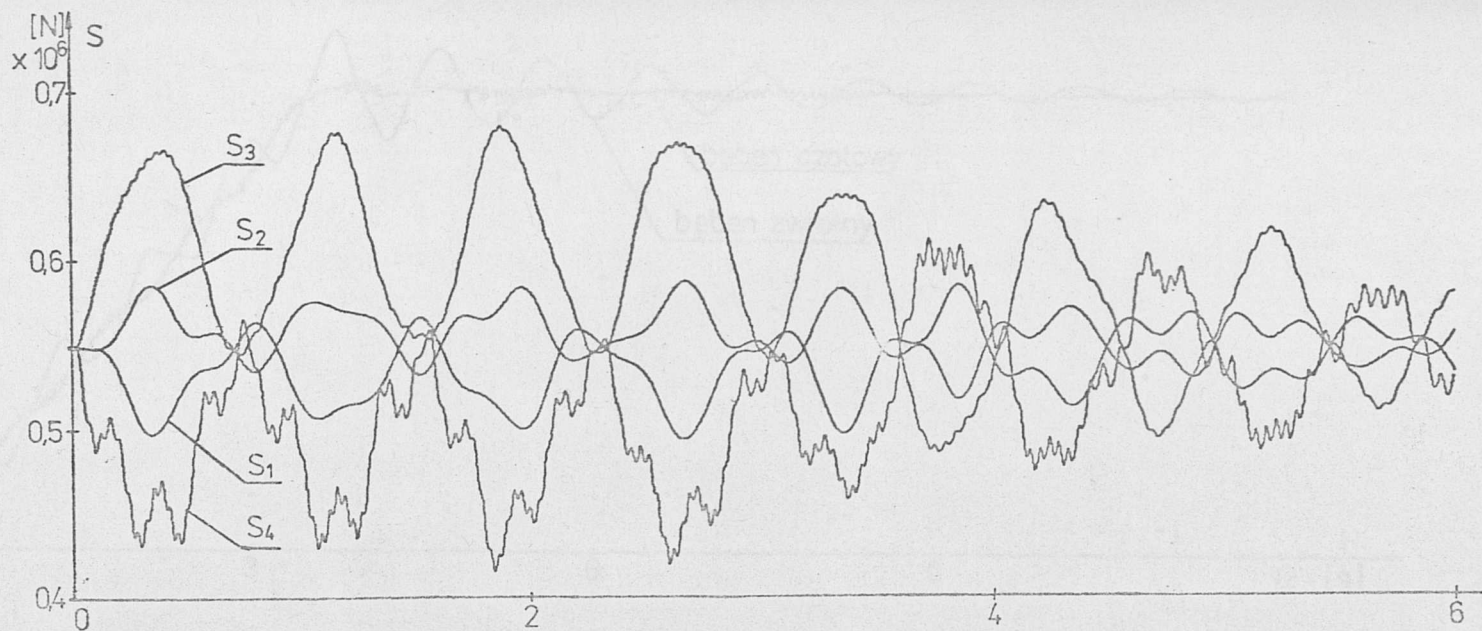
Rys.VI.18. Przebieg prądu wirnika podczas niesymetrycznego rozruchu dla przenośnika nieobciążonego (faza A, silnik A)



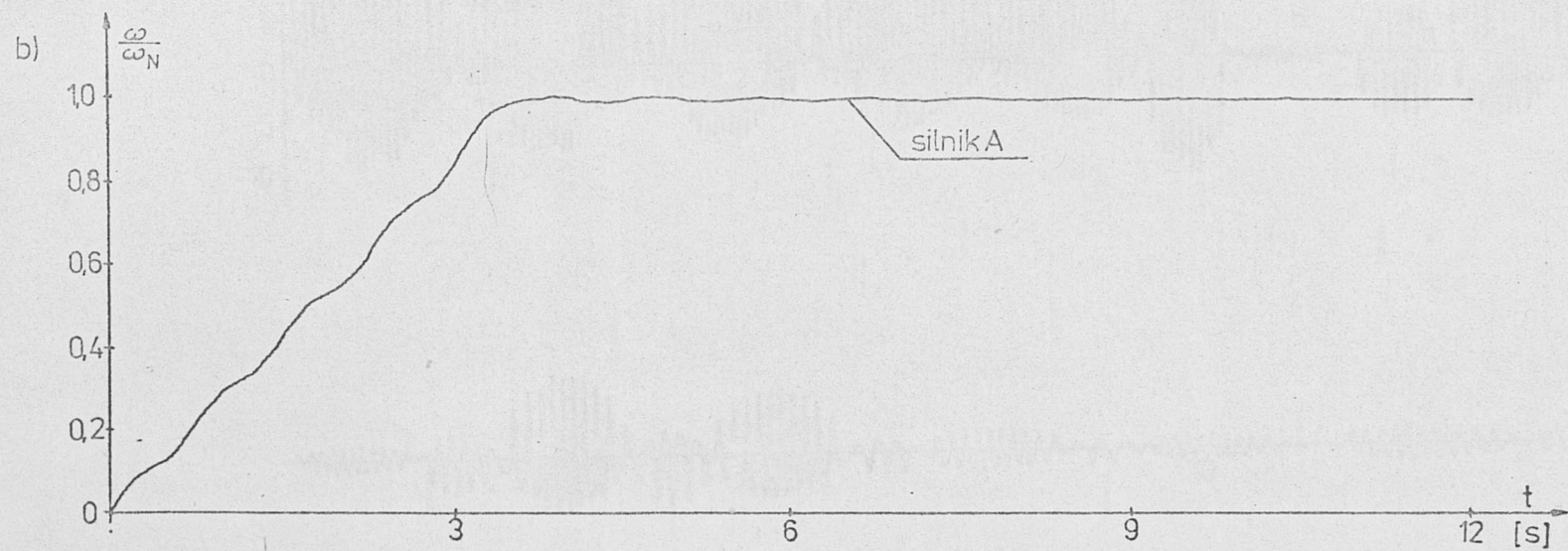
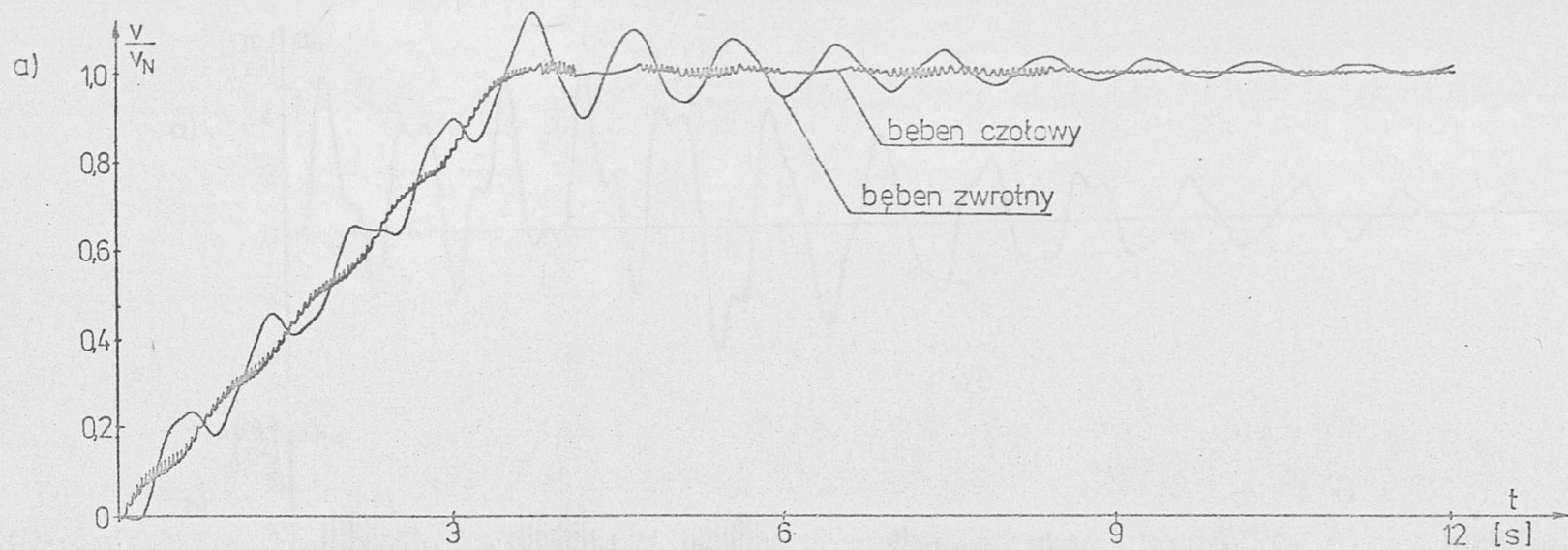
Rys.VI.19. Przebieg momentu elektromagnetycznego silnika A podczas rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika nieobciążonego



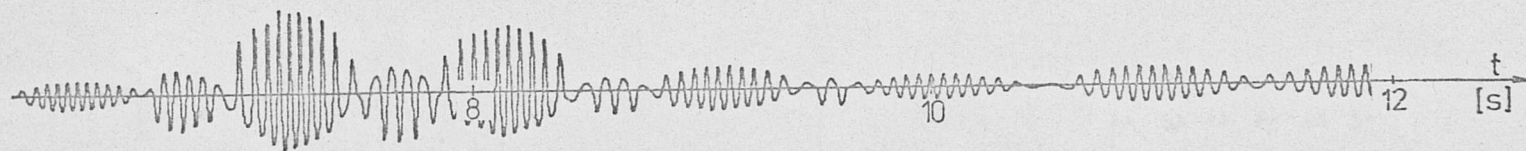
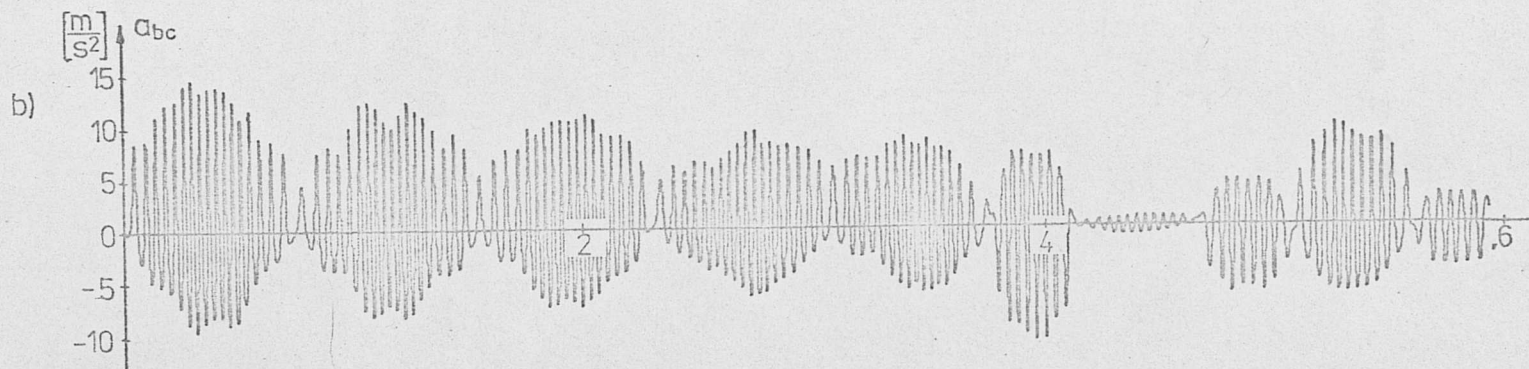
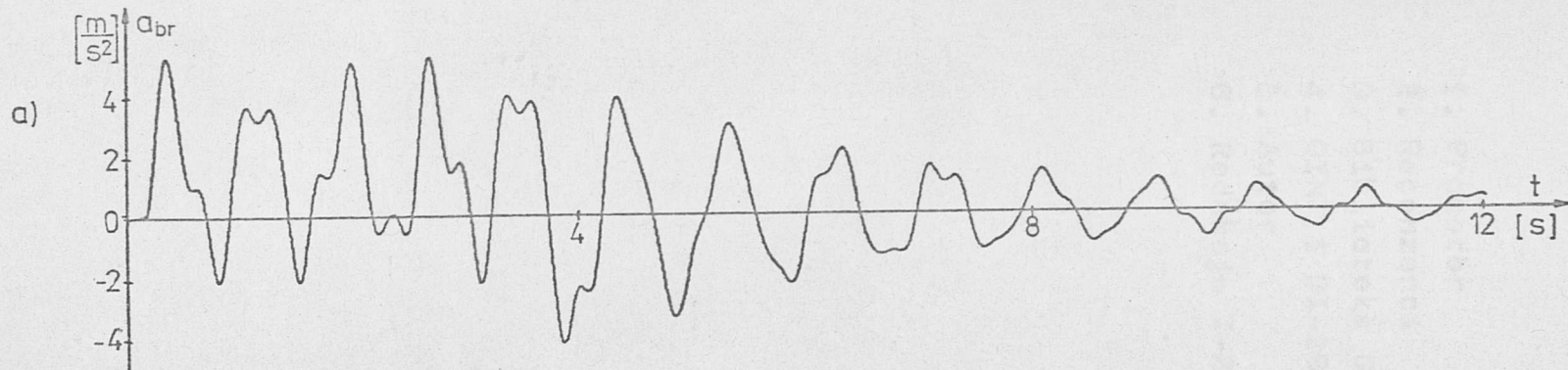
Rys.VI.20. Przebieg momentu przenoszonego przez przekładnię A podczas rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika nieobciążonego



Rys.VI.21. Przebieg sił w taśmie w punktach zaznaczonych na rys. 10.1b podczas rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika nieobciążonego



Rys.VI.22. Przebieg prędkości taśmy oraz prędkości kątowej silnika podczas rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika nieobciążonego: a) prędkość taśmy na bębnie czołowym i zwrotnym, b) prędkość kątowa silnika A



Rys.VI.23. Przebiegi przyspieszeń taśmy podczas rozruchu niesymetrycznego dla przenośnika nieobciążonego: a) bęben zwrotny, b) bęben czołowy