

Michał Rodak

**Napędy indukcyjno-dynamiczne łączników
prądu stałego współpracujące z komorami
próżniowymi prądu przemiennego**

Monografie Politechniki Łódzkiej

Łódź 2021

Recenzenci:

dr hab. inż. Piotr Michał Wojciech Jankowski
prof. dr hab. inż. Stanisław Jan Kulas

© Copyright by Politechnika Łódzka, Łódź 2021

ISBN 978-83-66741-36-2

DOI: 10.34658/9788366741362

Wydawnictwo Politechniki Łódzkiej
90-924 Łódź, ul. Wólczańska 223
tel. 42-631-20-87, 42-631-29-52
e-mail: zamowienia@info.p.lodz.pl
www.wydawnictwa.p.lodz.pl

Monografie Politechniki Łódzkiej, Nr 2394

SPIS TREŚCI

Wykaz ważniejszych oznaczeń	4
Wstęp.....	6
1. Wyłączanie obwodów prądu stałego	8
1.1. Wybrane zjawiska dotyczące wyłączania obwodów DC łącznikiem magnetowydmuchowym.....	8
1.2. Wybrane metody i zjawiska w obwodach DC wyłączanych metodą komutacji wymuszonej KW	10
2. Próżniowy człon łączeniowy z napędem indukcyjno–dynamicznym (NID)	13
3. Dotychczasowy stan wiedzy z zakresu napędów indukcyjno–dynamicznych.....	15
4. Model 2D napędu indukcyjno–dynamicznego.....	21
4.1. Wpływ zmian średnic napędu na parametry napędu indukcyjno– dynamicznego	24
4.1.1. Zmiana średnicy zewnętrznej	24
4.1.2. Jednoczesna zmiana średnicy wewnętrznej oraz zewnętrznej	26
4.1.3. Zmiana średnicy wewnętrznej.....	36
4.2. Zmiana szczeliny a pomiędzy cewką a dyskiem	39
4.3. Zmiana szerokości zwoju w.....	44
4.4. Wpływ częstotliwości prądu na rozwijaną przez napęd siłę F_N	47
5. Badania próżniowych członów łączeniowych.....	49
5.1. Stanowisko laboratoryjne	50
5.2. Rodzaj dysku	53
5.2.1. Porównanie dysku aluminiowego z dyskiem miedzianym.....	54
5.3. Masa elementów ruchomych	59
5.4. Wpływ zmiany siły docisku styków na dynamikę działania członu zestykowego	62
6. Podsumowanie.....	64
7. Literatura	66
Spis rysunków	73
Spis tabel	75
Summary.....	76

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

a	– wielkość szczeliny pomiędzy cewką, a dyskiem,
$B_{\theta min}$	– średnia wartość indukcji magnetycznej B w dysku dla najmniejszego przepływu,
$B_{\theta max}$	– średnia wartość indukcji magnetycznej B dla największego przepływu,
$\frac{B_{\theta max}}{\theta_{min}}$	– krotność indukcji magnetycznej B dla największego przepływu do najmniejszego,
C	– pojemność baterii kondensatorów zasilających napęd,
d	– wysokość przekroju drutu nawojowego,
f	– częstotliwość wymuszenia zasilającego cewkę napędu,
F_N	– siła napędowa generowana przez NID,
$\frac{F_N(d=x)}{F_N(d=14)}$	– krotność siły napędowej generowanej przez NID z cewką o wysokości $d = x$, a siłą generowaną przez napęd z cewką o wysokości $d = 14$ mm,
$\frac{F_N(z=x)}{F_N(z=3)}$	– krotność siły napędowej generowanej przez NID z cewką o liczbie zwojów $z = x$ względem cewki o liczbie $z = 3$ zw,
$\frac{F_N(z=x)}{F_N^*(z=x)}$	– krotność siły napędowej generowanej przez NID z cewką o liczbie zwojów $z = x$ (w której ma być siła 60,7 kN) względem cewki o tej samej liczbie zwojów z tabeli 1,
$\frac{F_{w=x}}{w=1}$	– krotność siły napędowej generowanej przez NID z cewką o szerokości uzwojenia $w = x$, a cewką o uzwojeniu o szerokości $w = 1$ mm,
$F \frac{\min \theta_{wew=x}}{\min \theta_{wew=40}}$	– krotność siły napędowej generowanej przez NID przy minimalnym przepływie i cewce o średnicy $\theta_{wew} = x$ do siły dla cewki o $\theta_{wew} = 40$ mm,
$F \frac{\max \theta_{wew=x}}{\max \theta_{wew=40}}$	– krotność siły napędowej generowanej przez NID przy maksymalnym przepływie i średnicy cewki $\theta_{wew} = x$ do siły dla cewki o $\theta_{wew} = 40$ mm,
$\frac{F_{\theta max}}{\theta_{min}}$	– krotność siły napędowej uzyskanej dla największego wybranego przepływu do najmniejszego,
$F \frac{f=x}{f=600}$	– krotność siły napędowej generowanej przez NID dla wymuszenia o częstotliwości $f = x$ do wymuszenia o częstotliwości $f = 600$ Hz,
θ	– przepływ cewki napędu,
θ_{min}	– najmniejszy przepływ cewki napędu dla danej symulacji,
θ_{max}	– największy przepływ cewki napędu dla danej symulacji,
I_L	– prąd płynący przez uzwojenie cewki napędowej,
$J_{\theta min}$	– średnia gęstość prądu J w dysku dla najmniejszego przepływu,
$J_{\theta max}$	– średnia gęstość prądu J w dysku dla największego przepływu,
$\frac{J_{\theta max}}{\theta_{min}}$	– krotność średniej gęstości prądu J dla największego przepływu do najmniejszego,
LD	– szacunkowa długość drutu z której nawinięto cewkę,

$LD \frac{\varnothing_{wew=x}}{\varnothing_{wew=40}}$	–	krotność długości drutu dla cewki o średnicy $\varnothing_{wew} = x$ do cewki o średnicy $\varnothing_{wew} = 40$ mm,
R_p	–	bezindukcyjny rezystor pomiarowy,
τ	–	stała czasowa obwodu,
U_C	–	napięcie początkowe baterii kondensatorów,
$U_{C\theta min}$	–	napięcie początkowe kondensatorów dla Θ_{min} ,
$U_{C\theta max}$	–	napięcie początkowe kondensatorów dla Θ_{max} ,
w	–	szerokość uzwojenia cewki napędu,
z	–	liczba zwojów cewki napędu,
\varnothing_{wew}	–	średnica wewnętrzna NID,
\varnothing_{zew}	–	średnica zewnętrzna NID.

Pozostałe symbole zdefiniowano w tekście.

WSTĘP

Wyłączanie obwodów prądu stałego przebiega odmiennie niż wyłączanie obwodów prądu przemiennego ze względu na brak naturalnego przejścia prądu przez zero. Działanie wyłącznika prądu stałego powoduje wymuszone dojście prądu do zera i zgaszenie łuku elektrycznego. Klasyczne wyłączniki magnetowdmuchowe gaszą łuk elektryczny w czasie rzędu kilkudziesięciu milisekund pod wpływem występującego na ich stykach napięcia. Słabo ograniczają prądy zwarciove, co jest wynikiem długiego czasu własnego otwierania, małej prędkości rozchodzenia się styków oraz stosunkowo długiego czasu łukowego. Długi czas własny otwierania wynika z zastosowania w wyłączniku stosunkowo wolnego napędu sprężynowego oraz zamka z przychwytem elektromagnetycznym. Długi czas łukowy wynika ze słabej siły wydmuchu elektromagnetycznego w pierwszej fazie procesu wyłączania, proporcjonalnej do długości łuku i wartości prądu łuku. Suma tych dwóch czasów jest bliska wartości stałej czasowej τ typowych obwodów zwarciowych, równej około 10 ms. Dla wyłączników magnetowdmuchowych współczynnik ograniczenia prądu zwarciowego będzie przyjmował wartości $k > 0,64$.

Mniejsze współczynniki ograniczenia prądu zwarciowego k mogą być uzyskiwane w wyłącznikach działających na innych zasadach. Typowymi i najczęściej stosowanymi zasadami wyłączania obwodów prądu stałego są: zasada komutacji naturalnej lub komutacji wymuszonej. Komutacja wymuszona, zwana zasadą wyłączania przeciwpływem, jest wykorzystywana w łącznikach półprzewodnikowych, hybrydowych oraz próżniowych. Łączniki półprzewodnikowe charakteryzują się dużymi spadkami napięcia w stanie przewodzenia, powodującymi duże straty mocy, czego konsekwencją jest konieczność wymuszonego chłodzenia, szczególnie w obwodach wysokonapięciowych, w których występuje szeregowo łączenie tych elementów. Jest to jedna z przyczyn rzadkiego ich stosowania. Powyższa wada nie występuje w łącznikach hybrydowych i próżniowych, zawierających w obwodzie głównym łącznik zestykowy, najczęściej próżniowy. W obwodzie komutacyjnym łącznika hybrydowego jest stosowany półprzewodnik, najczęściej klasyczny tyrystor, zaś w łączniku próżniowym impulsowo zamykana komora próżniowa. W stanie zamknięcia łącznika prąd przepływa przez główny łącznik zestykowy, zaś obwód komutacyjny półprzewodnikowy lub próżniowy jest załączany po otwarciu łącznika głównego według ściśle określonej sekwencji.

Jeżeli łącznik główny, czyli komora próżniowa prądu przemiennego, współpracuje z impulsowym napędem indukcyjno-dynamicznym NID, możliwe jest uzyskanie małej wartości współczynnika ograniczenia prądu zwarciowego $k \ll 0,64$. Komutacja prądu do elementu półprzewodnikowego lub próżniowego i zgaszenie łuku elektrycznego w głównej komorze próżniowej następuje w czasie kilku milisekund od chwili zadziałania zabezpieczenia nadprądowego, tj. w czasie krótszym niż typowa stała czasowa zabezpieczanego obwodu. Takie parametry wyłącznika zapewnia impulsowy napęd indukcyjno-dynamiczny wielkiej mocy NID, rozwijający przyspieszenia rzędu tysięcy g i przemieszczający styk ruchomy komory próżniowej na odległość, przy której jest możliwa komutacja prądu do elementu półprzewodnikowego lub próżniowego.

Ze względu na współpracę Katedry Aparatów Elektrycznych Politechniki Łódzkiej z Europejską Organizacją Badań Jądrowych CERN w zakresie zaprojektowania rozłączników wykorzystujących technologię próżniową do zabezpieczania nadprzewodzących

cewek gromadzących duże energie magnetyczne pojawiło się zapotrzebowanie dobrania parametrów podzespołów wchodzących w skład próżniowego członu łączeniowego z napędem NID. Monografia powstała na podstawie rozprawy doktorskiej „Napędy indukcyjno-dynamiczne łączników prądu stałego współpracujące z komorami próżniowymi prądu przemiennego” napisanej pod opieką prof. dr hab. inż. Piotra Borkowskiego i obronionej w listopadzie 2021 roku. Celem pracy było zbadanie napędów indukcyjno-dynamicznych pracujących w rodzinie próżniowych członów łączeniowych, w których główny element łączeniowy stanowi komora próżniowa przeznaczona do pracy przy prądzie przemiennym.

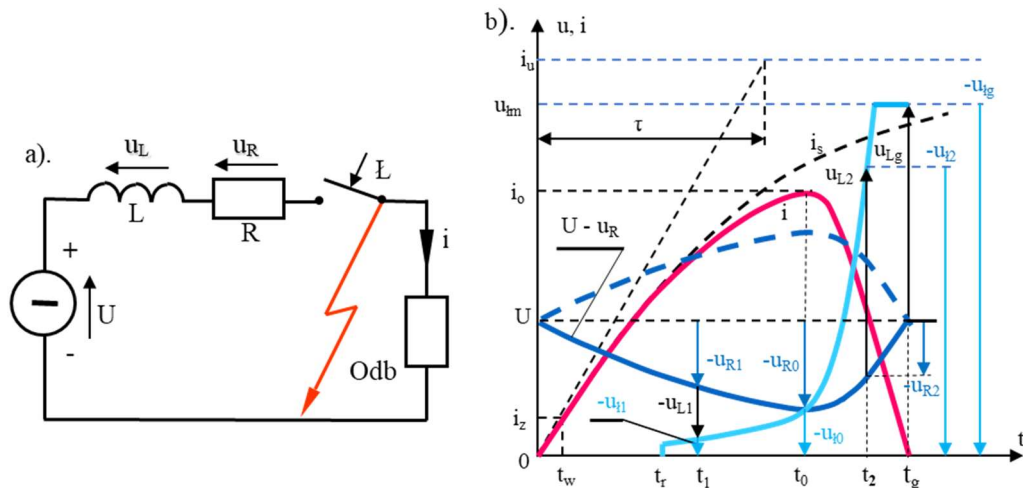
W monografii przedstawiono sposób dobrania parametrów wchodzących w skład próżniowego członu łączeniowego z napędem indukcyjno-dynamicznym, stosowanego jako główny element łączeniowy w łącznikach wykorzystujących technologię próżniową. Głównym zagadnieniem była współpraca NID z komorami prądu przemiennego mogącymi brać czynny udział w wyłączaniu obwodów prądu stałego. Badania te skoncentrowane były nie tylko na samym napędzie NID, ale przede wszystkim na jego współpracy z pozostałymi elementami ww. członów łączeniowych. Uzyskane wyniki stanowią zbiór uwag i wskazówek przeznaczonych dla projektantów tego typu urządzeń.

Przeprowadzono wieloparametryczną analizę teoretyczną napędu NID poprzez symulację zachodzących w nim zjawisk magnetycznych i elektrycznych w zależności od jego wymiarów konstrukcyjnych na podstawie osiowo-symetrycznego modelu 2D napędu. Sprawdzono, jak podstawowe wymiary dysku, cewki oraz drutu, z którego nawinięto cewkę, wpływają na generowaną przez napęd siłę, która oddziałuje na styk ruchomy komory próżniowej. Przedstawiono również opracowane stanowisko laboratoryjne wykorzystujące kamerę szybką Photron APX, na którym możliwy był pomiar przemieszczeń, analiza charakteru ruchu elementów ruchomych próżniowych członów łączeniowych oraz pomiar czasu własnego otwierania. Na stanowisku zbadano pracę napędów współpracujących z komorami AC na 600 oraz 1250 A.

1. WYŁĄCZANIE OBWODÓW PRĄDU STAŁEGO

1.1. Wybrane zjawiska dotyczące wyłączenia obwodów DC łącznikiem magnetowydmuchowym

Wyłączanie obwodu prądu stałego za pomocą wyłącznika magnetowydmuchowego zostało przedstawione dla przypadku zwartego obwodu pokazanego na rys. 1a.



Rys. 1. Uproszczone przebiegi prądu i napięcia przy wyłączaniu zwartego obwodu wyłącznikiem magnetowydmuchowym: a) schemat obwodu zwartego; b) przebiegi prądów i napięć.

Napięcia: U - źródła, u_R - na rezystancji R obwodu oraz w chwilach: t_1 , t_0 , t_2 , t_g ; u_L - na indukcyjności L obwodu w chwilach: t_1 , t_0 , t_2 , t_g ; u_l - łuku pomiędzy stykami wyłącznika L w chwilach: t_1 , t_0 , t_2 , t_g ; u_{lm} - maksymalne na łuku. Prądy: i - obwodu, i_u - ustalony, i_s - spodziewany, i_z - wyzwalacza nadprądowego, i_o - ograniczony; Chwile: 0 - załączenia zwartego obwodu, t_w - zadziałania wyzwalacza nadprądowego, t_r - rozejścia się styków wyłącznika, t_1 - w której napięcie na indukcyjności L jest przeciwnie skierowane do napięcia zasilającego U , t_0 - wystąpienia prądu ograniczonego i_o , t_2 - w której napięcie na indukcyjności L jest zgodnie skierowane z napięciem zasilającym U , t_g - zgaśnięcia łuku i wyłączenia obwodu.

Źródło: opracowanie własne na podstawie: [1], [2].

W chwili załączenia obwodu $t = 0$ pojawia się prąd zwarciovowy o stromości początkowej spełniającej warunek $u_L = L \frac{di}{dt} = U$. Napięcie źródła zasilającego jest równe napięciu na indukcyjności obwodu L . Na początku prąd obwodu wzrasta według krzywej wykładniczej. Po zadziałaniu wyzwalacza nadprądowego w chwili t_w i upływie czasu własnego otwierania wyłącznika następuje otwarcie jego zestyku i pojawia się na nim napięcie łuku u_l . Wskutek siły wydmuchu elektromagnetycznego, zależnej od długości łuku i pola magnetycznego w komorze, wzrasta ono w określonym czasie od wartości początkowej rzędu kilkunastu woltów do wartości przekraczającej napięcie zasilania U .

W pierwszej fazie wyłączenia wzrastające napięcie łuku u_l powoduje ograniczenie wzrostu prądu zwarciovego do poziomu poniżej prądu spodziewanego i_s . W drugiej fazie nadal wzrastające napięcie łuku powoduje sprowadzenie prądu do zera. Jak wynika z rys. 1, w pierwszej fazie wyłączenia napięcie u_L jest przeciwnie skierowane do napięcia zasilającego U , a w drugiej fazie jest zgodne z tym napięciem. Poniższe równania przedstawiają bilans napięć w charakterystycznych chwilach, odpowiednio: t_1 , t_0 , t_2 :

$$\text{dla } t_1 \quad u_l = U - u_{R1} - u_{L1} \quad (1)$$

$$\text{dla } t_0 \quad u_{l0} = U - u_{R0} \quad (2)$$

$$\text{dla } t_2 \quad u_{l2} = U - u_{R1} + u_{L2} \quad (3)$$

Podczas wyłączenia bilans energii można wyrazić poniższym równaniem:

$$W_l = W_E + W_L - W_R \quad (4)$$

gdzie:

W_l – energia wydzielona w łuku wyłączeniowym,

W_E – energia dostarczona przez źródło,

W_L – energia magnetyczna obwodu,

W_R – energia wytracona na rezystancjach obwodu.

Maksymalna wartość napięcia u_l jest zależna od konstrukcji komory gaszeniowej wyłącznika. Nowoczesne komory gaszeniowe szczelinowo-płytkowe ograniczają napięcie łuku do wartości około $2,5 U$ ze względu na narażenia napięciowe innych elementów obwodu. Wartość ta ma zasadniczy wpływ na stromość malenia prądu do zera po jego przejściu przez maksimum. Im wartość tego napięcia jest większa, tym szybsze malenie prądu. Jednak w pierwszej fazie wyłączenia łuk pali się w obszarze układu stykowego, jest stosunkowo krótki i występuje na nim powolny wzrost napięcia łuku ze względu na niewielką siłę wydmuchu elektromagnetycznego. Siła ta zaczyna szybko wzrastać dopiero przy dużej wartości prądu, powodując wydłużenie łuku. Wówczas na jej wzrastającą wartość dodatkowo wpływa wydłużanie łuku i jego chłodzenie w komorze.

Stosunkowo wolny wyzwalacz nadprądowy z przychwytem elektromagnetycznym, sprężynowy napęd otwierający charakteryzujący się długim czasem własnym oraz niewielki wzrost napięcia łuku w pierwszej fazie wyłączenia skutkują słabym ograniczeniem prądu zwarciovego w typowych obwodach DC. Szybszy napęd, zmniejszający czas własny otwierania, spowodowałby niewielkie obniżenie obecnie wysokiego współczynnika ograniczenia prądu, jednak w tej konstrukcji wyłącznika taka zmiana nie jest możliwa.

Inne metody wyłączenia prądu stałego stwarzają możliwości uzyskania małego współczynnika ograniczania prądu oraz znacznego skrócenia czasu wyłączenia prądów zwarciovych. Przykładowo zostanie omówiona metoda wyłączenia przeciwprądem zastosowana w próżniowym wyłączniku hybrydowym.

1.2. Wybrane metody i zjawiska w obwodach DC wyłączanych metodą komutacji wymuszonej KW

Łączniki hybrydowe wyróżniają się dość zwięzłym pod względem gabarytów głównym elementem łączeniowym oraz dodatkowymi podzespołami niezbędnymi do wyłączenia obwodu. Z powodu zastosowania przynajmniej kilku podzespołów biorących udział w wyłączaniu, można mówić o wieloetapowym wyłączaniu obwodu prądu stałego. Rodzaj i liczba tych podzespołów będzie zależać od metody wyłączania wykorzystywanej w danym łączniku. Można wyróżnić następujące metody wyłączania [1], [2]:

1. AEP (Aktywy Element Półprzewodnikowy) w której podczas procesu wyłączania następuje komutacja prądu płynącego w łączniku głównym do równoległe do niego przyłączonego półprzewodnika, np. IGBT lub GTO, który po krótkotrwałym przewodzeniu wyłącza obwód.
2. IPP (Impuls Przeciwprądu), w której do łącznika głównego jest równoległe dołączona gałąź z zasobnikiem energii, która przejmuje prąd główny i oscylacyjnie wyłącza obwód.
3. PSK (Pasywny System Komutacji), gdzie podczas wyłączania gałąź rezonansowa LC wywołuje sztuczne przejście prądu przez zero.
4. IPN (Impuls Przeciwnapięcia), w której powietrzny transformator, połączony szeregowo z odbiornikiem, generuje impuls napięcia o kierunku przeciwnym do napięcia źródła.
5. IPM (Impuls Pola Magnetycznego), gdzie prąd w komorze próżniowej jest wyłączany impulsem poprzecznego pola magnetycznego pochodzącego z zewnętrznego generatora.

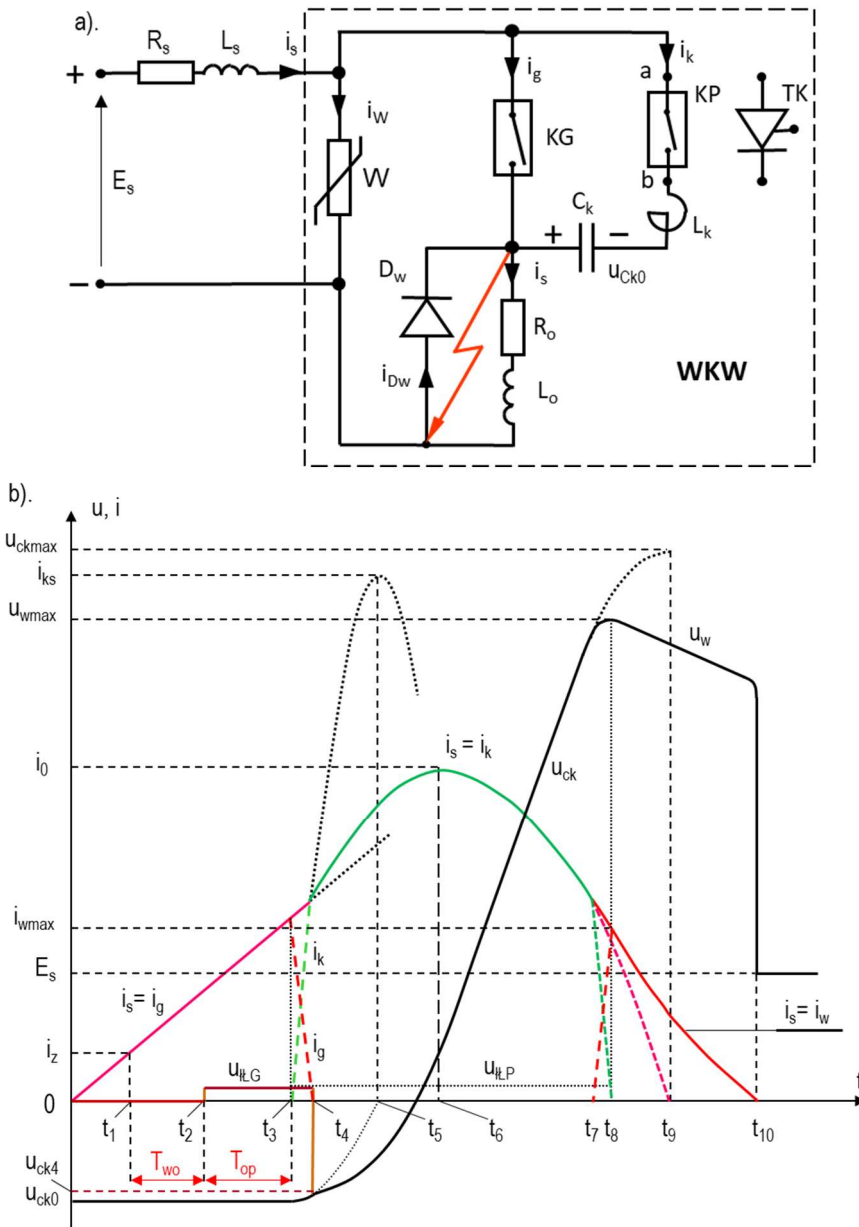
Metody, które łącznik wykorzystuje do wyłączenia obwodu, można sklasyfikować ze względu na wprowadzaną do łącznika dodatkową energię:

1. KN (Komutacja Naturalna), do których zalicza się metody (AEP, PSK) - brak zewnętrznej energii.
2. KW (Komutacja Wymuszona), gdzie łącznik wprowadza do obwodu energię pochodzącą z zewnętrznego generatora.

Głównym podzespołem łącznika hybrydowego jest komora próżniowa. Do jej otwierania jest wykorzystywany napęd indukcyjno-dynamiczny NID, gwarantujący przyspieszenia rzędu dziesiątek tysięcy $\frac{m}{s^2}$, co skutkuje uzyskaniem czasu własnego otwierania rzędu kilkuset μs . Przy użyciu łącznika hybrydowego z NID, wykorzystującego metodę KW lub KN, wyłączenie obwodu prądu stałego jest możliwe w czasie rzędu kilku milisekund. W porównaniu z klasycznym łącznikiem magnetykowym pozwala to na silne ograniczenie prądu zwarciovego w obwodzie.

Napęd indukcyjno-dynamiczny, będący przedmiotem monografii, znalazł zastosowanie w łącznikach wykorzystujących komutację wymuszoną – IPP, a także komutację naturalną – AEP. Pozostałe metody wyłączania stwarzają szereg technologicznych problemów decydujących o ich skomplikowanej budowie, rzutującej na eksploatację i na koszty wytworzenia łącznika [2]. Stąd w dalszej części rozdziału zostanie pokrótce wyjaśnione działanie łączników opartych na zasadach IPP oraz AEP.

Na rys. 2a przedstawiono uproszczony schemat obwodu trakcyjnego łącznika z komutacją wymuszoną, a na rys. 2b przedstawiono stylizowane przebiegi napięć i prądów podczas wyłączania.



Rys. 2. Uproszczony schemat obwodu trakcyjnego z wyłącznikiem ultraszybkim WKW, próżniowym (KP) lub hybrydowym (TK).

WKW – wyłącznik z komutacją wymuszoną: R_s , L_s – parametry sieci, R_o , L_o – parametry odbiornika, KG – komora główna, KP – komora pomocnicza w obwodzie przeciwpądu lub TK – tyrystor w obwodzie przeciwpądu, L_k , C_k – pojemność i indukcyjność obwodu komutacyjnego, D_w – dioda wsteczna, W – warystor; b) stylizowane przebiegi prądów i napięć; napięcia: E_s – zasilające, u_{Ck0} –

początkowe na kondensatorze komutacyjnym, u_{ck4} – na kondensatorze komutacyjnym w chwili t_4 , u_{ckmax} – maksymalne napięcie przy braku warystora, u_w – napięcie na warystorze; prądy: i_s – sieci, i_g – komory głównej, i_k – w obwodzie komutacyjnym, i_{ks} – maksymalny obwód komutacyjnego, i_o – ograniczony, i_w – warystora, i_{wmax} – maksymalny warystora, i_z – zabezpieczenia nadprądowego; chwile czasowe: t_1 – zadziałania zabezpieczenia nadprądowego, t_2 – otwarcia komory głównej KG i zapłonu łuku, t_3 – zamknięcia komory pomocniczej KP i wystąpienia przeciwprądu, t_4 – zgaszenia łuku w komorze głównej KG, t_5 – wystąpienia maksymalnej wartości prądu w obwodzie komutacyjnym w warunkach granicznych, t_6 – ograniczenia prądu sieci, t_7 – początku komutacji prądu do warystora, t_8 – zgaszenia łuku w komorze pomocniczej KP, t_9 – wyłączenia prądu bez udziału warystora (duże napięcie), t_{10} – wyłączenia prądu obwodu przez warystor: czasy charakterystyczne dla wyłącznika: T_{wo} – czas własny otwierania, T_{op} – czas opóźnienia komutacji.

Źródło: opracowanie własne na podstawie: [1], [2].

W chwili t_1 zabezpieczenie nadprądowe wykrywa przekroczenie zadanej wartości prądu i_z i sterownik wysyła komendę otwórz do napędu ŁG. W chwili t_2 zestyk główny otwiera się, a na jego stykach zapala się łuk elektryczny o napięciu u_{kKG} . Po zadanym czasie, w chwili t_3 sterownik załącza gałąź przeciwprądu (zamykają się styki komory KP lub zostaje wysterowany tyrystor TK) i rozpoczyna się wymuszona napięciem u_{ck0} komutacja prądu z obwodu głównego do obwodu pomocniczego, trwającą do chwili t_4 . W przedziale $t_4 - t_7$ następuje oscylacyjne przeładowanie kondensatora komutacyjnego C_k prądem $i_s = i_k$, który osiąga wartość maksymalną w chwili t_5 . Częstotliwość tej oscylacji zależy nie tylko od parametrów łącznika, ale również od indukcyjności L_s wyłączanego obwodu. Indukcyjność ta będzie wymuszać zadziałanie ogranicznika przepięć W , które jest widoczne w chwili t_8 . Napięcie na warystorze w przedziale czasowym $t_8 - t_{10}$ powoduje dojście prądu do zera, co kończy sekwencję wyłączeniową. Przy łączniku WKW najczęściej następuje dwukrotna komutacja prądu – z łącznika głównego ŁG do gałęzi pomocniczej oraz z gałęzi pomocniczej do ogranicznika przepięć, kończącego proces wyłączenia.

Przechodząc do przedmiotu niniejszego opracowania, jakim jest napęd stosowany w próżniowych członach łączeniowych, należy skupić się na dwóch charakterystycznych dla nich przedziałach czasowych, ściśle związanych z parametrami stosowanego napędu. Są to czas własny otwierania T_{ow} oraz prędkość rozchodzenia się styków, zapewniająca w chwili t_4 właściwą odległość pomiędzy stykami komory głównej KG.

Jak wynika z rys. 2b, w chwili t_4 zgaszenia łuku elektrycznego na stykach komory próżniowej KG, pojawia się napięcie u_{c4} , zależne od wartości wyłączanego prądu, zmienne w szerokich granicach. Napięcie to nie może spowodować przebicia osiągniętej w chwili t_4 przerwy zestykowej, wymuszanej napędem indukcyjno-dynamicznym współpracującym z komorą próżniową. Stąd konieczność wprowadzenia czasu opóźnienia T_{op} , charakterystycznego dla danego typu wyłącznika, po którym może nastąpić komutacja prądu z obwodu głównego z komorą KG do obwodu pomocniczego z komorą KP. Proces ten zachodzi w czasie od kilku do kilkunastu mikrosekund, ponieważ początkowa stromość przeciwprądu jest o blisko dwa rzędy większa od stromości prądu obwodu.

Te dwa parametry T_{wo} i T_{op} determinują czas trwania całego procesu łączeniowego i rzutują na wartość prądu ograniczonego.

2. PRÓŻNIOWY CZŁON ŁĄCZENIOWY Z NAPĘDEM INDUKCYJNO-DYNAMICZNYM (NID)

Zasada działania łącznika hybrydowego prądu stałego, która w porównaniu z metodami klasycznymi ogromnie skraca czas palenia się łuku elektrycznego, wymusza zastosowanie medium zapewniającego szybki wzrost wytrzymałości elektrycznej przerwy zestykowej. Komory gaszeniowe wypełnione gazem elektrycznym, takim jak np. sześćiofluorek-siarki, zwiększają gabaryty i koszt urządzenia, stawiając dodatkowe wymagania dla przyszłego użytkownika.

Dotychczasowym ograniczeniem komór próżniowych dostępnych na rynku była wartość ich prądu znamionowego. W ostatnich latach producenci zaproponowali komory próżniowe o prądzie znamionowym do 6300A [3] dla zaspokojenia potrzeb rynkowych pojawiających się wraz z rozwojem technologii oraz wzrostem przesyłanych mocy. Poszerzyło to liczbę potencjalnych zastosowań oraz zrodziło potrzebę efektywnego napędu, który będzie w stanie spełnić następujące wymagania:

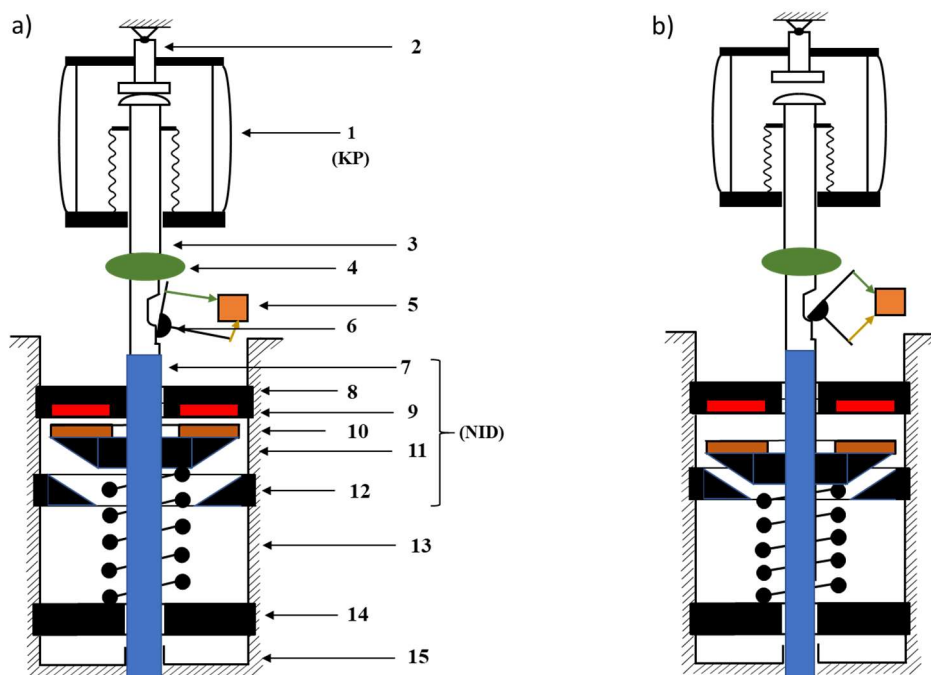
- zapewnić jak największą przerwę zestykową w jak najkrótszym czasie,
- zapewnić możliwie najkrótszy czas własny podczas otwierania.

Należy pamiętać, że wymienione parametry każdego napędu będą maleć wraz ze wzrostem docisku zestyku głównego oraz masy elementów ruchomych narzuconych przez znamionowe napięcia i prąd ciągły.

Szeroko spotykane w klasycznych łącznikach napędy mechaniczne (sprężynowe), czy elektromagnetyczne nie są w stanie sprostać wyżej wymienionym wymaganiom. Rozwiązaniem jest napęd indukcyjno-dynamiczny, w których siła napędowa powstaje w wyniku elektrodynamicznego oddziaływania na siebie dwóch uzwojeń przewodzących prąd w przeciwnych kierunkach. Ze względu na rodzaj uzwojeń można wyróżnić następujące rodzaje napędów indukcyjno-dynamicznych:

1. NID składający się z zamontowanej cewki oraz uzwojenia zwarte, które jest elementem ruchomym wykonanym w całości z miedzi, aluminium lub z połączenia tych dwóch materiałów oraz z materiałów izolacyjnych mających na celu zmniejszenie masy.
2. NID składający się z dwóch cewek połączonych szeregowo, ułożonych jedna obok drugiej, gdzie rolę elementu ruchomego spełnia jedna z cewek.
3. NID składający się z elastycznego profilu rozszerzającego się pod wpływem przepływu prądu w wyniku działania sił elektrodynamicznych.

Najprostszym rozwiązaniem jest napęd opisany w punkcie 1, który jest przedmiotem niniejszej rozprawy. W porównaniu do pozostałych rozwiązań posiada on szereg własności odpowiadających postawionym wyżej wymaganiom, ale także pozwalających na spełnienie wymogu niezawodnej i bezobsługowej pracy. Napęd ten jest zasilany z baterii kondensatorów. Impuls prądu o dużej częstotliwości przepływający przez uzwojenia cewki indukuje siłę elektromotoryczną w dysku, co wymusza powstanie w nim prądów wirowych. Pomiędzy dwoma przewodnikami przewodzącymi prąd w przeciwnym kierunku zaczyna oddziaływać siła elektrodynamiczna powodująca przemieszczenie dysku.



Rys. 3. Szkic członu łączeniowego PCŁ z napędem NID i centralnie umieszczoną sprężyną dociskową: a) w stanie zamkniętym, b) w stanie otwartym.

Oznaczenia: 1 – komora próżniowa; 2, 3 – zaciski przyłączeniowe; 4 – izolator; 5 – sterownik zamka; 6 – zamek; 7 – pręt napędowy; 8 – wspornik cewki napędu; 9 – cewka napędu; 10 – dysk stanowiący zwarte uzwojenie; 11 – wspornik dysku; 12 – zderzak; 13 – sprężyna dociskowa; 14 – podpora sprężyny; 15 – obudowa.

Źródło: opracowanie własne na podstawie: [2].

Napęd indukcyjno-dynamiczny (NID) w połączeniu z komorą próżniową (KP) stanowią próżniowy człon łączeniowy (PCŁ), pokazany na rys. 3, który jest jednym z dwóch głównych podzespołów łącznika hybrydowego. W górnej części próżniowego członu łączeniowego znajdują się przyłącze styku nieruchomego. Dysk napędu poprzez pręt napędza znajdujący się w próżni styk ruchomy, który przyłączony jest pośrednio przez połączenia podatne do zacisku ujemnego. Widoczny pod komorą próżniową izolator ma za zadanie odizolowanie obwodu głównego od obwodu napędu.

Kolejnym niezbędnym elementem PCŁ jest zamek umożliwiający pozostanie ze styku w pozycji otwartej po zadziałaniu napędu. Docisk główny zapewniony jest przez jedną sprężynę umieszczoną bezpośrednio pod środkiem dysku (rys. 3). Ostatnim elementem wartym uwagi z punktu widzenia działania napędu jest zderzak, który ogranicza przemieszczenie elementów ruchomych.

Napędy NID stosowane w próżniowych członach łączeniowych na prądy znamionowe do 6300 A, które charakteryzują się dużymi masami elementów ruchomych oraz dużymi dociskami styków wzrastającymi wraz ze wzrostem prądu znamionowego, powinny być tak dobrane, aby w każdym przypadku zapewnić jak najkrótszy czas własny otwierania oraz nadać elementom ruchomym członu prędkość powyżej 1 m/s.

3. DOTYCHCZASOWY STAN WIEDZY Z ZAKRESU NAPĘDÓW INDUKCYJNO-DYNAMICZNYCH

W ostatnich latach powstało wiele prac poruszających temat wyłączania obwodów elektrycznych prądu stałego, mających zastosowanie w różnych gałęziach przemysłu. Autorzy opracowania [4] dokonali analizy dostępnych zabezpieczeń sieci trakcyjnych, wskazując wyłącznik hybrydowy jako jedno ze skuteczniejszych środków. W artykułach [5], [6] autorzy przedstawili koncepcje trakcyjnych łączników hybrydowych, podkreślając potrzebę wykorzystania zalet napędu szybkiego. Łączniki tego typu znajdują również zastosowanie w rozwiązaniach morskich [7]–[9], a także jako zabezpieczenie w obiektach zasilanych średnim napięciem [10], [11].

Rozwój technologii odnawialnych źródeł energii oraz podniesienie efektywności produkcji energii skutkuje zwiększonym zainteresowaniem dotyczącym linii przesyłowych HVDC (*High Voltage, Direct Current*). Pojawia się problem integracji tego typu źródeł z krajowym systemem energetycznym [12], [13]. W opracowaniach [14]–[16] autorzy wskazują, że brak odpowiedniego łącznika hybrydowego hamuje rozwój tego typu linii. Z kolei autorzy artykułów [17]–[29] przedstawiają wyniki analizy zabezpieczeń linii HVDC wskazując, że łączniki hybrydowe są jednym z najskuteczniejszych rozwiązań.

Podobnie jak w przypadku łączników trakcyjnych, również z punktu widzenia rozwiązań przeznaczonych zarówno dla HVDC, jak i MVDC, ważnym podzespołem jest odpowiednio szybki napęd łącznika zestykowego [30]–[32]. W artykułach [33], [34] autorzy dyskutowali nad zabezpieczaniem linii HVDC zasilającej farmę wiatrową. Konkretnie rozwiązanie o takim zastosowaniu przedstawiono w opracowaniu [35], gdzie autorzy pokazali prototyp łącznika, który został zbudowany z myślą o pracy z linią HVDC łączącą nabrzeżne farmy wiatrowe z systemem energetycznym na prowincji Zhejiang w Chinach. Prototyp łącznika hybrydowego HVDC pokazali także autorzy artykułów [36]–[41]. W literaturze można spotkać również propozycje rozwiązań półprzewodnikowych [42], [43] a także hybrydowe na niższe napięcia [44], [45]. Aparaty elektryczne będące w stanie wyłączyć prąd stały są poszukiwane również do zabezpieczeń paneli fotowoltaicznych [46], elementów wchodzących w skład smart gridu [47]–[49], przemysłu IT, gdzie powstają koncepcje zasilania serwerowni napięciem DC [50] czy nawet mniej popularnych zastosowań, takich jak zabezpieczenie cewki Tokamaka [51]–[53].

Podsumowując, rozwój technologii oraz świadomości ekologicznej rodzi potrzebę kontynuowania prac nad aparatami elektrycznymi prądu stałego, przeznaczonymi do szerokiego kręgu odbiorców, w szczególności nad działającymi na zasadzie przeciwprądu łącznikami hybrydowymi lub próżniowymi zawierającymi typowe komory próżniowe prądu przemiennego średniego napięcia otwierane ultraszybkim napędem indukcyjno-dynamicznym NID.

Na świecie w kilku ośrodkach naukowo-badawczych, zajmujących się zagadnieniem wyłączania obwodów prądu stałego, podjęto próbę wykorzystania NID jako napędu zestyku głównego. Chang Peng i inni [54]–[58] opisali próżniowy człon łączeniowy znamionowany na napięcie 15 kV i prąd ciągły 630 A. Zastosowano w nim dwucewkowy napęd bezzamkowego członu łączeniowego, w którym płaska sprężyna bistabilna utrzymuje styk ruchomy w skrajnych położeniach, a także wymusza siłę docisku

zestykowego w stanie zamknięcia. Napęd poddano testom trwałości mechanicznej, podczas których wykonano jedynie 200 cykli przedstawieniowych otwórz (O) – zamknij (Z). Prototypowym łącznikiem hybrydowym w warunkach laboratoryjnych wyłączono prąd stały o amplitudzie 100 A.

Źródłem zasilania cewki napędu była bateria kondensatorów o pojemności $C = 2$ mF ładowana do napięcia $U = 300$ V. Uzyskano czas własny otwierania około 300 μ s oraz średnią prędkość elementów ruchomych równą $v = 1,3$ m/s. W artykule brakuje odniesienia do wartości podstawowych parametrów badanego członu zestykowego, jakimi są masa elementów ruchomych i siła docisku zestykowego [54].

W publikacjach [54]–[58] autorzy prowadzą teoretyczne rozważania dotyczące wybranych typów obwodów zasilających cewkę napędu w oparciu o model wykonany w oprogramowaniu MES. Pogrupowano je na jednoimpulsowe (JI) i wieloimpulsowe (WI). Najbardziej popularne i często stosowane obwody JI przedstawiono w wybranych konfiguracjach, z diodą wsteczną oraz dodatkowo z diodą na tyrystorze, uzyskując w ten sposób okresowy przebieg prądu w cewce napędu. Potwierdzono znany wpływ diody zwrotnej umieszczonej na cewce, powodującej wydłużenie czasu trwania wymuszenia i wzrost siły rozwijanej przez napęd (zauważono jej wzrost). Uznano, że obwody WI z dwoma kondensatorami i dwoma tyrystorami wymuszające kilka impulsów prądowych w cewce napędu są dość skomplikowane i nie wpływają w sposób zasadniczy na rozwijane przez napęd siły.

W kolejnej publikacji [57] Chang Peng i inni badali wpływ na siłę napędową parametrów źródła oraz parametrów konstrukcyjnych napędu, takich jak: pojemności kondensatorów, grubości dysku, przekroju okrągłego drutu, z którego nawinięto cewkę oraz wymiaru szczeliny pomiędzy cewką a dyskiem. Niestety, wnioski z tych badań są zbyt powierzchowne oraz niezgodne z teorią i praktyką. Pomimo pozornie szerokiego zakresu prowadzonych badań, brak odniesienia do podstawowego parametru napędu, jakim jest jego sprawność.

W opracowaniu Jesper Magnusson i inni [59] przedstawili koncepcję napędu NID, który jest przeznaczony do pracy w członie łączeniowym wyposażonym w komorę gaseńiową wykorzystującą sześćiofluorek siarki, pracującą jako wyłącznik w liniach przesyłowych HVDC (*High Voltage Direct Current*). Na tym etapie autorzy opisali wyniki symulacji dwuwymiarowego, osiowo-symetrycznego modelu NID dla dwóch typów napędów, a mianowicie z cewką napędu współpracującą z uzwojeniem zwartym (TC) oraz dwoma cewkami połączonymi szeregowo (DSC). Wyliczono m.in. przebieg prędkości dysku w czasie dla wybranych pojemności kondensatorów oraz gęstości prądu w podzespołach napędu. Porównano sprawności uzyskane w tych rozwiązaniach wykorzystując wzór:

$$\eta = \frac{mV^2}{CU^2} \quad (5),$$

gdzie:

m – masa elementu ruchomego,

v – prędkość elementu ruchomego,

C – pojemność baterii kondensatorów,

U – napięcie początkowe kondensatorów.

Korzystając z obliczeń MES otrzymano teoretyczne wartości sprawności odpowiednio: w pierwszym typie napędu 53%, zaś w drugim typie z cewką zamiast dysku

85%. W obliczeniach sprawności nie zostały uwzględnione straty energii wynikające z impedancji falowej obwodu oraz docisku głównego, zmniejszające prędkość elementów ruchomych. W dodatku pominięto masę ważnych – z punktu widzenia działania członu łączeniowego – elementów ruchomych, takich jak styk ruchomy oraz izolator. Jedynym elementem ruchomym był dysk wraz z prętem napędowym. Nie została również uwzględniona masa styku ruchomego. Autorzy stwierdzają, że możliwe jest zwiększenie sprawności jedynie poprzez ograniczenie stromości prądu w napędzie oraz ograniczenie przemieszczenia napędu.

W [59] autorzy kontynuując rozważania sprawdzili na stanowisku laboratoryjnym, wyposażonym m.in. w kamerę szybką, zachowanie się dwóch rodzajów napędów NID, odpowiednio z dyskiem wykonanym z miedzi oraz aluminium. Cewkę wykonaną z 20 zwojów zasilano z baterii kondensatorów $C = 11 \text{ mF}$, ładowanej do napięcia zmiennego w zakresie $(300 \div 900) \text{ V}$. W powyższych warunkach uzyskano prędkości zawarte w granicach $v = (2 \div 17) \text{ m/s}$. W kondensatorze zgromadzono dużą energię rzędu 5000 J , a sprawność rzeczywistego obiektu nie przekroczyła 5%. W porównaniu z wynikami uzyskanymi przy pomocy oprogramowania typu MES, dla wyższych prędkości widoczne są różnice dochodzące do 2 m/s . Autorzy tłumaczą ten fakt mniejszą stabilnością i niewystarczającą sztywnością dysku. Podano wykresy uzyskanych prędkości dysku wykonanego z Cu i Al na których widać, że w przypadku dysku Al uzyskane prędkości są kilka razy większe niż dla dysku Cu, co jest sprzeczne z teorią, a nie zostało wyjaśnione. Podsumowując, przedstawione w artykule informacje są bardzo teoretyczne, nie mają związku z praktyką i nie stanowią pomocy dla konstruktorów ultraszybkich napędów do pracy w członach łączeniowych.

Weijie Wen i inni w publikacji [60] przedstawili analizę teoretyczną napędu NID, prowadząc symulację w oparciu o metodę MES. Analizowano współpracę napędu z płaską sprężyną pełniącą rolę bistabilnego zamka, utrzymującego układ łączeniowy w skrajnych położeniach. W badanym układzie o skoku 26 mm , dla zmniejszenia energii kinetycznej wydzielanej na zderzaku przez masę styku ruchomego, przemieszczającą się z prędkością o wartości $(8 \div 12) \text{ m/s}$, zastosowano w napędzie drugą tzw. cewkę hamującą prędkość po przejściu sprężyny przez martwe położenie, czyli po przemieszczeniu elementów ruchomych o około 13 mm . Obliczenia i badania prowadzono dla napędu przeznaczonego do współpracy ze stykiem o dużym skoku roboczym.

Również autorzy S.H. Park i inni [61] prowadzili symulację modelu 2D NID w układzie osiowo-symetrycznym w oprogramowaniu wykorzystującym metodę MES. Autorzy skoncentrowali się na porównaniu wyników przemieszczenia uzyskanych z symulacji i pomiarów.

Cewkę napędu wykonaną z 20 zwojów zasilono z baterii kondensatorów o pojemności 100 mF naładowanej do napięcia 300 V , gromadząc w niej energię elektryczną o wartości 4500 J . Przy szczelinie między dyskiem a cewką napędową równej $1,5 \text{ mm}$ uzyskano czas własny otwierania około $800 \mu\text{s}$. Autorzy nie komentują przyczyn uzyskania tak dużej wartości czasu własnego otwierania przy tak dużej energii zgromadzonej w kondensatorze napędu sugerując przy tym, że decydująca jest masa. Również druga uwaga dotycząca negatywnego wpływu wzrastającej indukcyjności układu w czasie przemieszczania się dysku nie jest trafna, zwłaszcza w analizowanym układzie badawczym, w którym czas półfali prądu przepływającej przez cewkę napędu można oszacować na poziomie ponad 4 ms . Uzyskiwane przemieszczenia elementów ruchomych

o wartościach kilkunastu mm świadczy o tym, że przeznaczeniem badanego napędu są łączniki zestykowe o dużych wartościach skoku, inne niż komory próżniowe.

W opracowaniu [62] Zhuangxian Jian i inni przedstawili wyniki symulacji dla osiowo-symetrycznego modelu 2D omawiając szereg czynników wpływających na siłę napędową, takich jak: szczelina między dyskiem a cewką, grubość dysku, indukcyjność cewki, pojemność kondensatora oraz wartość napięcia, do którego jest on ładowany. Nie analizowano wpływu zmiany tych parametrów na obwód zasilający i sprawność napędu. Model został przygotowany w celu zbudowania napędu odpowiedniego dla członu łączeniowego z zestykiem napowietrznym.

D.S. Vilchis-Rodriguez i inni w artykułach [63], [64] przedstawili analizę wybranych napędów szybkich, możliwych do zastosowania w członach łączeniowych. Teoretyczne rozważania dotyczące NID są jednym z wielu przedmiotów ww. artykułu. W celu zwiększenia sprawności tego typu napędów proponują ciekawą koncepcję, jaką jest cewka poruszająca się pomiędzy dwoma dyskami przymocowanymi na stałe. W użytym modelu 2D, wykorzystując oprogramowanie MES, sprawdzili działanie takiego napędu. Sprawność urządzenia szacowano na podstawie energii działającej jedynie na masę cewki. Uzyskane wartości przemieszczeń (ok. 20 mm) oraz prędkości (do 11 m/s) nie wskazują na możliwość użycia takiego napędu do współpracy z komorami próżniowymi. Nie wyjaśniono sposobu połączenia ruchomej cewki z podzespołami układu stykowego.

Dong Kuk Lim i inni w pracy [65] przedstawili konstrukcję zwiernika, którego zadaniem jest zwarcie do masy szyny przewodzącej prąd elektryczny. Jako napęd wykorzystano w nim NID. Odpowiednio ukształtowany dysk, oprócz dotychczasowej roli, jaką spełnia w napędzie, stanowi jednocześnie styk ruchomy. W artykule autorzy w oparciu o symulację w oprogramowaniu MES rozpatrzyli wpływ na prędkość: materiału dysku, wymiarów dysku oraz gęstości prądu w cewce. Brakuje konkretnych informacji o modelu i o prototypie (wymiary, pojemność kondensatorów, liczba zwojów, osiągnięte prędkości, przebyta droga, czasy własne).

Człon łączeniowy z komorą gaszeniową wykorzystującą SF₆ był przedmiotem opracowania [66], przygotowanego przez Yifei Wu i innych. Gaz otacza nie tylko sam zestyk, ale również napęd NID. Rosnące podczas otwierania ciśnienie spowalnia ruch elementów ruchomych, ale jednocześnie spełnia rolę hamulca. Autorzy skoncentrowali się na odpowiednim ukształtowaniu przepływów w obrębie cylindra, w którym porusza się napęd.

W rozprawie doktorskiej [32] autorstwa prof. Jankowskiego podjęto tematykę opracowania modelu polowo-obwodowego dla NID. Dokładność zaproponowanego modelu zweryfikowano poprzez porównanie uzyskanych wyników z fizycznym modelem napędu, składającym się jedynie z cewki oraz dysku. Takie podejście sprawia, że sprawność zależna jest od energii dysku, na którą składa się masa dysku i jego prędkość oraz energia zgromadzona w baterii kondensatorów. Autor za korzystniejszy układ zasilający napęd uważa ten z diodą zwrotną na cewce napędowej. Wskazuje on jednocześnie, że średnica cewki oraz dysku powinna być możliwie zbliżona, zarówno z punktu widzenia sprawności urządzenia, jak i wartości generowanej siły napędowej.

Na dalszym etapie swoich prac badawczych w opracowaniu [67] autor przygotował hybrydowy model obwodowo-polowy CI - FI, który pozwolił na wprowadzenie danych do modelu mechanicznego [68] i analizę sił w dysku. Z kolei w publikacji [69] autor wykonał modele 2D oraz 3D NID-u metodą MES, które następnie porównał ze sobą

i w których zamodelował ruch dysku napędu. Weryfikację prawidłowości modeli 2D/3D autor przeprowadził na podstawie modelu obwodowo-polowego CI, będącego składową modelu hybrydowego przedstawionego w pozycji [67]. Zaimplementowanie ruchu dysku w modelach przygotowanych w oparciu o metodę MES pozwoliło na sprawdzenie wpływu dysku na zjawiska elektromagnetyczne.

Podsumowując aktualny stan wiedzy należy stwierdzić, że powstało wiele opracowań dotyczących napędów NID. W niektórych z nich przedstawiono teoretyczne zagadnienia dotyczące modelu napędu [62]–[64]. W innych zagadnienia te starano się weryfikować w oparciu o prototyp samego napędu [32], [62]–[64] lub użyto ich do przygotowania członu łączeniowego wyposażonego w NID [54]–[56], [59]–[61], [65]. Najczęściej przyjmowane są parametry modelu bez powiązania ze źródłem zasilającym napęd, jego parametrami i zgromadzoną w nim energią elektryczną. Podstawową wielkością uzyskiwaną z symulacji, praktycznie niezauważaną przez badaczy, jest rozwijana przez napęd siła, działająca na ruchome masy, którym nadaje ona odpowiednio duże przyspieszenia. To przyspieszenie jest przyczyną nabycia przez ruchome masy prędkości, którą można zmierzyć np. za pomocą kamery cyfrowej, co jest najchętniej stosowane w analizowanych artykułach. Wydaje się, że w ten sposób zostaje pominięta najważniejsza cecha tego typu napędu, mianowicie jego zdolność do nadania masom z nim związanym przyspieszeń tysiące razy większych od przyspieszenia ziemskiego.

Opracowania dotyczące zagadnień teoretycznych jak i praktycznych zostały wykonane z myślą o pracy napędu w członie łączeniowym wykorzystującym główny element łączeniowy inny niż próżniowy [59]–[66] (najczęściej SF₆). Motywacją autorów była potrzeba zabezpieczania obwodów HVDC [56], [59]–[61], a osiągnięte przez elementy ruchome znaczne prędkości i energie dodatkowo powodowały poszukiwanie rozwiązań na jej wytracanie, a następnie zapewnienie pozycji otwartej dla zestyku [55], [60], [66].

W opracowaniach [54], [55] przedstawiono wyniki trwałości mechanicznej proponowanego przez autorów członu łączeniowego z komorą próżniową, która polegała na bezprądowym wykonaniu cyklu zamknij – otwórz zaledwie 200 razy, co jest wartością za małą dla rynkowych konstrukcji wyłączników. Wskazuje to na brak rozwiązań członów łączeniowych wyposażonych w napęd NID, a zaprojektowanych do pracy z komorami próżniowymi, których jedynym ograniczeniem dotyczącym trwałości byłaby trwałość łączeniowa samej komory gaszeniowej.

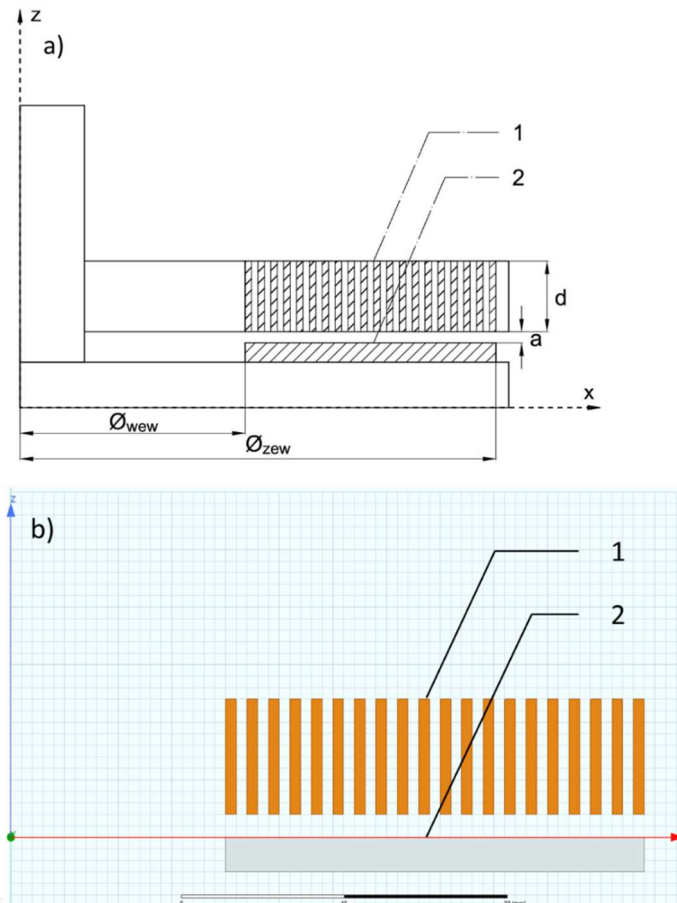
W kilku pracach [32], [54], [55], [59], [62] znaleźć można wskazówki dla projektantów, dotyczące wpływu wymiarów napędu na osiąganą przez niego siłę elektrodynamiczną. Niska sprawność napędu oraz wpływ jego wymiarów na rezystancję i indukcyjność napędu powoduje, że wszelkie dalsze modyfikacje należy rozpatrywać nie tylko bazując na sile napędowej, ale również na obwodzie zasilającym, składającym się z kilku podzespołów.

W opracowaniach [32], [59], [63], [64] analizowana była sprawność NID-u. Ujęta ona była w skali mikro – z całkowitym pominięciem parametrów członu. W takim podejściu o wartości sprawności decydowała masa samego ruchomego pierścienia oraz parametry cewki napędu, jak i zasilających ją kondensatorów. Zadanie napędu w członie łączeniowym, jakim jest otwarcie zestyku, utrudniają masy elementów ruchomych oraz docisk główny - zależne od prądu, na jaki znamionowany jest główny tor prądowy. Te dwa elementy znacząco wpływają na sprawność napędu działającego w rzeczywistych warunkach.

W łącznikach niskich i średnich napięć bardzo dużą rolę odgrywa wykorzystanie technologii próżniowej. Spowodowane jest to jej rozwojem, który pozwolił na konstrukcję komór próżniowych AC na prądy znamionowe 6300 A i napięć do 17,5 kV. Podstawową zaletą próżni jest bardzo duża wytrzymałość statyczna przerwy zestykowej, co pozwala skrócić czas wyłączenia prądu AC (gaszenia łuku, w szczególności dyfuzyjnego). Operacja ta może się odbyć już przy przerwie zestykowej ≤ 2 mm. Rosnąca wartość prądów znamionowych narzuca wzrost mas zestyku oraz docisku głównego, pogarszając czas reakcji członu łączeniowego. Dlatego niezbędne staje się zastosowanie impulsowych napędów elektrodynamicznych typu NID. Napęd ten, wraz z komorami próżniowymi AC, jest podstawą uniwersalnych członów łączeniowych, będących w stanie wyłączyć prąd przemienny, ale również pracować jako główny element łączeniowy w łącznikach prądu stałego wykorzystujących metodę komutacji naturalnej i wymuszonej.

4. MODEL 2D NAPĘDU INDUKCYJNO-DYNAMICZNEGO

Zastosowanie w dziedzinie elektrotechniki oprogramowania wykorzystującego metodę elementów skończonych umożliwia w przyjętym modelu, na wstępnym etapie projektowania, obliczenie podstawowych wielkości elektrycznych, takich jak: rezystancja, indukcyjność, pojemność, gęstość prądu, jak również wielkości magnetycznych i sił elektromagnetycznych wzajemnego oddziaływania. Praktycznie jedynym ograniczeniem staje się moc obliczeniowa komputera, narzucająca czas trwania obliczeń. W przypadku oprogramowania *Ansys Maxwell* możliwy jest wybór właściwego dla danego zagadnienia modułu. Rys. 4a przedstawia przekrój modelu 2D napędu NID, który został wprowadzony do oprogramowania MES.



Rys. 4. Przekrój NID przy założeniu symetrii względem osi z: a) szkic modelu; b) model NID w programie *Ansys Maxwell*

1 – cewka napędu, 2 – zwarty dysk wykonany z przewodnika, \varnothing_{wew} – średnica wewnętrzna napędu, \varnothing_{zew} – średnica zewnętrzna napędu, a – szczelina pomiędzy cewką, a dyskiem, d – wysokość drutu cewki napędowej.

Źródło: opracowanie własne.

Biorąc pod uwagę fakt, że zasada działania napędu indukcyjno-dynamicznego opiera się na indukowanych prądach wirowych w toroidalnym dysku pod wpływem zmiennego pola magnetycznego, modelem *Ansysa* właściwym dla zagadnienia jest *Eddy Current*. Wprowadzono do niego geometrię 2D modelu, wykorzystując symetrię obiektu względem osi z oraz upraszczając NID do elementów bezpośrednio biorących udział w generowaniu siły napędowej. Podstawowy model napędu widoczny jest na rys. 4b. Następnie wprowadzono wielkości charakteryzujące własności materiałów cewki napędowej i dysku. Dla zwojów cewki przyjęto miedź, a dla pierścienia dysku aluminium.

W kolejnym kroku definiowano wymuszenie scharakteryzowane amplitudą prądu i jego częstotliwością w każdym zwoju. Dodatkowo, ustawiono warunki brzegowe (typu *balloon*) dla otoczenia, w którym został umieszczony badany obiekt. Moduł *Eddy Current* korzysta z automatycznie generowanej siatki adaptacyjnej zależnej od akceptowalnego, definiowanego przez użytkownika błędu na etapie ustawiania symulacji. Wszystkie wprowadzone dane pozwalają na wyliczenie magnetycznego potencjału wektorowego A oraz potencjału elektrycznego Φ na bazie równań (6) oraz (7) dla danej geometrii [70]:

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} (\nabla \times A) = (\sigma + j\omega\varepsilon)(-j\omega A - \nabla\Phi) \quad (6)$$

$$\int_{\Omega} (\sigma + j\omega\varepsilon)(-j\omega A - \nabla\Phi) d\Omega = I_t \quad (7)$$

gdzie:

A – wektorowy potencjał magnetyczny,

Φ – skalarny potencjał elektryczny,

μ – przenikalność magnetyczna,

ω – pulsacja,

σ – przewodność właściwa,

ε – przenikalność elektryczna,

I_t – całkowity prąd płynący w przewodnikach,

Ω – przekrój przewodnika.

Siła elektromagnetyczna działająca na ruchomy dysk jest wyliczana na podstawie równania (8), w którym występują dwie składowe: F_{AC} oraz F_{DC} , wyliczane w sposób podany w równaniach (9) oraz (10) [70]:

$$F_N = F_{AC} + F_{DC} \quad (8)$$

$$F_{AC} = \frac{1}{2} \int Re|\bar{J} \times \bar{B}| dV \quad (9)$$

$$F_{DC} = \frac{1}{2} \int Re|\bar{J} \times \bar{B}^*| dV \quad (10)$$

gdzie:

J – gęstość prądu w przewodniku,

B – indukcja magnetyczna.

W opracowanym modelu 2D przeprowadzono wieloparametryczną analizę wpływu wielkości konstrukcyjnych napędu oraz parametrów źródła zasilania na wartość siły napędowej F_N , a mianowicie:

- średnicy zewnętrznej napędu \varnothing_{zew} ,
- średnicy wewnętrznej \varnothing_{wew} ,

- wysokości d płaskownika z którego nawinięto cewkę,
- grubości płaskownika z którego nawinięto cewkę,
- szczeliny a pomiędzy cewką napędową, a dyskiem,
- amplitudy prądu zasilającego,
- częstotliwości prądu,
- jednoimpulsowego wymuszenia.

Jakakolwiek zmiana wymiarów konstrukcyjnych powoduje zmianę parametrów elektrycznych napędu, jego indukcyjności i rezystancji, a więc wpływa na częstotliwość prądu cewki. Zmienia się zatem czas trwania wymuszenia ruchu napędu, co uniemożliwia stawianie hipotez, która wielkość decyduje o zmianie siły napędowej. Dlatego przyjęto stałą wartość częstotliwości $f = 1200$ Hz dla wszystkich wariantów symulacji. Wartość ta jest kompromisem pomiędzy wymaganiami układu konstrukcyjnego napędu a wymaganiami układu elektrycznego zasilającego cewkę napędu.

Zbyt duża częstotliwość to zbyt krótki impuls siły napędowej i słabe przełożenie na przemieszczenie elementów ruchomych napędu. Z kolei mała częstotliwość, zapewniająca stosunkowo długi czas działania siły napędowej, wymaga odpowiednio dużej pojemności zasobnika energii elektrycznej. Szerzej wpływ częstotliwości prądu na siłę napędu zostanie zaprezentowany w rozdziale 6.5. Wszystkie ww. wielkości wzajemnie na siebie oddziałują i wpływają na sprawność napędu próżniowego członu łączeniowego, którą można zdefiniować poniższym wzorem:

$$\eta = \frac{E_k}{E_W} \quad (11)$$

gdzie:

E_k – energia kinetyczna dysku,

E_W – energia wypadkowa.

Wprowadzony do oprogramowania model napędu (rys. 4b) oraz wykorzystanie wyżej wymienionych pakietów programu *Ansys* umożliwiają analizę wzajemnego oddziaływania współpracujących ze sobą podzespołów napędu. Napęd ten może współpracować ze wszystkimi dostępnymi na rynku komorami próżniowymi, których prądy znamionowe sięgają wartości ok. 6 kA. Prąd znamionowy komory próżniowej wpływa na wymaganą siłę docisku zestykowego i może ona osiągać wartości rzędu tysięcy niutonów.

Napęd NID w każdym przypadku musi rozwinąć takie impulsowe siły, by nadać elementom ruchomym przyspieszenia umożliwiające uzyskanie czasu własnego otwierania rzędu setek mikrosekund. To wymaganie wpływa na wszystkie parametry napędu oraz na źródło zasilania. Modelowanie pozwala na znalezienie podstawowych związków pomiędzy wymiarami napędu, liczbą zwojów cewki napędu, wartości pojemności kondensatora oraz napięcia, do którego kondensator będzie ładowany, co zostanie opisane w kolejnych rozdziałach.

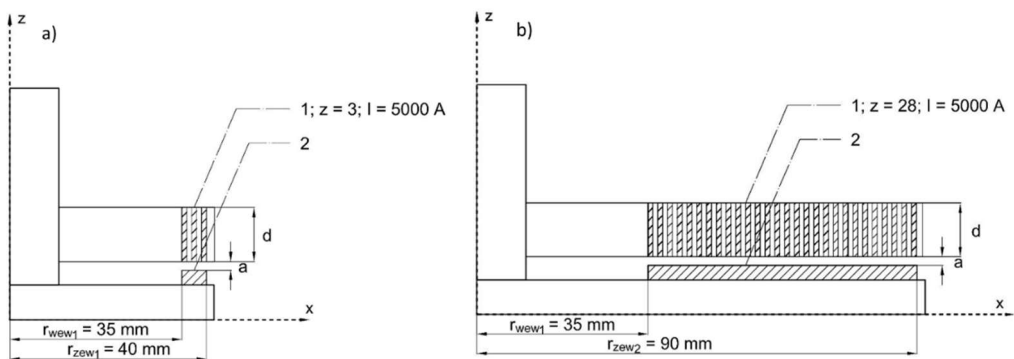
4.1. Wpływ zmian średnic napędu na parametry napędu indukcyjno-dynamicznego

Obliczenia symulacyjne siły rozwijanej przez napęd przeprowadzono kolejno dla zmian średnic:

- wewnętrznej i zewnętrznej przy zmiennej liczbie zwojów oraz stałej wartości amplitudy prądu w cewce napędu, co ma na celu sprawdzenie, jak zmiana liczby zwojów dodawanych lub odejmowanych (zależnie od badanego przypadku) wpływa na wartość generowanej przez napęd siły i jego obwód zasilający.
- jednocześnie wewnętrznej i zewnętrznej przy założeniu stałej liczby zwojów cewki i zmiennej wartości przepływu, co pozwoli sprawdzić wpływ zmiany rozmiarów całego napędu oraz jednocześnie wpływ zmiany parametrów zasilania cewki tj. amplitudy prądu.

4.1.1. Zmiana średnicy zewnętrznej

Na rys. 5 pokazano przekrój modelu napędu o stałej średnicy wewnętrznej i zmiennej średnicy zewnętrznej cewki napędu związanej ze zmianą liczby zwojów, wykorzystanego do analizy wpływu tych parametrów na wartość rozwijanej siły napędowej, przy stałej wartości amplitudy prądu w cewce $I_L = 5 \text{ kA}$. Symulacje wykonano dla zmian liczby zwojów w granicach $(3 \div 28)$ z krokiem 5 zwojów. Na rys. 5 pokazano dwa skrajne przypadki wymiarowe średnicy zewnętrznej – najmniejszej (odpowiadającej 3 zwojom) i największej (odpowiadającej 28 zwojom). Zmiana liczby zwojów powodowała dodatkowo zmianę wartości przepływu Θ cewki napędu. Modelowanie wykonano przy częstotliwości wymuszenia $f = 1200 \text{ Hz}$.



Rys. 5. Szczyt modelu napędu dla symulacji przy zmianach średnicy zewnętrznej cewki napędu: a) $\text{Ø}_{zew} = 80 \text{ mm}$; b) $\text{Ø}_{zew} = 180 \text{ mm}$

Źródło: opracowanie własne.

Utrzymanie stałej wartości częstotliwości powoduje konieczność zmiany pojemności C współpracującej z cewką napędu oraz wartości napięcia u_C , do którego musi być

ładowany kondensator. Stosowane dla każdego z badanych przypadków wartości wielkości siły napędowej podano w tabeli 1. Symulacji i obliczeń dokonano dla sześciu wybranych wartości średnicy zewnętrznej $\varnothing_{zew} = (80 \div 180)$ mm, do których jest przyporządkowana odpowiednia liczba zwojów z .

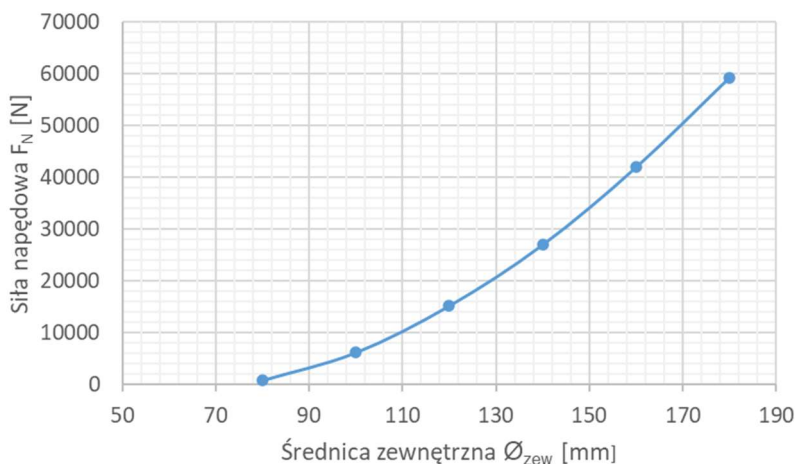
Wykres siły rozwijanej przez napęd pokazano na rys. 6. Z uzyskanych wyników widać, że siła napędowa F_N wzrasta wraz ze wzrostem liczby zwojów, co jest związane ze wzrostem przepływu Θ wytwarzającego pole magnetyczne w dysku. Jej wzrost jest znacznie szybszy niż wzrost energii zgromadzonej w baterii kondensatorów. W rozpatrywanym przypadku krotność wzrostu siły napędowej jest równa 73. Wynika stąd, że siła napędowa wzrosła ponad 2-krotnie. Stąd można wnioskować, że sprawność napędu również będzie wzrastać.

Tabela 1. Zmiana średnicy zewnętrznej NID wraz z dodatkowymi parametrami napędu oraz obrotu zasilającego (dla $I_L = 5$ kA)

Przypadek			1	2	3	4	5	6
\varnothing_{zew} [mm]			80	100	120	140	160	180
Parametr	Jedn.							
1	z	zw	3	8	13	18	23	28
2	Θ	kAzw	15	40	65	90	115	140
3	F_N	N	830	6 530	15 950	28 280	43 230	60 730
4	$\frac{F_{N(z=x)}}{F_{N(z=3)}}$	-	1	7,9	19,2	34	52,1	73,2

$\frac{F_{N(z=x)}}{F_{N(z=3)}}$ – krotność siły napędowej generowanej przez NID z cewką o liczbie zwojów $z = x$ względem cewki o liczbie $z = 3$ zw.; x – liczba zwojów cewki NID odpowiednia dla danej kolumny tabeli.

Źródło: opracowanie własne.



Rys. 6. Zależność siły F_N rozwijanej przez NID od zmiany średnicy zewnętrznej cewki napędowej \varnothing_{zew} przy stałej wartości amplitudy prądu I_L

Źródło: opracowanie własne.

Zwiększenie siły napędowej do 60,7 kN w cewkach o liczbie zwojów mniejszej od 28, czyli w granicach (3 ÷ 23 zwoje), wymaga zwiększenia przepływu prądu, a więc zwiększenia jego amplitudy.

W powyższym przykładzie pokazano, jak liczba zwojów cewki kształtuje siłę napędową. Przy takim podejściu zachodzi zależność pomiędzy siłą napędu, a dwoma parametrami jednocześnie, czyli średnicą oraz przepływem. Obydwa te parametry decydują o wzroście siły napędowej. Pozostaje pytanie, w jaki sposób na siłę wpływa zmiana samego przepływu Θ lub samych średnic napędu przy stałym przepływie.

4.1.2. Jednoczesna zmiana średnicy wewnętrznej oraz zewnętrznej

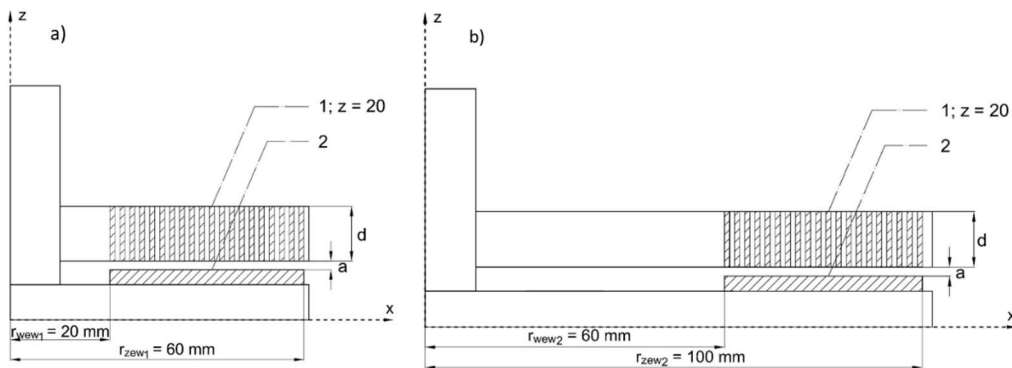
Przyjęto do symulacji cewki napędowe o średnicach wewnętrznych \varnothing_{wew} zmieniających w zakresie (40 ÷ 120) mm, stałym przekroju poprzecznym $S = 40 \text{ mm}^2$, zawierającym stałą liczbę zwojów $z = 20$, zgodnie z tabelą 2.

Tabela 2. Średnice wewnętrzna oraz zewnętrzna cewek wybranych do obliczeń napędów (dla $z = 20$ zw)

Przypadek		1	2	3	4	5
Parametr	Jedn.					
\varnothing_{wew}	mm	40	60	80	100	120
\varnothing_{zew}		120	140	160	180	200

Źródło: opracowanie własne.

W każdej cewce zmieniano wartości przepływu w zakresie (40 ÷ 240) kA_{zw} poprzez zmianę amplitudy prądu płynącego w cewce w granicach (2 ÷ 12) kA. Takie założenia umożliwiły określenie wpływu wartości przepływu i wymiarów cewek na rozwijaną siłę napędu. Ponadto, zgodnie z wcześniejszym założeniem, utrzymywano stałą wartość częstotliwości $f = 1200 \text{ Hz}$.



Rys. 7. Szkice modelu napędu dla symulacji przy jednoczesnej zmianie średnic wewnętrznej oraz zewnętrznej napędu: a) $\varnothing_{wew} = 40 \text{ mm}$; $\varnothing_{zew} = 120 \text{ mm}$

Źródło: opracowanie własne.

Takie wymiary i założenia zaowocowały wprowadzeniem do oprogramowania MES modeli, których szkice dla dwóch skrajnych przypadków pokazano na rys. 7 (dla średnicy $\varnothing_{wew} = 40$ mm – rys. 7a oraz dla $\varnothing_{wew} = 120$ mm – rys. 7b).

Wyniki symulacji zgodnie z wyżej przyjętymi założeniami pokazano w tabeli 3. Z analizy wyników pokazanych w wierszach poziomych uzyskuje się zależność siły rozwijanej przez napęd od wymiarów konstrukcyjnych napędu przy stałej wartości przepływu, a w kolumnach pionowych zależność siły od przepływu przy stałych wymiarach konstrukcyjnych.

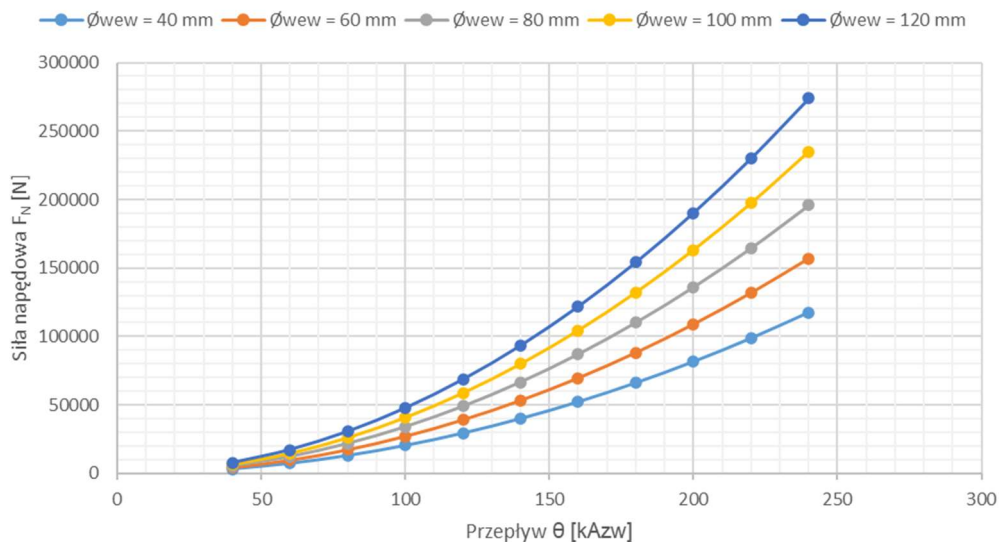
Tabela 3. Wpływ jednoczesnej zmiany średnic na siłę napędową dla przepływów z zakresu $(40 \div 240)$ kAzW przy $f = 1200$ Hz, $z = 20$ zw

Przyp.		1		2		3		4		5	
		\varnothing_{wew}	\varnothing_{zew}	\varnothing_{wew}	\varnothing_{zew}	\varnothing_{wew}	\varnothing_{zew}	\varnothing_{wew}	\varnothing_{zew}	\varnothing_{wew}	\varnothing_{zew}
		40	120	60	140	80	160	100	180	120	200
Przepływ θ [kAzW]		Siła napędowa F_N [N]									
1	40	3 270		4 360		5 440		6 530		7 609	
2	60	7 350		9 800		12250		14 680		17 120	
3	80	13 070		17 420		21770		26 100		30 435	
4	100	20 420		27 230		34020		40 790		47 555	
5	120	29 410		39 210		48980		58 740		68 480	
6	140	40 030		53 370		66670		79 950		93 210	
7	160	52 280		69 700		87080		104 420		121 740	
8	180	66 160		88 220		110210		132 160		154 075	
9	200	81 690		108 910		136060		163 160		190 220	
10	220	98 840		131 780		164640		197 420		230 170	
11	240	117 630		156 830		195930		234 950		273 910	

Źródło: opracowanie własne.

W tabeli 4 zamieszczono dodatkowe wielkości uzyskane z symulacji, a mianowicie średnią gęstość prądu J w dysku oraz średnią wartość indukcji magnetycznej B w dysku dla dwóch skrajnych przepływów ($\theta = 40; 240$ kAzW). Wartości J i B zostały uzyskane za pomocą wbudowanego w *Ansys* kalkulatora polowego. Wyniki te przeanalizowano w celu wykazania liczbowych zależności pomiędzy wybranymi wielkościami, które decydują o sile napędowej.

Na rys. 8 pokazano wyniki symulacji w postaci graficznej.



Rys. 8. Siła napędowa F_N w funkcji przepływu $\Theta = (40 \div 240)$ kAzw dla cewek o zmiennych średnicach $\Theta_{wew} = (40 \div 120)$ mm oraz $\Theta_{zew} = (120 \div 200)$ mm

Źródło: opracowanie własne.

Tabela 4. Wartości siły napędowej F_N , gęstości prądu J w dysku i indukcji magnetycznej B w dysku dla cewek o wybranych średnicach i przepływie $\theta_{min} = 40$ kAzw oraz $\theta_{max} = 240$ kAzw.

Przypadek		1		2		3		4		5	
		Θ_{wew}	Θ_{zew}	Θ_{wew}	Θ_{zew}	Θ_{wew}	Θ_{zew}	Θ_{wew}	Θ_{zew}	Θ_{wew}	Θ_{zew}
		40	120	60	140	80	160	100	180	120	200
θ_{min}	F_N [N]	3 270	4 360	5 440	6 530	7 610					
	J_{sr} [*10 ⁸ A/m ²]	2,6	2,72	2,79	2,84	2,88					
	B_{sr} [T]	0,41	0,425	0,433	0,438	0,442					
θ_{max}	F_N [N]	117 630	156 830	195 930	234 950	273 900					
	J_{sr} [*10 ⁸ A/m ²]	15,7	16,33	16,77	17,07	17,30					
	B_{sr} [T]	2,48	2,554	2,6	2,63	2,652					
Porównanie	$\frac{F_{\theta_{max}}}{F_{\theta_{min}}}$	36	36	36	36	36					
	$\frac{J_{\theta_{max}}}{J_{\theta_{min}}}$	6	6	6	6	6					
	$\frac{B_{\theta_{max}}}{B_{\theta_{min}}}$	6	6	6	6	6					

θ_{min} – najmniejsza wybrana wartość przepływu; θ_{max} – największa wybrana wartość przepływu; $F_{\theta_{min}}$ – siła napędowa dla najmniejszego wybranego przepływu; $F_{\theta_{max}}$ – siła napędowa dla największego wybranego przepływu; $\frac{F_{\theta_{max}}}{F_{\theta_{min}}}$ – krotność siły napędowej generowanej przez NID dla największego wybranego przepływu do najmniejszego; $J_{sr\theta_{min}}$ – średnia gęstość prądu w dysku dla najmniejszego przepływu; $J_{sr\theta_{max}}$ – średnia gęstość prądu w dysku dla największego przepływu;

$J_{\frac{\theta_{max}}{\theta_{min}}}$ – krotność średniej gęstości prądu dla największego przepływu do najmniejszego; $B_{\theta_{min}}$ – średnia wartość indukcji magnetycznej w dysku dla najmniejszego przepływu; $B_{\theta_{max}}$ – średnia wartość indukcji magnetycznej dla największego przepływu; $B_{\frac{\theta_{max}}{\theta_{min}}}$ – krotność indukcji magnetycznej dla największego przepływu do najmniejszego.

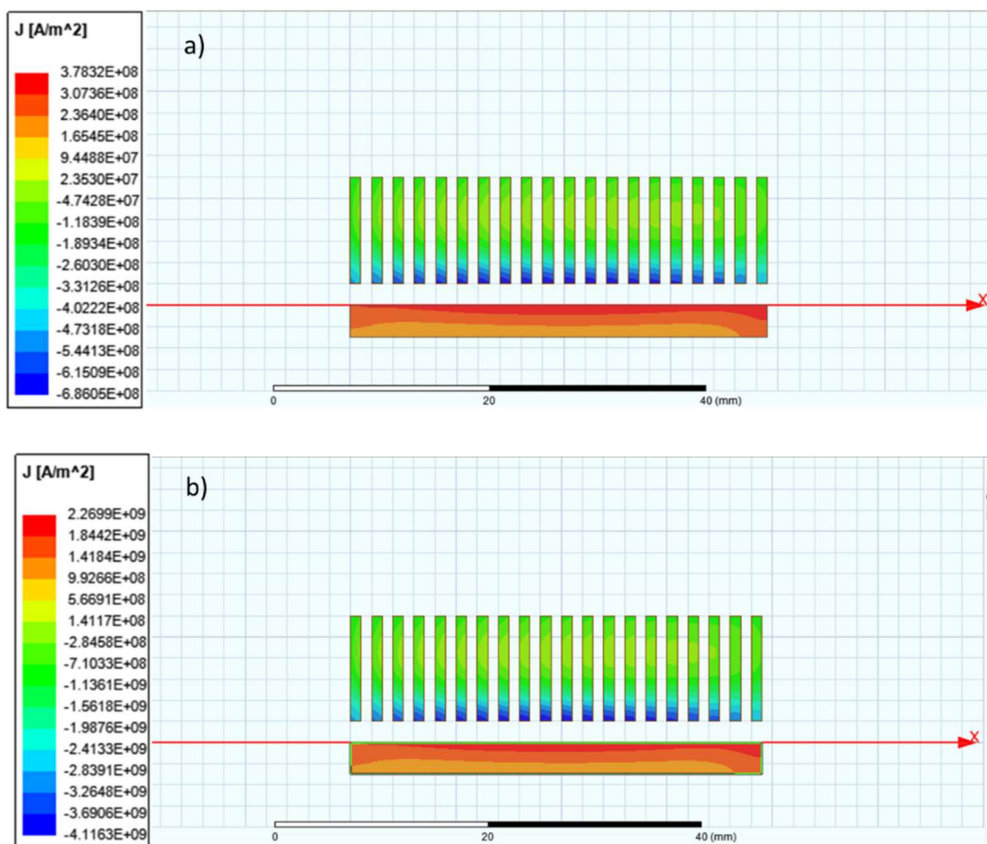
Źródło: opracowanie własne.

Przy założonym 6-krotnym wzroście wartości przepływu, wartość rozwijanej przez napęd siły wzrasta 36-krotnie. Wynika to stąd, że 6-krotny wzrost przepływu w cewce napędu powoduje 6-krotny wzrost indukcji magnetycznej w dysku. To prowadzi do 6-krotnego wzrostu gęstości prądów płynących w dysku. To uzasadnia 36-krotny wzrost siły. Jest to zgodne z teorią wynikająca z równania 8. Należy dodać, że energia zmagazynowana w kondensatorze napędu również wzrosła 36 razy.

Wynika stąd ważny wniosek dla projektantów napędów, że zależność siły od zmian przepływu jest funkcją kwadratową.

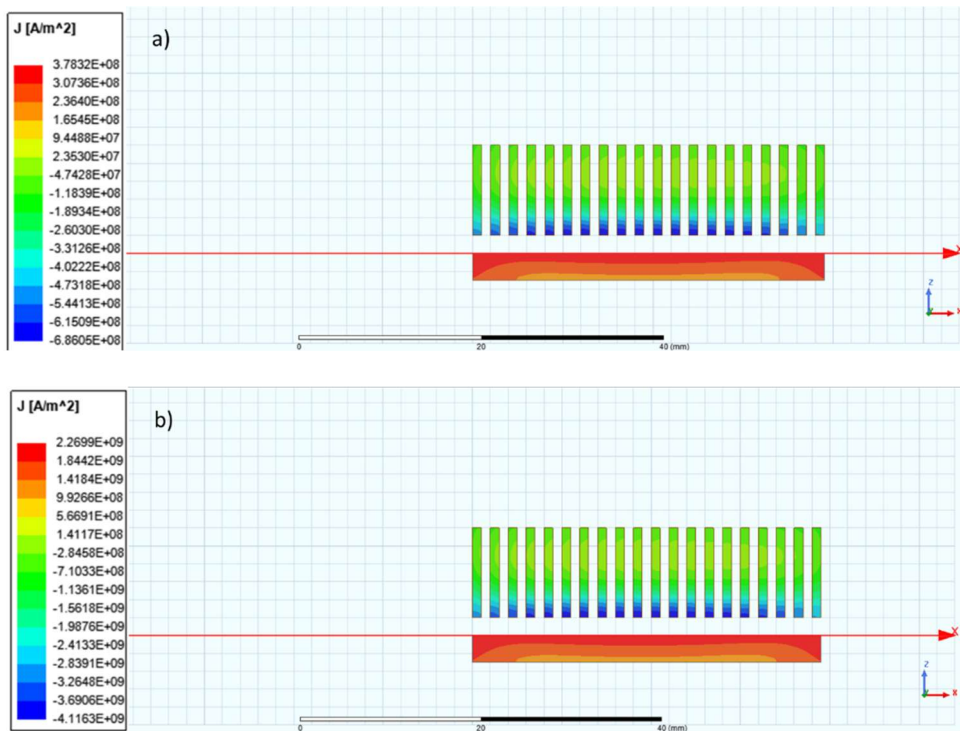
Na rys. 9 i 10 pokazano obliczone gęstości prądu J w dysku i uzwojeniu analizowanych napędów dla wybranych dwóch wartości przepływu $\Theta = (40; 240)$ kAz w przy stałej wartości częstotliwości $f = 1200$ Hz i szczelinie pomiędzy cewką a dyskiem $a = 2$ mm. Porównując uzyskane z symulacji wydruki można zauważyć, że średnica wewnętrzna wpływa na rozkład prądów w dysku.

Dla wybranych przepływów równych 40 oraz 240 kAz, przy średnicy $\Theta_{wew} = 120$ mm (rys. 10) duża gęstość prądu występuje w górnej części dysku oraz po jego zewnętrznej jak i wewnętrznej części przekroju, zgodnie z odcieniem załączonej legendy. Z kolei dla średnicy $\Theta_{wew} = 40$ mm (rys. 9) wartości gęstości prądów w górnej oraz wewnętrznej części dysku są mniejsze. Spowodowane jest to zamykającym się przez całość cewki polem magnetycznym, czego efekty widać na rys. 11 i 12. W dodatku większa średnica sprawia, że wzrost indukcji magnetycznej B nie występuje przy osi symetrii z . Różnica ta skutkuje innym kierunkiem wektorów gęstości siły oddziałującej na wewnętrzną część dysku. Wektory te występują w górnej krawędzi dysku i zostały przedstawione na rys. 13. Prowadzić to może do zwiększenia naprężeń działających na tą część dysku, o średnicy wewnętrznej $\Theta_{wew} = 120$ mm (każdym przypadku średnice dysków i cewek są równe).



Rys. 9. Gęstość prądu J w napędzie o parametrach a) $\varnothing_{wew} = 40$ mm, $\Theta = 40$ kA/mm², b) $\varnothing_{wew} = 40$ mm, $\Theta = 240$ kA/mm².

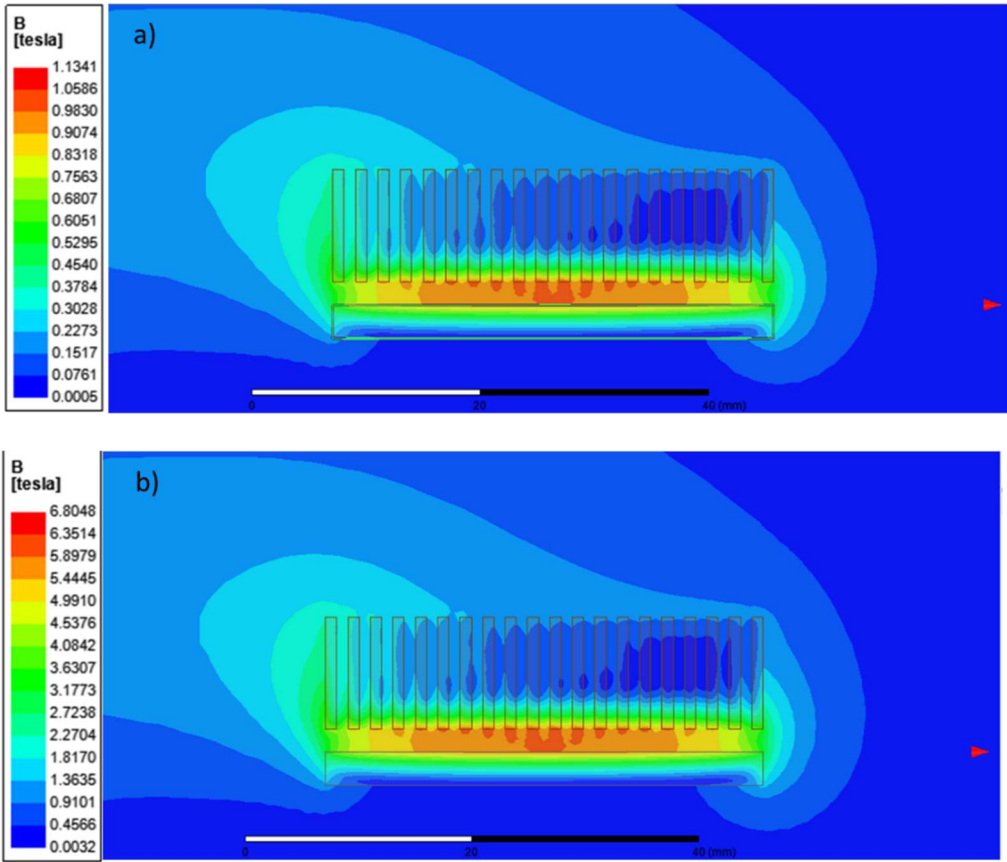
Źródło: opracowanie własne.



Rys. 10. Gęstość prądu J w napędzie o parametrach a) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 40$ kAzw., b) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 240$ kAzw.

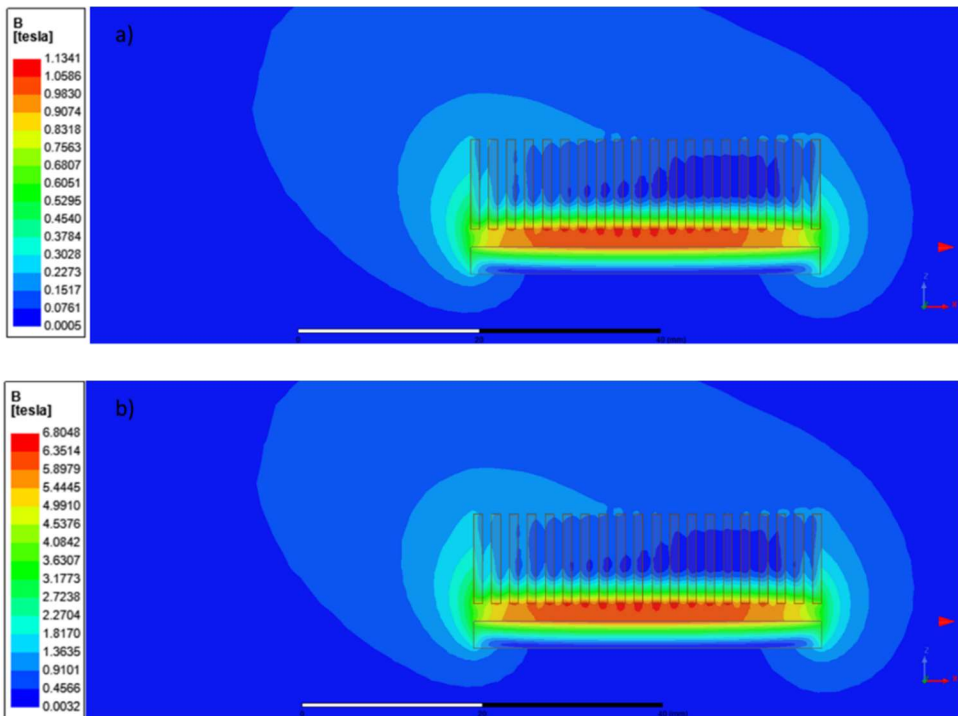
Źródło: opracowanie własne.

Na rys. 11 i 12 pokazano kształtowanie się pola magnetycznego w podzespołach napędu oraz w ich otoczeniu, a także wektory gęstości siły działającej na górną krawędź dysku.



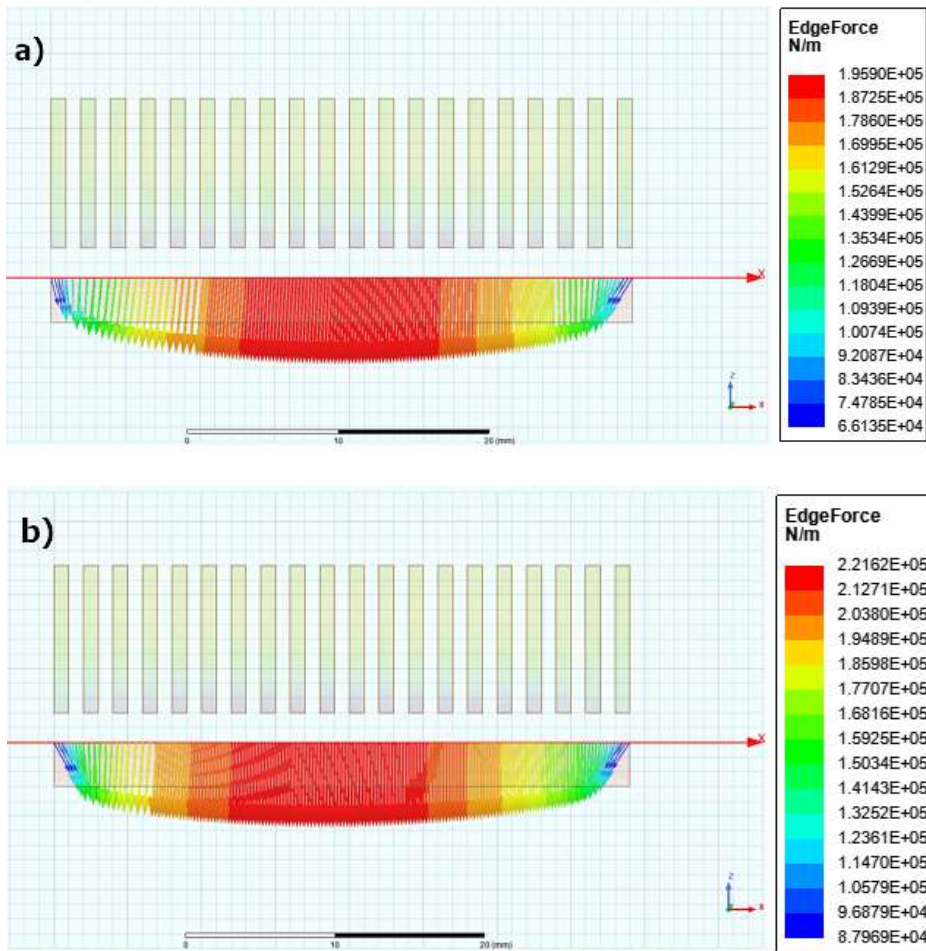
Rys. 11. Indukcja magnetyczna B w napędzie o parametrach a) $\varnothing_{\text{wew}} = 40$ mm, $\Theta = 40$ kAzw.,
 b) $\varnothing_{\text{wew}} = 40$ mm, $\Theta = 240$ kAzw.

Źródło: opracowanie własne.



Rys. 12. Indukcja magnetyczna B w napędzie o parametrach a) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 40$ kAzw.,
 b) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 240$ kAzw.

Źródło: opracowanie własne.

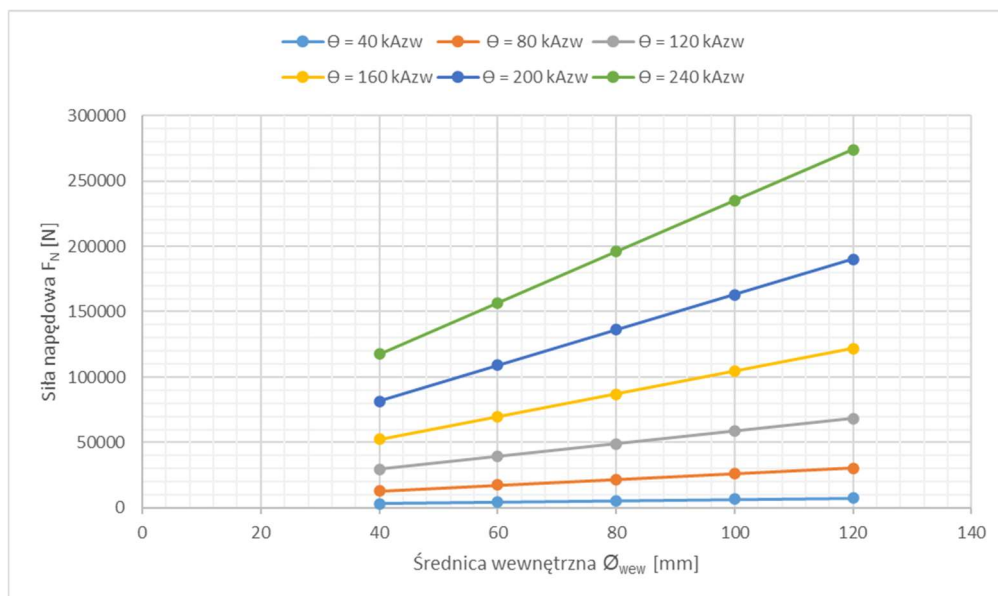


Rys. 13. Wektory gęstości siły działającej na górną krawędź dysku w napędzie o a) $\varnothing_{wew} = 40$ mm, $\Theta = 40$ kAzw., b) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 40$ kAzw.

Źródło: opracowanie własne.

Na rys. 14 pokazano zależność siły napędowej w funkcji wymiarów konstrukcyjnych cewki dla wyżej przyjętych wartości przepływu. Wzrost ten charakteryzuje się stałym stosunkiem maksymalnej siły napędowej do minimalnej dla danej stałej wartości przepływu. Stosunek ten maleje w miarę malenia wartości przepływu. Przyczyną takiego zjawiska może być rozproszenie pola magnetycznego, a jego udział maleje wraz ze wzrostem przepływu.

Zmiana długości użytego drutu nawojowego wraz ze wzrostem średnicy napędu wpływa na zmiany jego parametrów elektrycznych.



Rys. 14. Maksymalne wartości siły napędowej przy jednoczesnej zmianie obydwu średnic napędu dla przepływów z zakresu $\Theta = (40 \div 240)$ kAzw.

Źródło: opracowanie własne.

Wraz ze wzrostem średnic napędu można zaobserwować liniowy wzrost siły napędowej. Krotność tego wzrostu jest stała, niezależnie od wartości przepływu Θ , co pokazano w tabeli 5 w wierszu 3 oraz 4. Energia w tych kondensatorach wzrastała liniowo, podobnie jak rozwijana przez napęd siła. Można więc stwierdzić, że sprawność napędu w zakresie rozpatrywanych zmian geometrii napędu nie ulega zmianie.

Tabela 5. Wpływ jednoczesnej zmiany średnicy zewnętrznej oraz wewnętrznej napędu indukcyjno-dynamicznego na parametry napędu, przy wybranych przepływach $\Theta_{\min} = 40$ oraz $\Theta_{\max} = 240$ kAzw.

Przypadek		1	2	3	4	5				
		Ø _{wew}	Ø _{zew}	Ø _{wew}	Ø _{zew}	Ø _{wew}	Ø _{zew}	Ø _{wew}	Ø _{zew}	
		40	120	60	140	80	160	100	180	120
1	F _{θmin}	N								
2	F _{θmax}	3 270	4 360	5 440	6 530	7 609				
3	$\frac{F_{\min \varnothing_{wew}=x}}{\min \varnothing_{wew}=40}$	1	1,33	1,66	2	2,33				
4	$\frac{F_{\max \varnothing_{wew}=x}}{\max \varnothing_{wew}=40}$	1	1,33	1,66	2	2,33				
5	LD	m								
6	$LD_{\frac{\varnothing_{wew}=x}{\varnothing_{wew}=40}}$	1	1,25	1,5	1,75	2				

θ_{\min} – najmniejszy wybrany przepływ (40 kAzw); θ_{\max} – największy wybrany przepływ (240 kAzw); $F_{\theta_{\min}}$ – siła napędowa dla najmniejszego wybranego przepływu; $F_{\theta_{\max}}$ – siła napędowa dla

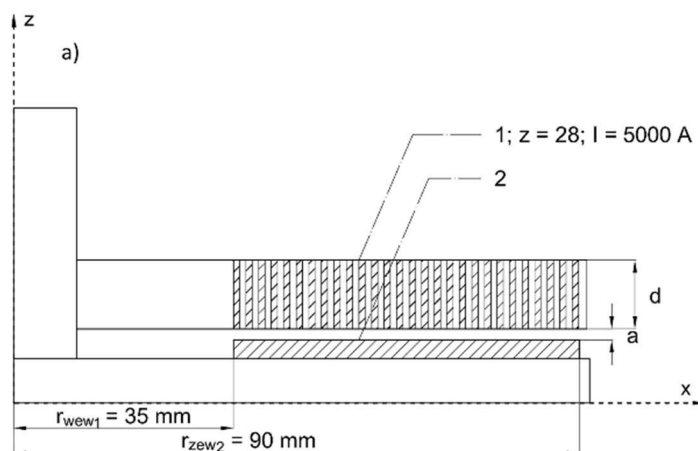
największego wybranego przepływu; $F_{\frac{\min \varnothing_{wew}=x}{\min \varnothing_{wew}=40}}$ – krotność siły napędowej generowanej przez NID przy minimalnym przepływie i cewce o średnicy $\varnothing_{wew} = x$ do siły dla cewki o $\varnothing_{wew} = 40$ mm; $F_{\frac{\max \varnothing_{wew}=x}{\max \varnothing_{wew}=40}}$ – krotność siły napędowej generowanej przez NID przy maksymalnym przepływie i średnicy cewki $\varnothing_{wew} = x$ do siły dla cewki o $\varnothing_{wew} = 40$ mm; $LD_{\frac{\varnothing_{wew}=x}{\varnothing_{wew}=40}}$ – krotność długości drutu dla cewki o średnicy $\varnothing_{wew} = x$ do $\varnothing_{wew} = 40$ mm.

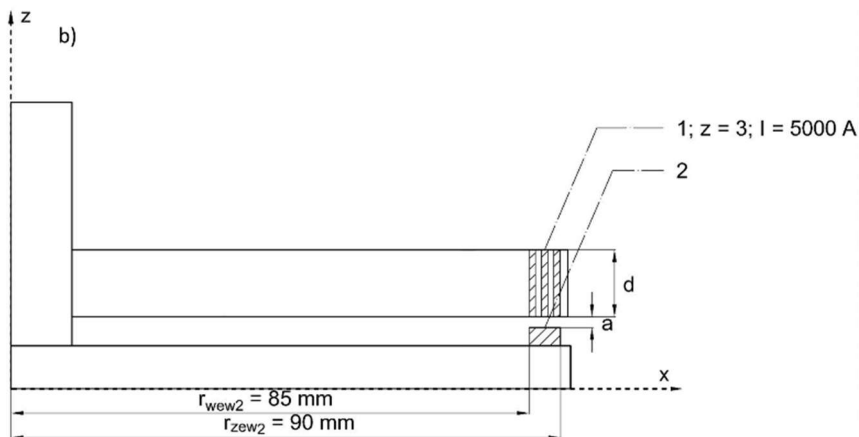
Źródło: opracowanie własne.

4.1.3. Zmiana średnicy wewnętrznej

Z badania wpływu średnicy zewnętrznej napędu na uzyskiwane parametry wynika, że cewka napędowa o stosunkowo większej średnicy, a co za tym idzie z większą liczbą zwojów jest korzystniejsza z punktu widzenia sprawności urządzenia oraz amplitudy prądu w cewce. Wyniki te uzyskano dla cewki o średnicy wewnętrznej równej 70 mm. Sprawdzenie wpływu średnicy wewnętrznej na siłę napędową pozwoli na zweryfikowanie jak będą kształtować się parametry napędu, przy takiej samej zmianie liczby zwojów, ale dla cewki wykonanej z dłuższego drutu nawojowego.

Przyjęto stałą średnicę zewnętrzną napędu równą $\varnothing_{zew} = 180$ mm, a zmieniano średnicę wewnętrzną \varnothing_{wew} w zakresie (70 ÷ 170) mm zmniejszając liczbę zwojów z 28 (dla $\varnothing_{wew} = 70$ mm) do 3 zwojów (dla $\varnothing_{wew} = 170$ mm), co 5 zwojów. W ten sposób zmniejszano również przepływ Θ cewki wytwarzającej pole magnetyczne, ponieważ przyjęto stałą wartość amplitudy prądu $I_L = 5$ kA. Na rys. 15 a i b pokazano dwa skrajne przypadki wymiarowe średnicy wewnętrznej – najmniejszej (odpowiadającej 28 zwojom) i największej (odpowiadającej 3 zwojom). Modelowanie wykonano przy częstotliwości wymuszenia $f = 1200$ Hz.

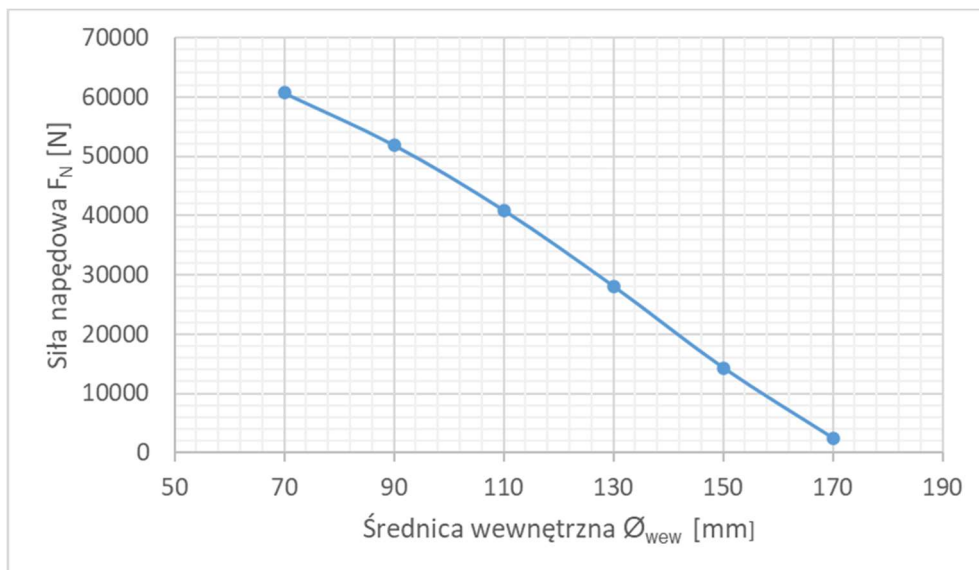




Rys. 15. Szkic modelu napędu dla symulacji przy zmianach średnicy wewnętrznej cewki napędu: a) $\varnothing_{wew} = 70$ mm; b) $\varnothing_{wew} = 170$ mm.

Źródło: opracowanie własne.

Za pomocą oprogramowania *Ansys* dla każdego z modelowanych przypadków uzyskano wartość siły napędowej. Na tej podstawie pokazano na rys. 16 zależność siły napędowej od średnicy wewnętrznej cewki. Na podstawie tych obliczeń przygotowano tabelę 6.



Rys. 16. Zależność siły rozwijanej przez NID od zmiany średnicy wewnętrznej cewki napędowej przy stałej wartości amplitudy prądu I_L .

Źródło: opracowanie własne.

Tabela 6. Zmiana średnicy wewnętrznej \varnothing_{wew} NID wraz z dodatkowymi parametrami napędu oraz obwodu zasilającego (dla $I_L = 5$ kA, $\varnothing_{zew} = 180$ mm).

Przypadek			1	2	3	4	5	6
\varnothing_{wew} [mm]			70	90	110	130	150	170
Parametr	Jedn.							
1	z	zw	28	23	18	13	8	3
2	Θ	kAzw	140	115	90	65	40	15
3	F_N	N	60 700	51 924	40 940	28 120	14 340	2 440
4	$\frac{F_{N(z=x)}}{F_{N(z=3)}}$	-	24,9	21,3	16,8	11,5	5,9	1

$\frac{F_{N(z=x)}}{F_{N(z=3)}}$ – krotność siły napędowej generowanej przez NID z cewką o $z = x$ względem cewki o $z = 3$ zw.

Źródło: opracowanie własne.

Z uzyskanych wyników widać, że przy $I_L = \text{const}$ siła napędowa maleje wraz ze wzrostem średnicy wewnętrznej napędu, co wynika z malenia wartości przepływu. Z porównania dwóch skrajnych przypadków wymiarów średnicy zewnętrznej 70 i 170 mm widać 25-krotny spadek siły napędowej. Również przy zmianie średnicy wewnętrznej można zauważyć, że sprawność urządzenia będzie większa przy większej liczbie zwojów cewki napędowej.

Wzrost średnicy wewnętrznej powoduje spadek siły napędowej (rys. 21). W celu utrzymania siły napędowej wymagane jest zwiększenie przepływu cewki. W tabeli 7 przedstawiono wymagane parametry obwodu zasilającego, niezbędne do wytworzenia przez każdy z kolejnych napędów stałej siły $F_N = 60,7$ kN (tabela 6). Jest to możliwe np.: dla cewki o $z = 3$ zwojach przy blisko 5 - krotnej zmianie amplitudy prądu. Podobnie jak było to w przypadku zmiany średnicy zewnętrznej, stosunek krotności siły napędowej i energii w kondensatorach jest zawsze bliski 1.

Tabela 7. Zmiana średnicy wewnętrznej NID wraz z dodatkowymi parametrami napędu oraz obwodu zasilającego (dla $F_N = 60,7$ kN, $\varnothing_{zew} = 180$ mm).

Przypadek			1	2	3	4	5	6
\varnothing_{wew} [mm]			70	90	110	130	150	170
Parametr	Jedn.							
1	z	zw	28	23	18	13	8	3
2	F_N^*	N	60 700	51 925	40 940	28 120	14 340	2 440
3	F_N		60 700	60 700	60 700	60 700	60 700	60 700
4	$\frac{F_{N(z=x)}}{F_{N(z=3)}}$	-	1	1,17	1,48	2,15	4,23	24,9

F_N^* – siła napędowa z tabeli 7; $\frac{F_{N(z=x)}}{F_{N(z=3)}}$ – krotność siły napędowej generowanej przez NID z cewką o liczbie zwojów $z = x$ w której ma być siła 60,7 kN względem cewki o $z = 3$ z tabeli 7.

Źródło: opracowanie własne.

W tabeli 8 porównano wybrane wyniki dla zmiany średnicy wewnętrznej \varnothing_{wew} ze zmianą średnicy zewnętrznej \varnothing_{zew} (tabela 1 oraz 6). W rozważonych przypadkach liczba zwojów cewki NID-u mieści się w zakresie (3 ÷ 28) zw., niezależnie od tego, która ze średnic jest zmieniana. Tabela przedstawia zbiorczo wpływ zmian średnic na siłę napędową. Przyjęto, że napęd z cewką o takiej samej liczbie zwojów i stałej częstotliwości f wymuszenia, ma wygenerować siłę napędową $F_N = \text{const} = 60,7 \text{ kN}$. Tabela 8 składa się z dwóch części (wiersze 1 i 2), do których wstawiono w wierszu pierwszym wyniki analizy wpływu zmiany średnicy wewnętrznej, a w wierszu drugim analizy zmiany średnicy zewnętrznej.

Przykładowo cewka o średnicy $\varnothing_{wew} = 130 \text{ mm}$, mająca 13 zwojów wymaga zastosowania drutu dłuższego 1,6 raza niż cewka o takiej samej liczbie zwojów, ale o średnicy $\varnothing_{wew} = 70 \text{ mm}$.

Tabela 8. Zestawienie krotności wzrostu siły napędowej oraz energii kondensatorów dla zmiany średnicy wewnętrznej \varnothing_{wew} lub zewnętrznej \varnothing_{zew} przy maksymalnej otrzymanej sile napędowej $F_N = 60,7 \text{ kN}$ i liczbie zwojów $z = (3 \div 28)$.

Przypadek			1	2	3	4	5	6	
z [zw.]			3	8	13	18	23	28	
Parametr	Jedn.								
1	\varnothing_{wew}	E_C	J	712,3	436,6	387	373	359,4	354,9
		I_L	kA	24,9	10,2	7,3	6,1	5,4	5
		C	μF	10 350	2 840	1 660	1 220	1 000	970
		U_C	V	371	554	683	781	848	902
		LD	m	1,7	4,2	6,4	8,2	9,8	11,1
2	\varnothing_{zew}	E_C	J	689	482	406	396	372	354
		I_L	kA	42	15,6	9,8	7,5	6	5
		C	μF	25 130	5 860	2 790	1 710	1 180	870
		U_C	V	234	405	539	680	794	902
		LD	m	0,7	2,2	3,9	6	8,4	11,1

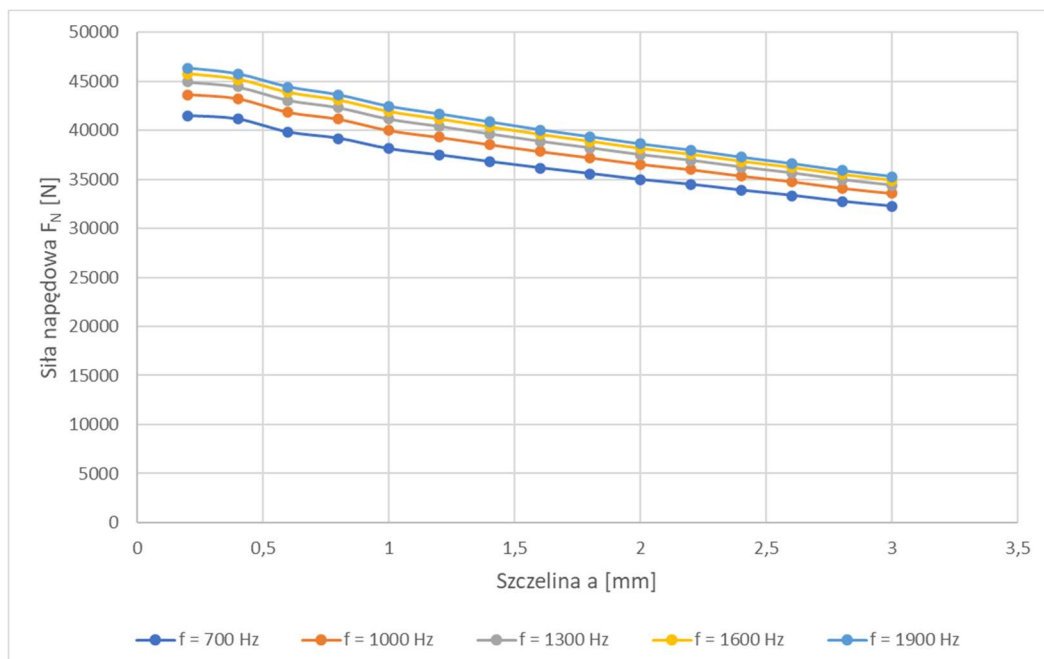
Źródło: opracowanie własne.

4.2. Zmiana szczeliny a pomiędzy cewką a dyskiem

Próżniowe człony łączeniowe charakteryzują się czołowym układem zestykowym. Siła docisku zestykowego jest sumą siły pochodzącej od parcia atmosferycznego i sił sprężyn dociskowych działających na pręt napędowy, łączący styk ruchomy komory próżniowej z dyskiem napędu, umieszczonym naprzeciwko cewki napędowej w ściśle określonej odległości zwanej szczeliną pomiędzy cewką a dyskiem. W czasie eksploatacji członu szczelina ta będzie zmieniać się w wyniku erozji zestyku powodowanej palącym się łukiem elektrycznym oraz spęczaniem pręta, na którym jest osadzony styk ruchomy komory. Długość tej szczeliny nie może zmaleć do zera, gdyż spowodowałoby to brak styczności styków komory próżniowej. Stąd początkowa wartość szczeliny musi

być dobrana tak, aby zapewnić pewność zamykania komory przez cały jej okres eksploatacji, ale nie może być dowolnie duża, gdyż wpływa ona na wartość siły rozwijanej przez napęd.

W celu określenia ilościowego wpływu zmiany długości szczeliny pomiędzy dyskiem a cewką na wartość siły rozwijanej przez napęd przeprowadzono symulację dla zmian szczeliny w zakresie $a = (0,2 \div 3)$ mm dla czterech wybranych częstotliwości wymuszenia zasilającego z zakresu $f = (700 \div 1600)$ Hz i stałej wartości amplitudy prądu $I = 5$ kA. Badanie tego zjawiska przeprowadzono z wykorzystaniem napędu o średnicy wewnętrznej równej 70 mm i liczbie zwojów $z = 23$, wybranej na podstawie obliczeń oraz wniosków z rozdziału 6.1. Otrzymane charakterystyki przedstawiono na rys. 17.



Rys. 17. Siła napędowa w funkcji długości szczeliny a dla pięciu częstotliwości f wymuszenia zasilającego cewkę z zakresu $(700 \div 1900)$ Hz.

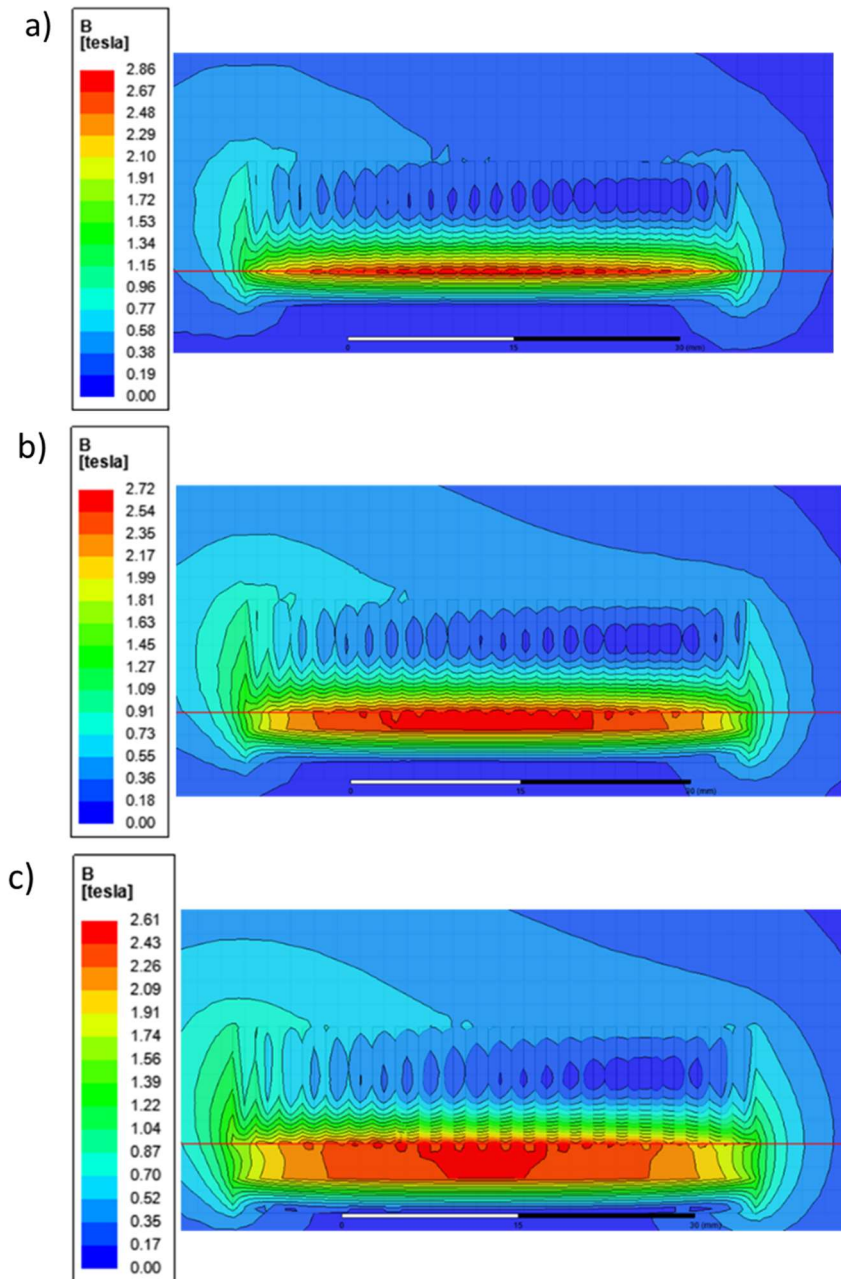
Źródło: opracowanie własne.

Jak widać z rys. 17 siła napędowa w zakresie rozpatrywanych zmian szczeliny pomiędzy cewką i dyskiem znacznie maleje, bo o blisko 30%. Wynika stąd wniosek, że szczelina początkowa powinna mieć możliwie małą długość.

Wyjaśnienie wpływu długości szczeliny na rozwijaną przez NID siłę napędową omówiono analizując rozkład indukcji pola magnetycznego w układzie cewka - dysk przedstawiony na rys. 18 a-c oraz rys. 19 a-c. Zamieszczono na nich wykresy przedstawiające indukcję pola magnetycznego B w przekroju napędu dla wybranych parametrów tj. dwóch częstotliwości $f = 700; 1900$ Hz oraz trzech szczelin $a = 0,2; 1,5; 3$ mm. Korzystając z wbudowanego w *Ansysie* kalkulatora możliwe jest wyliczenie wartości rozważanych wielkości w oparciu o wyniki symulacji.

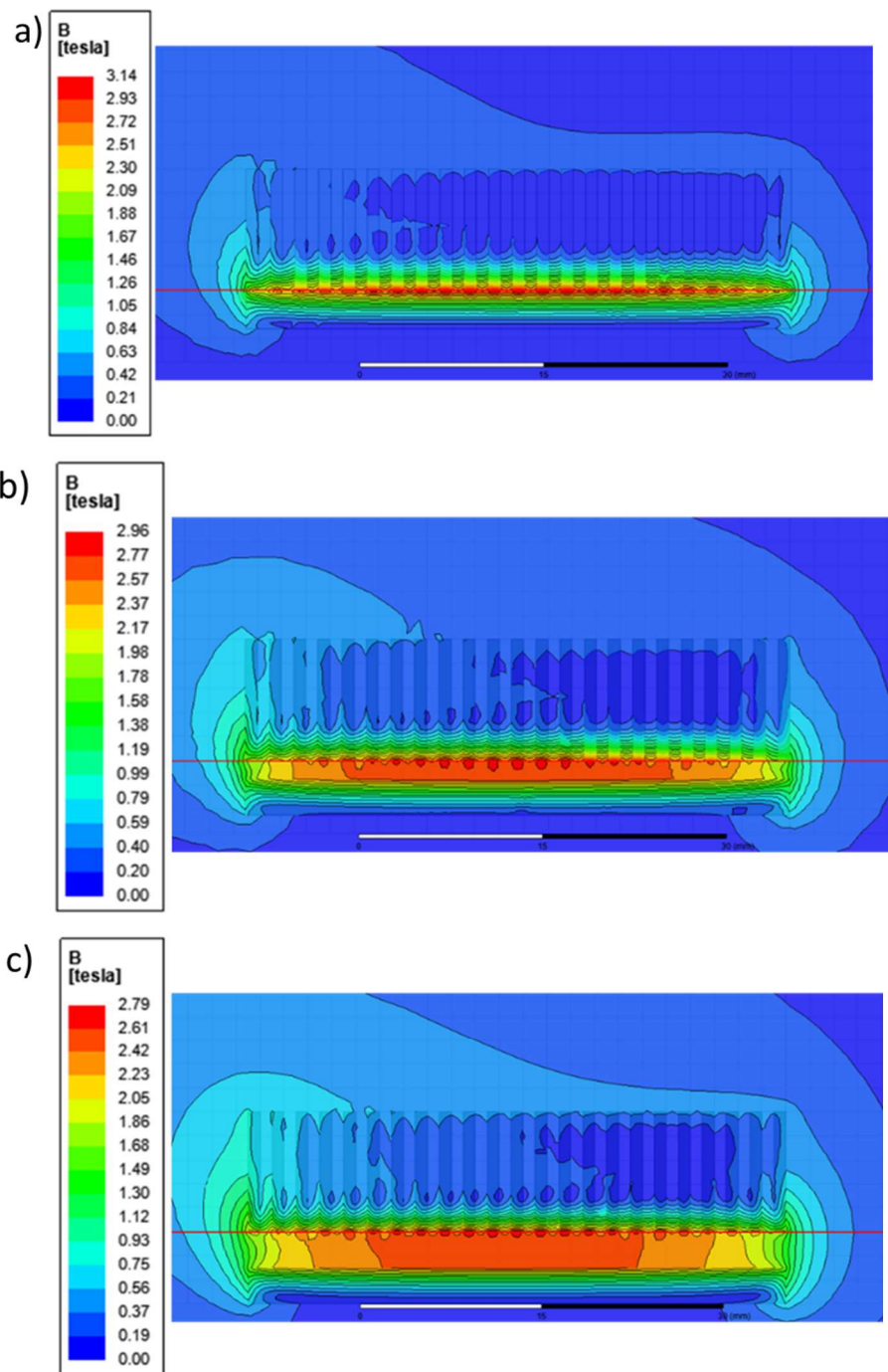
Rozpatrując wpływ wzrostu szczeliny zaobserwować można zmniejszenie się maksymalnej wartości indukcji B z 2,9 T do 2,6 T (dla $f = 700$ Hz). Jednocześnie, wraz ze wzrostem częstotliwości f maleje głębokość wnikania linii pola magnetycznego, co skutkuje widoczną dla tych samych szczelin większą koncentracją indukcji pola magnetycznego wokół szczeliny między dyskiem a cewką. Z kolei dla zwiększanej szczeliny pole górnej powierzchni dysku, która jest pod działaniem indukcji pola magnetycznego o maksymalnej wartości, jest coraz mniejsze. Dla szczeliny równej 0,2 mm indukcja $B = 2,8$ T widoczna jest na około 80% górnej powierzchni dysku, by zmaleć niemal do połowy przy szczelinie równej 3 mm i indukcji mniejszej o 0,3 T. Jednocześnie zmniejszają się amplitudy prądów wirowych w dysku ze 111 kA do 99 kA, co w rezultacie skutkuje zmniejszeniem wartości siły napędowej generowanej przez NID. W tym miejscu należy dodać, że każde zwiększenie o 0,2 mm szczeliny będzie powodować zmniejszenie siły napędowej o niecałe 2%, nie licząc szczelin z zakresu $a = 0,2 \div 0,6$ mm, gdzie procentowa różnica będzie dochodzić do 3%.

Na etapie projektowania próżniowego członu łączeniowego z NID należy uwzględnić wpływ warunków eksploatacyjnych na działanie napędu. Degradacja zestyku komory próżniowej elektrycznym łukiem łączeniowym, a także skracanie się trzpienia komory próżniowej (efekt spęczania trzpienia), na którym jest osadzony styk ruchomy, powoduje zmniejszanie się szczeliny pomiędzy cewką i dyskiem.



Rys. 18. Indukcja pola magnetycznego B dla NID dla wybranej częstotliwości wymuszenia $f = 700$ Hz oraz szczeliny a) 0,2 mm b) 1,5 mm c) 3 mm.

Źródło: opracowanie własne.



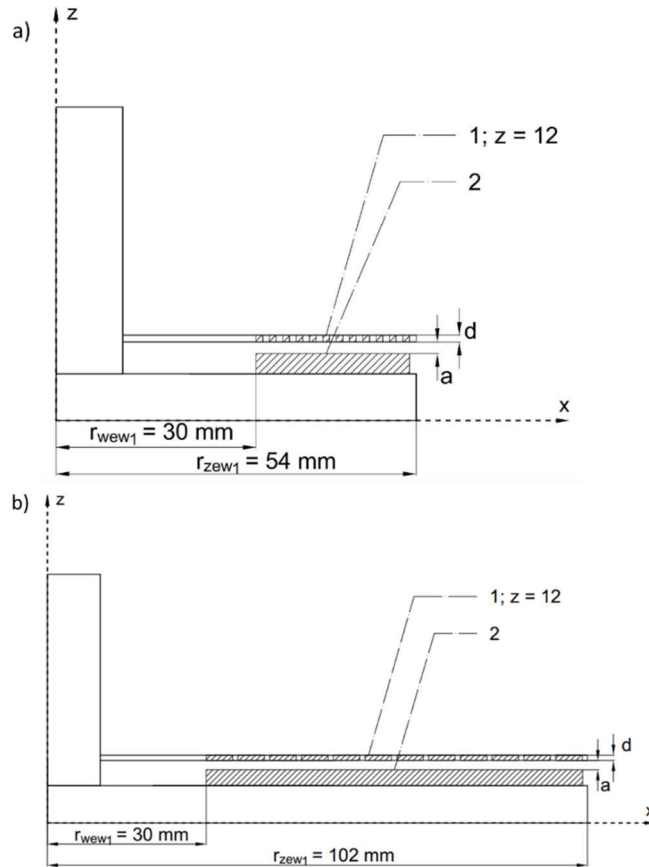
Rys. 19. Indukcja pola magnetycznego B dla NID dla wybranej częstotliwości wymuszenia $f = 1900$ Hz oraz szczeliny a: a) 0,2 mm; b) 1,5 mm; c) 3 mm.

Źródło: opracowanie własne.

4.3. Zmiana szerokości zwoju w

Zwiększenie przepływu w cewce, związane ze wzrostem prądu, gwarantuje wzrost siły napędowej generowanej przez napęd indukcyjno-dynamiczny, ale skutkuje również wzrostem gęstości prądu w zwojach. W dotychczas wykonanych symulacjach szerokość zwoju cewki była stała, równa 1 mm. Największą gęstość prądu w cewce zaobserwowano blisko szczeliny pomiędzy cewką a dyskiem. W poniższej symulacji sprawdzono, jak zmniejszenie gęstości prądu w cewce poprzez użycie drutu nawojowego o większej szerokości wpłynie na wartości siły napędowej, a także na rezystancję i indukcyjność napędu.

Na rys. 20 a i b pokazano szkice przekrojów modeli napędu dla dwóch skrajnych przypadków, tj. dla drutu o wymiarach 1 x 1 mm oraz 5 x 1 mm. Średnica wewnętrzna napędu \varnothing_{wew} wynosi 60 mm. Natomiast średnicę zewnętrzną zmieniano w zakresie (108 ÷ 204) mm. Symulację wykonano dla cewki o stałej liczbie zwojów $z = 12$, przez które płynie prąd o stałej wartości amplitudy $I = 5000$ A i częstotliwości $f = 1500$ Hz dla zwiększenia prądów wirowych w dysku.

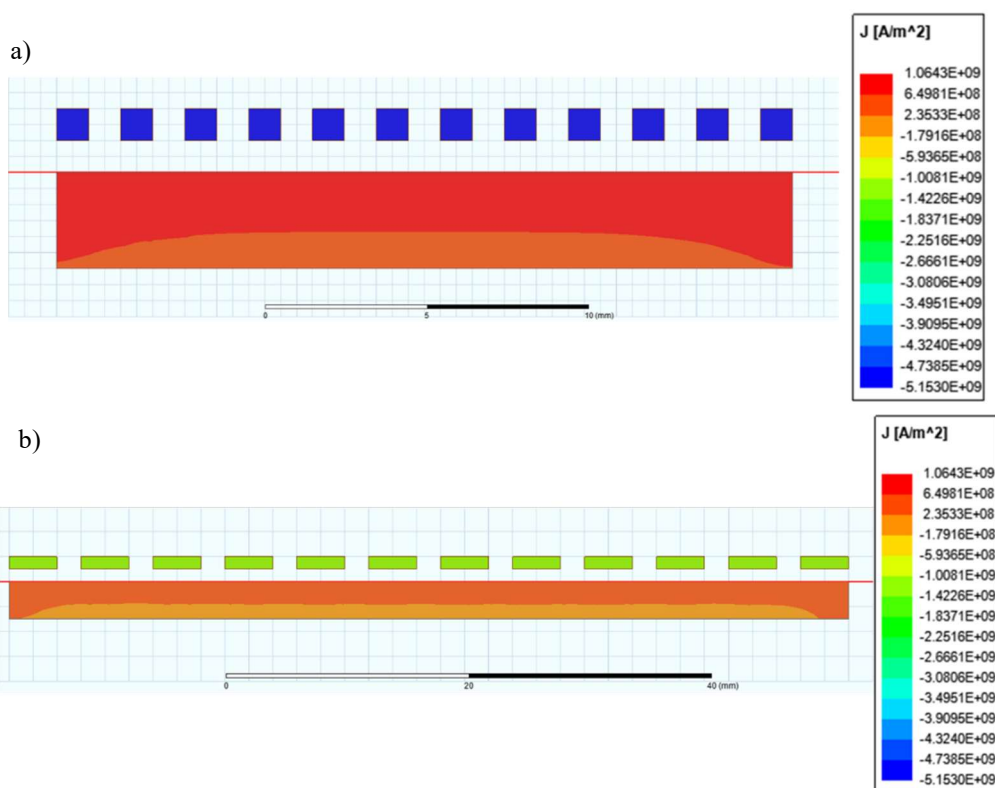


Rys. 20. Szkic modelu napędu dla dwóch skrajnych szerokości uzwojenia a) 1 mm b) 5 mm.

Źródło: opracowanie własne.

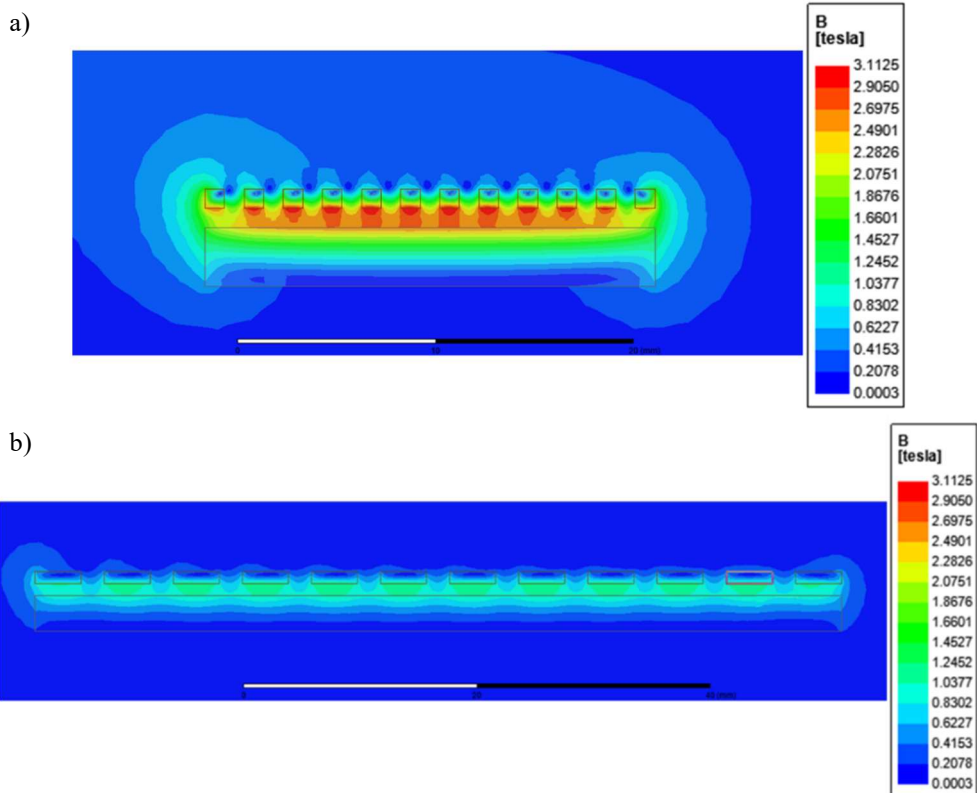
Pomijając wzajemny wpływ prądu w uzwojeniu cewki oraz prądu w dysku można uznać, że gęstość prądu dla drutu o przekroju 1 mm^2 wynosi 5000 A/mm^2 . Wraz ze wzrostem tego przekroju do 5 mm^2 gęstość ta zmniejszy się do 1000 A/mm^2 . Gęstości prądów dla dwóch skrajnych przypadków pokazano na rys. 21. Zmiana przekroju drutu spowodowała zwiększenie powierzchni przekroju aluminiowego dysku, z wartości 72 mm^2 do 216 mm^2 . Wynika stąd, że gęstość prądu w dysku zmieniała się odpowiednio od wartości $0,83 \text{ kA/mm}^2$ do wartości $0,3 \text{ kA/mm}^2$ – co oznacza, że wraz ze wzrostem przekroju zmniejszyła się blisko 3-krotnie. Mimo tego mniejsza gęstość prądu w większej powierzchni finalnie zwiększa amplitudę prądów wirowych płynących w dysku, jaką uzyskano dla przekroju równego 216 mm^2 .

Mniejsze gęstości prądu w cewce napędowej powodują zmniejszenie wartości indukcji B w szczelinie pomiędzy cewką a dyskiem oraz w samym dysku napędu (rys. 22). Jej wartość wynosi $1,2 \text{ T}$ (dla przekroju 72 mm^2) i maleje do $0,45 \text{ T}$ (dla 216 mm^2).



Rys. 21. Gęstość prądów J w dysku napędu dla drutu nawojowego o szerokości: a) 1 mm; b) 5 mm.

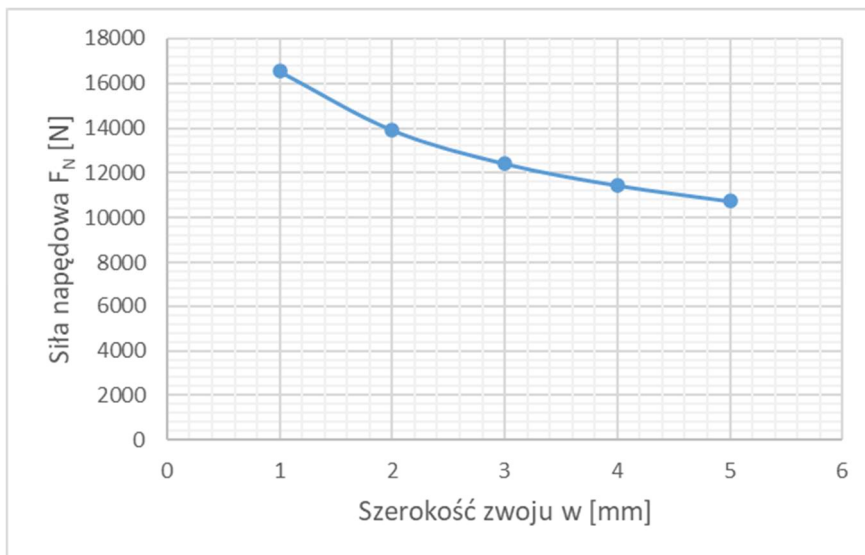
Źródło: opracowanie własne.



Rys. 22. Indukcja magnetyczna B w dysku napędu dla drutu nawojowego: a) 1 mm; b) 5 mm.

Źródło: opracowanie własne.

Konsekwencją zmniejszenia gęstości prądu poprzez zwiększanie szerokości drutu nawojowego jest zmniejszenie siły napędowej generowanej przez napęd (rys. 23).



Rys. 23. Zależność siły napędowej F_N od zmiany szerokości drutu nawojowego w zakresie (1÷5) mm.

Źródło: opracowanie własne.

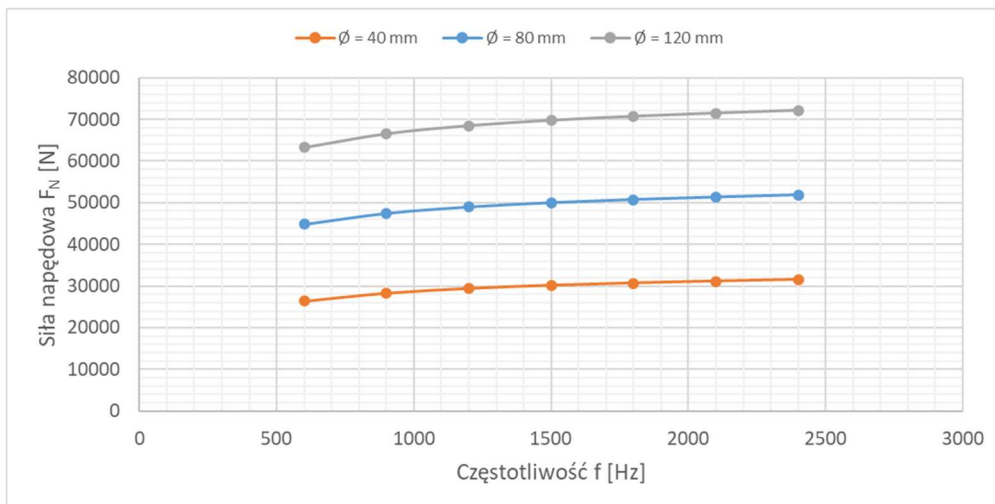
4.4. Wpływ częstotliwości prądu na rozwijaną przez napęd siłę F_N

We wszystkich przypadkach symulacji wymuszeniem był półokres tłumionej sinusoidy prądu, powstający w wyniku rozładowania kondensatora. Przebieg ten charakteryzuje się określoną amplitudą oraz częstotliwością f wynikającą z indukcyjności cewki oraz pojemności kondensatora – źródła energii. Ponieważ każda zmiana parametrów napędu wpływa na częstotliwość, przeprowadzono symulację dla zmian częstotliwości w zakresie $f = (600 \div 2400)$ Hz. Wybrano trzy warianty średnicy wewnętrznej spośród wyżej rozpatrywanych napędów, tj. $\varnothing_{wew} = 40; 80; 120$ mm i zasilono je wymuszeniem o amplitudzie $I_L = 6$ kA.

Wyniki symulacji przedstawiono na rys. 24. Przy wzroście częstotliwości z 600 do 1500 Hz wartość siły wzrasta o 11,5%, a przy dalszym wzroście f do 2400 Hz siła wzrasta zaledwie o około 3%. Wynika stąd wniosek, że istotne wzrosty rozwijanej siły napędowej występują dla zmian częstotliwości do wartości ok. 1500 Hz.

Wraz ze wzrostem częstotliwości, rosnąca amplituda prądów wirowych płynących w dysku powoduje osłabienie pola magnetycznego pochodzącego od cewki napędowej, skutkując zmniejszeniem się indukcyjności NID-u. Zmianie ulega również rezystancja uzwojenia cewki napędowej.

Przy stałych wymiarach napędu częstotliwość wymuszenia zasilającego zależy głównie od parametrów obwodu zasilającego napęd. Wyniki obliczeń zamieszczono w tabeli 9. Przy znacznie mniejszej energii napęd generuje siłę o wyższej amplitudzie. Jednak skracanie czasu trwania wymuszenia, związane ze wzrostem częstotliwości nie jest korzystne z punktu widzenia dynamiki napędu, ze względu na znaczne masy elementów ruchomych.



Rys. 24. Zależność siły napędowej od częstotliwości wymuszenia zasilającego f dla trzech wybranych napędów o średnicach wewnętrznych $\varnothing_{\text{wew}} = 40; 80; 120$ mm.

Źródło: opracowanie własne.

Tabela 9. Wpływ zmiany częstotliwości $f = (600 \div 2400)$ Hz dla wybranego napędu o średnicy wewnętrznej $\varnothing_{\text{wew}} = 80$ mm na parametry napędu oraz obwodu zasilającego przy przepływie $\theta = 120$ kAzw.

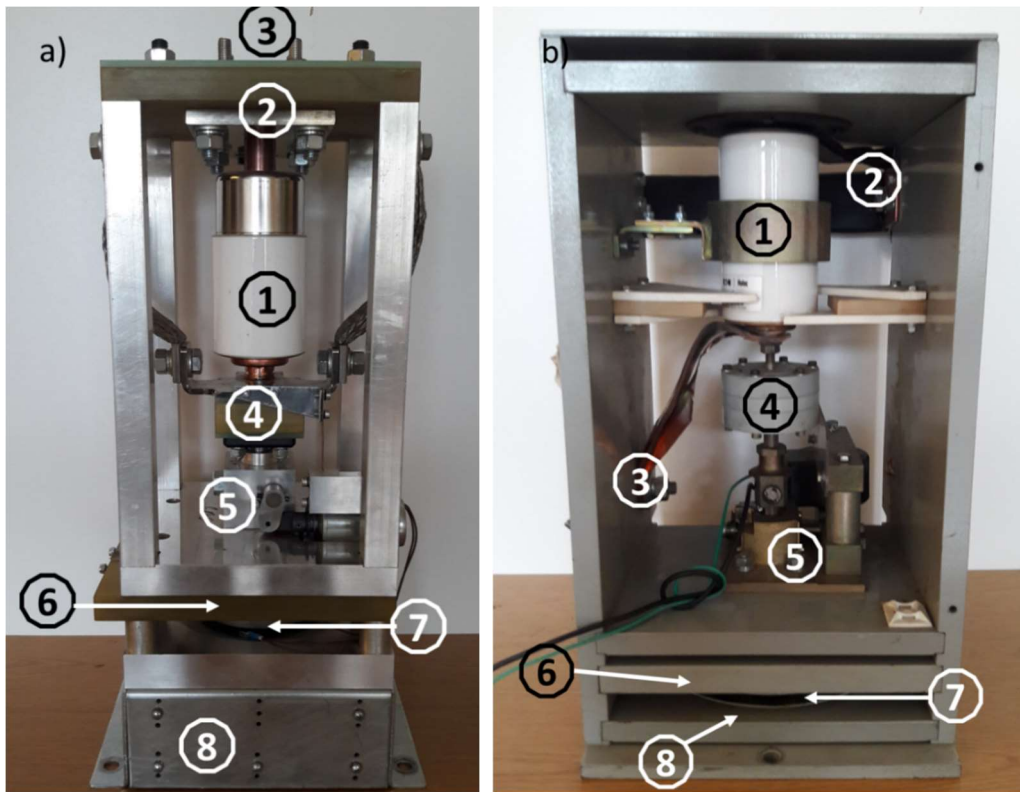
Przypadek	1	2	3	4	5	6	7		
f [Hz]	600	900	1200	1500	1800	2100	2400		
Parametr	Jedn.								
1	F_N	N	44 831	47 448	48 982	50 001	50 755	51 361	51 876
2	$\frac{F_{f=x}}{F_{f=600}}$	-	1	1,06	1,09	1,12	1,13	1,15	1,16

$\frac{F_{f=x}}{F_{f=600}}$ – krotność siły napędowej generowanej przez NID dla wymuszenia o częstotliwości $f = x$, do wymuszenia o częstotliwości $f = 600$ Hz.

Źródło: opracowanie własne.

5. BADANIA PRÓŻNIOWYCH CZŁONÓW ŁĄCZENIOWYCH

Podczas opracowywania wybranych zagadnień dotyczących próżniowych członów łączeniowych z NID-em wykorzystano dwa różne obiekty, widoczne na rys. 25 a ÷ d. Są to człony łączeniowe wyłączników prądu stałego DC na prądy znamionowe o wartościach: 600 oraz 1250 A. Człon łączeniowy na prąd znamionowy 600 A (rys. 25a) w łącznikach działających na zasadach komutacji naturalnej oraz wymuszonej są wykorzystywane w obwodach zabezpieczających cewki nadprzewodzące w Wielkim Zderzaczu Hadronów LHC. Wyposażono go w komorę Siemens przeznaczoną do prądu przemiennego. Cewka napędowa w tym przypadku ma 23 zwoje. Człon 600 A widoczny na zdjęciu, ma lity dysk aluminiowy. Ponadto w badaniach została wykorzystana podobna wersja z dyskiem miedzianym.



Rys. 25. Próżniowe człony łączeniowe: a) 600 A; b) 1250 A.

Oznaczenia zgodne z rys. 3: 1 – komora próżniowa, 2 – górny zacisk przyłączowy, 3 – dolny zacisk przyłączowy połączony ze stykiem ruchomym komory, 4 – izolator, 5 – zamek, 6 – cewka napędowa, 7 – dysk, 8 – sprężyna główna. Podzespoły 6 i 7 widoczne są również na rys. 30.

Źródło: opracowanie własne.

Masa elementów ruchomych tego członu wynosi około 2,9 kg. Drugim badanym obiektem jest człon łączeniowy na prąd 1250 A, pracujący w łącznikach trakcyjnych produkowanych przez ZAE Woltan z Łodzi. Posiada on cewkę napędu wykonaną z 28 zwojów, współpracującą z miedzianym dyskiem zamocowanym na rezoteksowej podstawie. Człon ten charakteryzuje się najmniejszą masą elementów ruchomych wynoszącą 2,2 kg.

5.1. Stanowisko laboratoryjne

Przeprowadzone powyżej obliczenia siły napędowej, indukcyjności oraz rezystancji NID umożliwią zaprojektowanie obwodu zasilającego NID, wymuszającego odpowiednio duże przyspieszenie elementów ruchomych dla uzyskania wymaganego przemieszczenia i czasu otwierania.

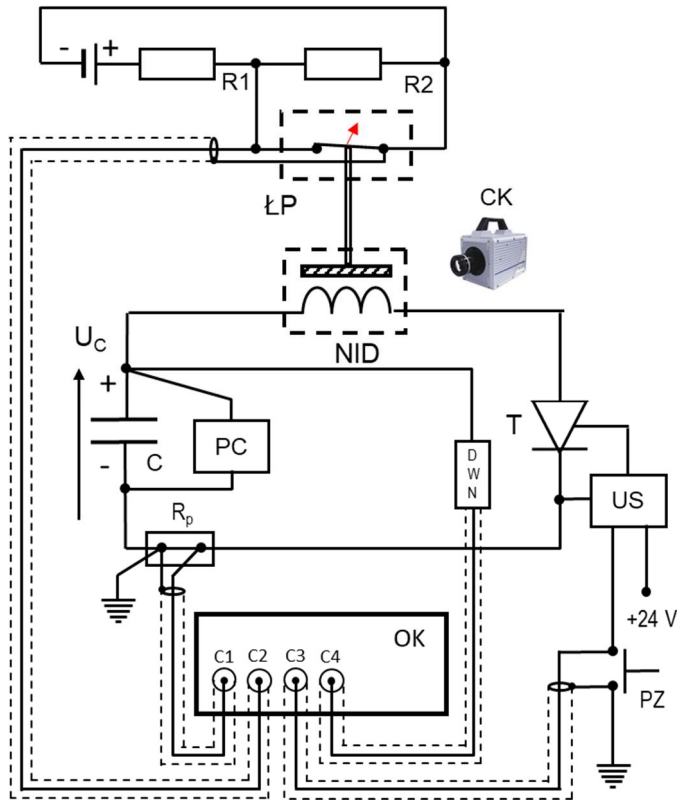
Na wartość przyspieszenia wpływa nie tylko obliczona w programie *Ansys Maxwell* siła napędowa, ale także parametry samego napędu, tj. dysku i cewki, sposób zasilania oraz parametry próżniowego członu łączeniowego determinujące jego masę.



Rys. 26. Stanowisko laboratoryjne do badania NID w próżniowych członach łączeniowych
Źródło: opracowanie własne.

Na rys. 26 pokazano fotografię stanowiska laboratoryjnego, w którym badano NID zastosowany w próżniowych członach łączeniowych różnego typu. Widać człon na prąd znamionowy 600 A ze sprężynami dociskowymi symetrycznie rozmieszczonymi pod podporą dysku. Schemat ideowy stanowiska pomiarowego pokazano na rys. 27.

Obiekt badany zasilany jest z baterii kondensatorów ładowanych do zadanego napięcia. Jego rozładowanie przez cewkę napędu następuje po podaniu sygnału na bramkę tyrystora T. Wówczas przez cewkę napędową NID przepływa impuls prądu mierzony za pomocą cewki Rogowskiego CR – PEM CT. Cewka Rogowskiego była używana zamiennie z bocznikiem cylindrycznym o rezystancji 1,07 mΩ. Przebieg napięcia na baterii kondensatorów C był mierzony wysokonapięciową sondą Tektronix P6015A.

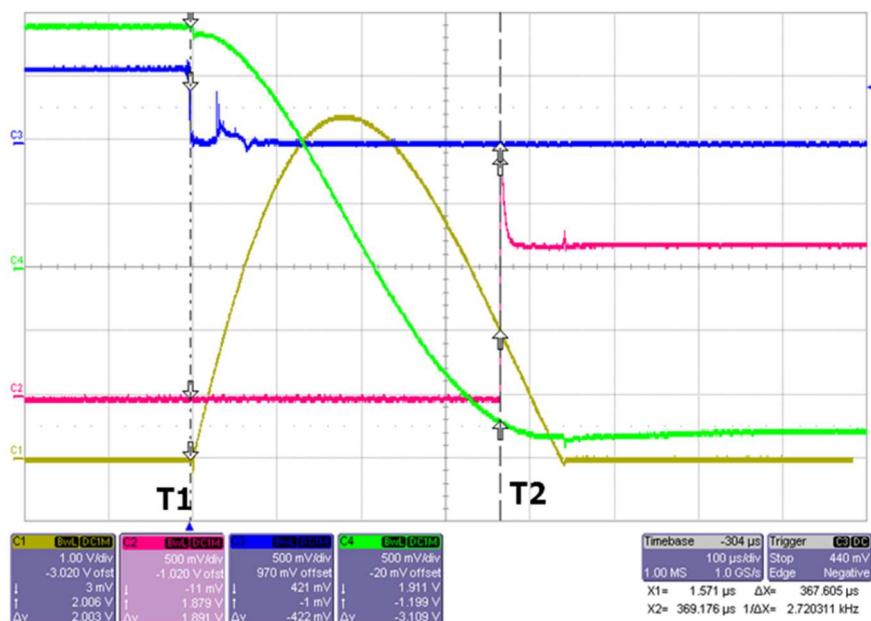


Rys. 27. Schemat ideowy stanowiska laboratoryjnego do badania członów łączeniowych wyposażonych w NID.

NID – napęd indukcyjno-dynamiczny, ŁP – komora próżniowa połączona z NID, C – kondensator napędu, PC – przetwornica ładowania kondensatora, U_c – napięcie kondensatora, DWN – wysokonapięciowy dzielnik napięcia, T – tyrystor, US – układ sterowania tyrystora, R_p – bezindukcyjny rezystor pomiarowy (bocznik), R1, R2 – dzielnik napięcia, CK – cyfrowa kamera szybka Photron APX-RS, OK – oscyloskop cyfrowy, PZ – przycisk załączający.

Źródło: opracowanie własne.

Na rys. 28 pokazano wybrany oscylogram z badań jednego z członów łączeniowych. Po podaniu impulsu na bramkę tyrystora T w chwili T1, po czasie własnym otwierania T2 – T1 następuje utrata styczności styków komory próżniowej. Do zarejestrowania przemieszczenia styku ruchomego wykorzystano kamerę szybką Photron APX-RS, wyposażoną w dodatkowe oprogramowanie umożliwiające analizę każdej klatki filmu. Rejestrację ruchu wykonywano z szybkością $(10 \div 30)$ tys. klatek na sekundę. Pozwoliło to na obserwację ruchu wybranego podzespołu członu łączeniowego w sekwencji $(33 \div 100)$ μ s.



Rys. 28. Wybrany oscylogram przebiegów napięciowych zarejestrowanych na oscyloskopie OK w punktach pokazanych na rys. 27.

C1 – przebieg prądu cewki napędu ($R_p = 1,07$ m Ω); C2 – napięcie na stykach komory próżniowej pokazujące chwilę utraty styczności (czas pomiędzy kursorami T1 – T2); C3 – sygnał wyzwalający; C4 – przebieg napięcia na kondensatorze.

Źródło: opracowanie własne.

Finalnie do opracowania zarejestrowanego filmu zdecydowano się wykorzystać nowsze oprogramowanie *Tracker Video Analysis*, które ma wiele opcji dotyczących analizy obrazu. Całą procedurę rozpoczyna wczytanie pliku z filmem i ustawienia częstotliwości pojawiania się kadrów. Następnie definiowany jest układ współrzędnych, który będzie układem odniesienia. Dalej wprowadza się rzeczywisty wymiar wybranego podzespołu członu. Następnie oznaczany jest interesujący podzespół na kolejnych klatkach i wykreślana krzywa przemieszczenia obiektu. Na rys. 29 widoczne są dwie wybrane klatki dla jednego z członów, na których oznaczono dwa punkty o nazwie: *masa A* oraz *masa B* dla położenia początkowego oraz końcowego styku ruchomego członu łączeniowego. Dla tych dwóch punktów zapisywane są współrzędne wyznaczone elementów względem układu odniesień dla kolejnych wyświetlanych kadrów filmu.



Rys. 29. Wybrane klatki filmu przemieszczenia się styku ruchomego członu łączeniowego

Źródło: opracowanie własne.

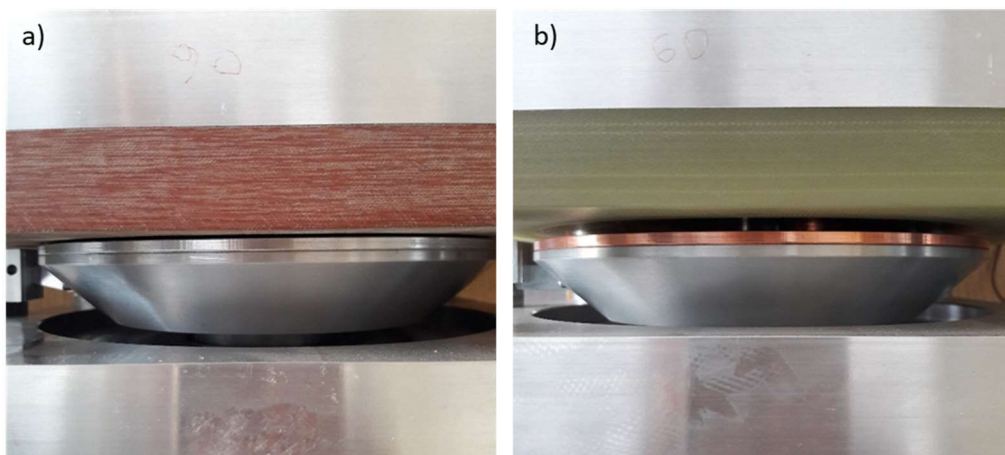
5.2. Rodzaj dysku

Rozpatrując budowę poszczególnych NID-ów w próżniowych członach łączeniowych wyłączników ultraszybkich stosowanych w eksploatacji, można wyróżnić kilka typów dysku. Podzespół ten może być wykonany w całości z jednego materiału - z miedzi lub aluminium, albo z kilku materiałów. Kryterium doboru materiału dysku, w którym indukowane są prądy wirowe, jest jego niska rezystywność, a także możliwie mała masa wspornika dysku, wpływająca na dynamikę napędu. Podpora dysku, widoczna na rys. 3 jest połączona pośrednio ze stykiem ruchomym komory próżniowej poprzez izolator, który oddziela części przewodzące członu zestykowego od pozostałej masy ruchomej. Podpora nie bierze udziału w indukowaniu prądu. Z tego względu możliwe do rozważenia staje się wykonanie tego elementu z materiału niebędącego metalem.

Jednym z głównych wniosków autorów artykułów [60], [61] jest sugestia dotycząca ograniczenia masy części ruchomych. Można to osiągnąć głównie poprzez zmianę materiałów użytych do wykonania dysku oraz izolatora. W pierwszej części niniejszego rozdziału zostaną opisane różnice, jakie zauważono dla próżniowych członów łączeniowych posiadających miedziany lub aluminiowy pierścień przewodzący, a w drugiej części zostanie wykonane porównanie podpory aluminiowej i rezoteksowej.

5.2.1. Porównanie dysku aluminiowego z dyskiem miedzianym

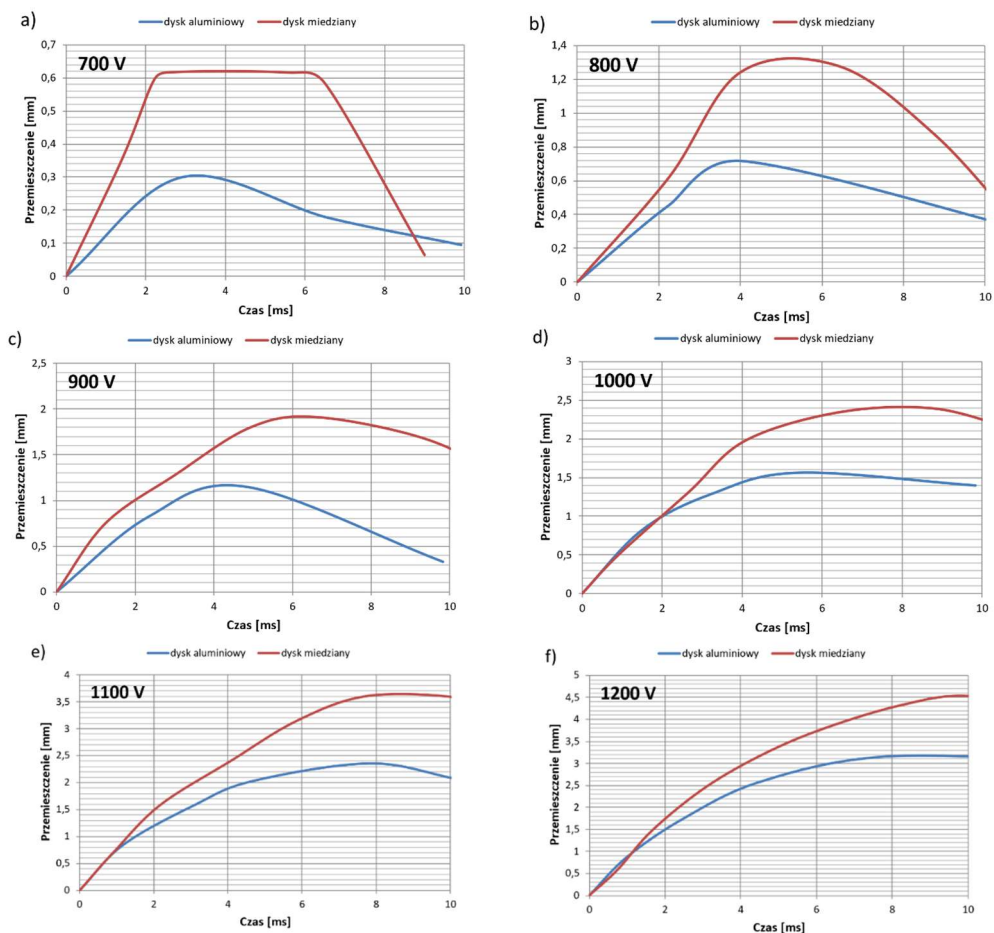
Na stanowisku do badania członów łączeniowych, pokazanym na rys. 30, sprawdzono zachowanie się napędów NID o identycznej konstrukcji oraz o takich samych parametrach mechanicznych i elektrycznych, ale różniące się wykonaniem dysków. W obydwu członach dysk składał się z aluminiowej podpory oraz przewodzącego pierścienia wykonanego z aluminium (rys. 30 a) oraz miedzi (rys. 30 b). Schemat ideowy układu pomiarowego pokazano na rys. 27. Napędy zasilano z kondensatora C ładowanego do napięcia U_C regulowanego w granicach (700 ÷ 1200) V.



Rys. 30. Próżniowy człon łączeniowy z dyskiem aluminiowym (a) oraz miedzianym (b) umieszczonym na aluminiowej podporze.

Źródło: opracowanie własne.

Na rys. 31 pokazano przemieszczenia dysku dla wybranych napięć na podstawie analizy filmu wykonanego z częstotliwością 12000 klatek na sekundę w przedziale czasu (0 ÷ 10) ms. Zgodnie z nim a ÷ f dla napięć $u_C = (700 ÷ 1200)$ V napęd z dyskiem miedzianym uzyskuje po czasie około 2 ms większe przemieszczenie niż napęd z dyskiem aluminiowym, szczególnie przy najniższym napięciu, jednak w miarę wzrostu napięcia różnice te zdecydowanie maleją.



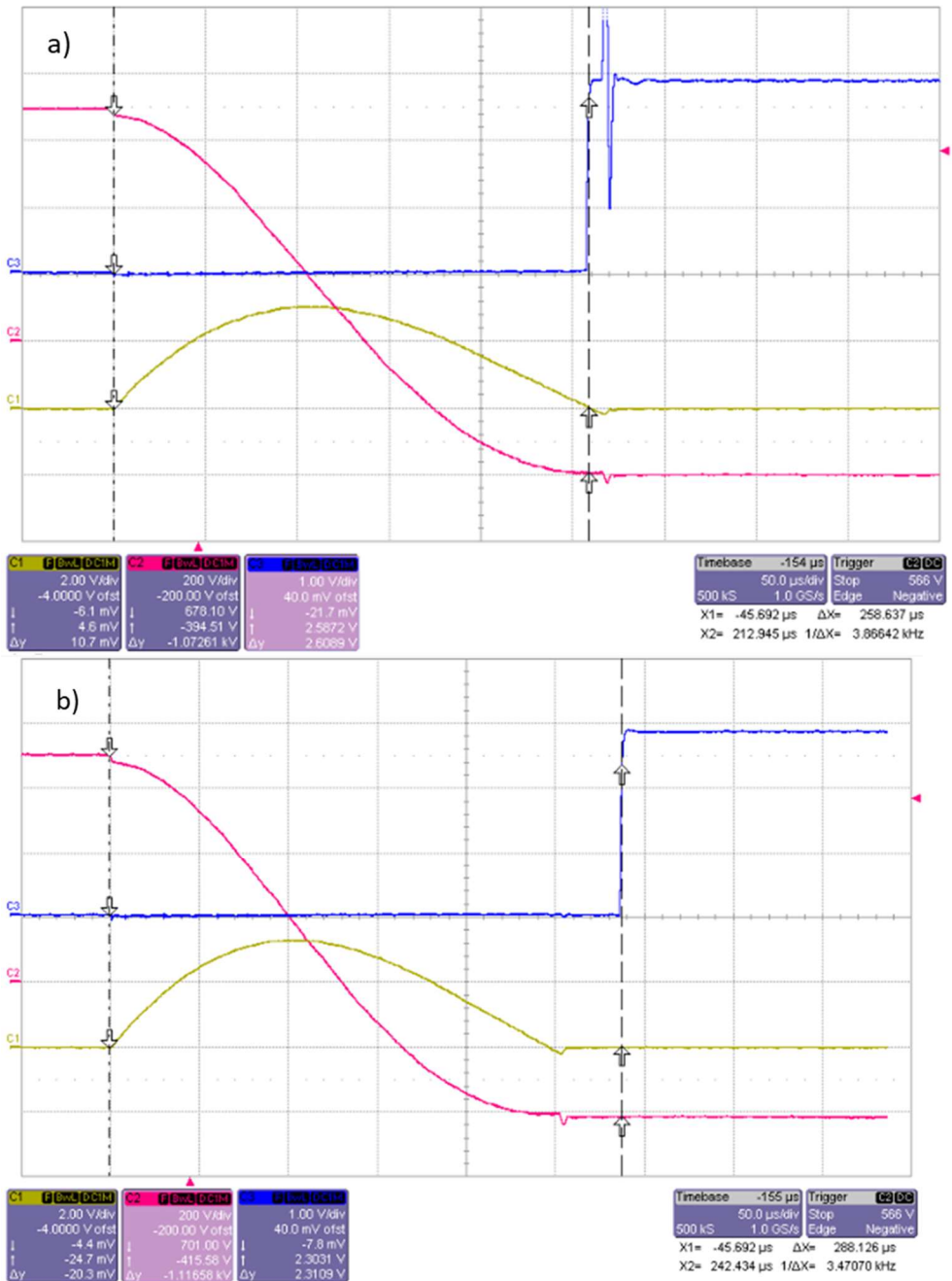
Rys. 31. Przebiegi przemieszczeń dla dysku aluminiowego oraz miedzianego dla napięć $u_C = 700 \div 1200$ V.

Źródło: opracowanie własne.

Zupełnie inaczej wygląda sprawa maksymalnych przemieszczeń elementów ruchomych członów zestykowych z powyższymi dyskami. Również maksymalne różnice przemieszczeń są przy niższych napięciach znacznie większe, sięgające dwukrotnej wartości i maleją w miarę wzrostu napięcia do poziomu półtorakrotnej wartości przy napięciach wyższych, na korzyść dysku miedzianego.

Dysk aluminiowy wykona takie samo przemieszczenie jak dysk miedziany, gdy napięcie na kondensatorze zostanie zwiększone o (10 ÷ 20) %. Przemieszczenie równe 1,9 mm dla dysku miedzianego będzie osiągnięte przy $u_C = 900$ V, a dla aluminiowego przy napięciu u_C z zakresu (1000 ÷ 1100) V.

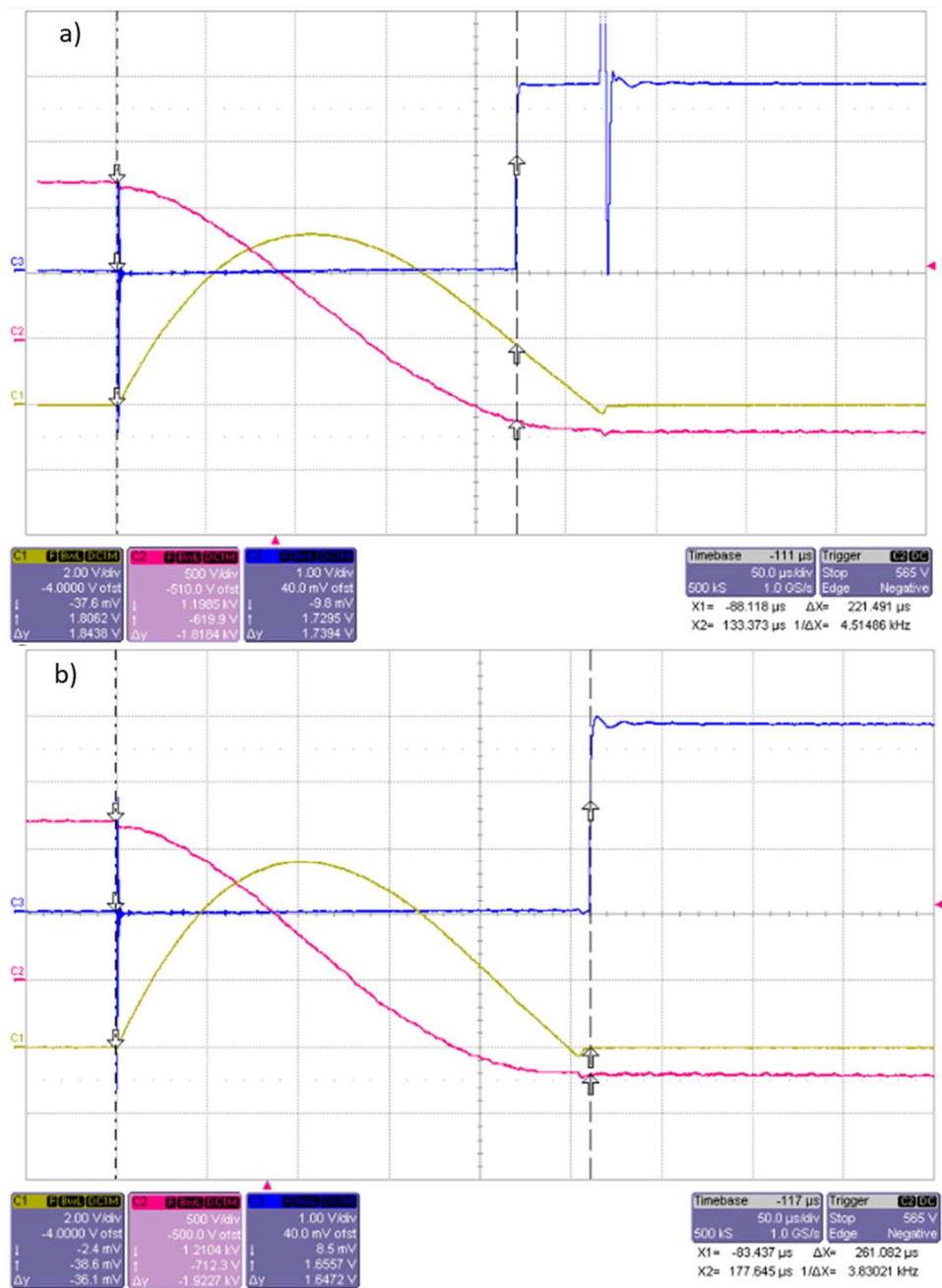
Na rys. 32 oraz 33 pokazano wybrane oscylogramy wykonane na stanowisku laboratoryjnym dla badania czasów własnych otwierania członów z dyskiem aluminiowym oraz miedzianym, dla napięć $U_C = 700$ oraz 1200 V. Pokazano przebiegi prądu i napięcia w cewce napędu oraz chwilę utraty styczności styków komory.



Rys. 32. Wybrane pomiary czasów własnych otwierania próżniowych członów łączeniowych z dyskiem aluminiowym (a) oraz miedzianym (b) dla $U_c = 700$ V.

C1 – prąd cewki napędowej; C2 – napięcie na kondensatorze u_c ; C3 – napięcie na zestyku komory próżniowej.

Źródło: opracowanie własne.



Rys. 33. Wybrane pomiary czasów własnych otwierania próżniowych członów łączeniowych z dyskiem aluminiowym (a) oraz miedzianym (b) dla napięcia $u_c = 1200$ V

C1 – prąd cewki napędowej; C2 – napięcie na kondensatorze u_c ; C3 – napięcie na zestyku komory próżniowej.

Źródło: opracowanie własne.

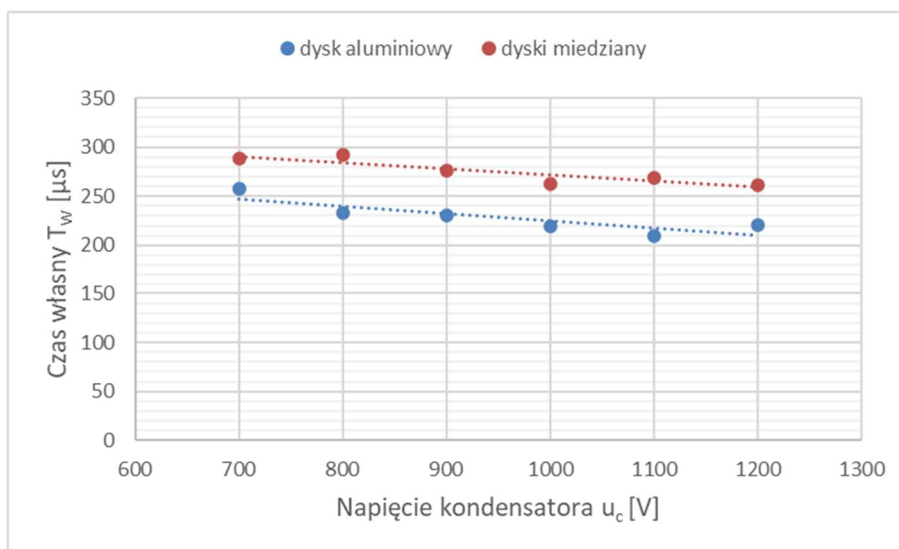
Tabela 10. Czasy własne otwierania członu łączeniowego z dyskiem aluminiowym ($m = 2,9$ kg) oraz miedzianym ($m = 3,2$ kg) dla wybranych napięć $U_c = 700; 1200$ V

Napięcie na kondensatorze napędu [V]	Czas własny otwierania T_w [μ s]	
	Dysk Al	Dysk Cu
700	258	288
1 200	221	261

Źródło: opracowanie własne.

Dysk aluminiowy, a dokładnie jego mniejsza masa staje się korzystna dopiero jeżeli spojrzymy na dynamikę osiągnięcia przemieszczenia (do 2 mm) oraz czasy własne otwierania. Należy nadmienić, że czas własny otwierania będzie również zależny od tego, jak zachowa się zapadka zamka podczas ruchu. Może to powodować wystąpienie rozrzutów tego czasu (rys. 34). Jednocześnie widać, że różnica T_w pomiędzy dyskiem miedzianym, a aluminiowym to około 50 μ s na korzyść tego drugiego. Zwiększenie masy organu ruchomego przy dysku miedzianym o ok. 10% spowodowało blisko 20% wydłużenie czasu własnego otwierania w stosunku do dysku aluminiowego.

Jak wynika z podanych wyników pomiarów czasu własnego oraz przemieszczenia, istnieje pewna sprzeczność w przypadku zastosowania dysku aluminiowego i miedzianego. Przy dysku aluminiowym czas własny otwierania jest mniejszy, ale końcowe położenie osiągnięte jest po dłuższym czasie. Przemieszczenie równe 2 mm jest uzyskiwane po czasie 2,51 ms i 3,22 ms, odpowiednio w członie zestykowym z dyskiem miedzianym i aluminiowym. Z powyższego wynika wniosek, że wybór materiału dysku będzie zależny od udziału masy dysku w masie elementów ruchomych członu zestykowego. W członach zestykowych na duże prądy znamionowe, powyżej 2000 A bardziej odpowiednio będą dyski miedziane, co poprawi sprawność urządzenia.



Rys. 34. Zależność czasu własnego otwierania próżniowego członu łączeniowego z dyskiem aluminiowym oraz miedzianym od napięcia na kondensatorze napędu.

Źródło: opracowanie własne.

5.3. Masa elementów ruchomych

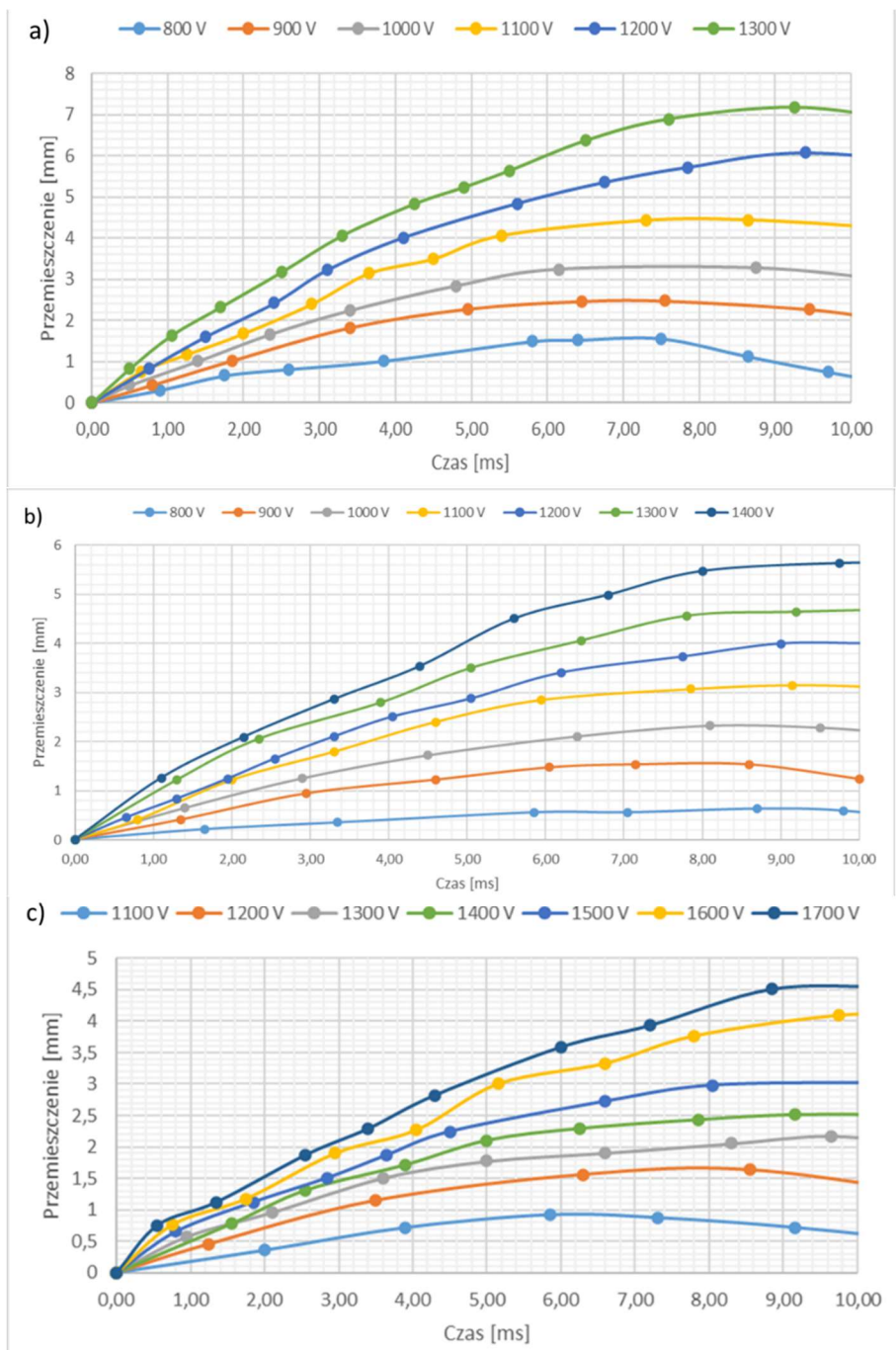
Wzrastające gabaryty komór próżniowych, a co za tym idzie masy podzespołów ruchomych oraz większe siły dociskowe silnie wpływają na dynamikę ruchu. Porównano trzy próżniowe człony łączeniowe o prądach znamionowych 600 A, 2000 A oraz 4000 A. Rozpatrywane człony łączeniowe charakteryzują się odpowiednio masami: 2,9 kg, 4,3 kg oraz 10,6 kg.

W celu sprawdzenia wpływu masy elementów ruchomych na wartość ich przyśpieszenia pod wpływem działającej siły rozwijanej przez napęd, w każdym ze zbadanych członów łączeniowych ustawiono jednakowe wartości docisku styków oraz zamontowano identyczne napędy, posiadające cewki o tej samej liczbie zwojów oraz aluminiowe dyski. Zastosowano podstawowy układ zasilania napędu pokazany na rys 57a, w którym kondensator o pojemności $C = 600 \mu\text{F}$ ładowano do wybranych wartości napięć U_C zmienianych w granicach (800 ÷ 1700) V.

Na rys. 35 a ÷ c pokazano przemieszczenie dysku w czasie 10 ms dla wybranych napięć U_C . Przy małych napięciach, a więc niewielkich wartościach przepływu, masy ruchome osiągają przemieszczenia w granicach (0,5 ÷ 7) mm, zależnie od wartości prądu znamionowego. W członach zestykowych wymagane są przemieszczenia ok. 2 mm. Jak wynika z charakterystyk (rys. 35) człon zestykowy na 600 A osiąga oczekiwane przemieszczenia już przy napięciu równym 900 V, człon na 2000 A wymaga napięcia 1000 V, a człon na 4000 A napięcia 1300 V.

W wyłącznikach ultraszybkich z napędem NID działających na zasadzie IPP proces wyłączeniowy jest realizowany przy przerwie zestykowej około 2 mm. Czas potrzebny na takie przemieszczenie dla wybranych członów zestykowych podano w tabeli 11.

Aby uzyskać czas, po którym należy wykonać proces wyłączeniowy, liczony od chwili zadziałania zabezpieczenia nadprądowego, należy uwzględnić czas własny otwierania członu zestykowego. Dla badanych członów łączeniowych podano wartości tych czasów na rys. 36. Wynika z niego, że w badanym zakresie czas ten praktycznie nie zależy od napięcia zasilającego napęd, ale zasadniczy wpływ na jego wartość mają masy elementów ruchomych członów zestykowych. Ponad 2,5 razy większa masa członu zestykowego na prąd znamionowy 4000 A od masy członu zestykowego na prąd 2000A, powoduje również ponad 2,5 raza dłuższy czas otwierania.



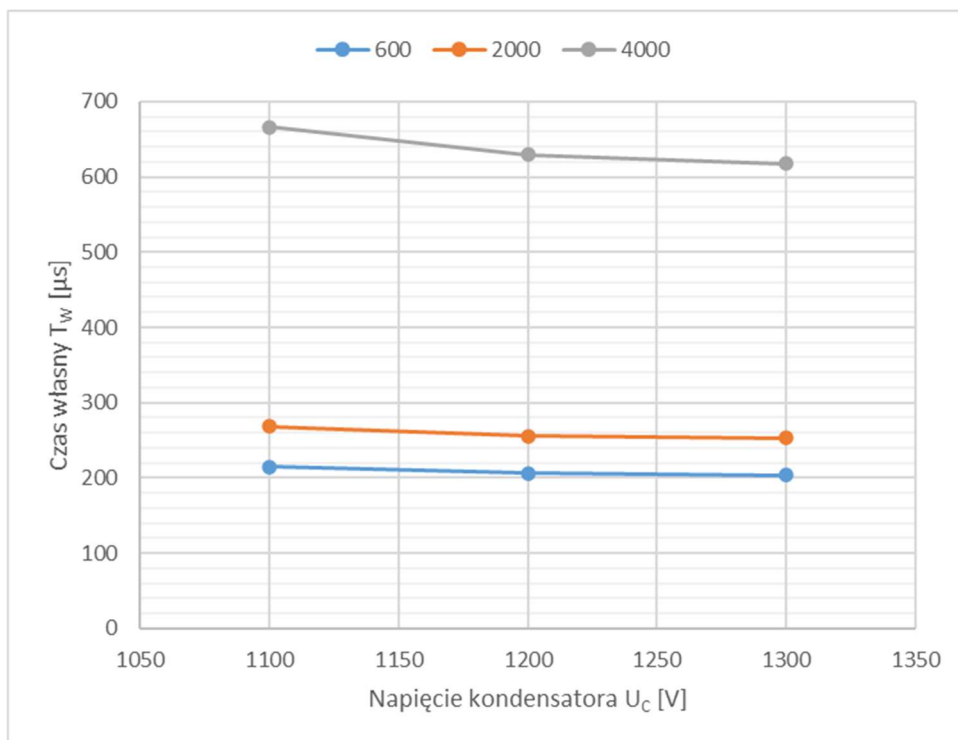
Rys. 35. Charakterystyki przemieszczenia w funkcji czasu dla wybranych napięć kondensatora U_C . Wyniki dla próżniowego członu łączeniowego na prądy: a) 600 A; b) 2000 A; c) 4000 A.

Źródło: opracowanie własne.

Tabela 11. Czas do uzyskania przerwy zestykowej równej 2 mm dla wybranych członów zestykowych przy wybranych napięciach (uwzględniono czas własny otwierania)

U _C [V]	Człon 600 A	Człon 2000 A	Człon 4000 A
	t [ms]		
900	4,1	-	-
1000	3,1	-	-
1100	2,6	3,95	-
1200	2,1	3,35	-
1300	1,6	2,55	7,8
1400	-	2,25	5,3
1500	-	-	4,5
1600	-	-	3,8
1700	-	-	3,4

Źródło: opracowanie własne.



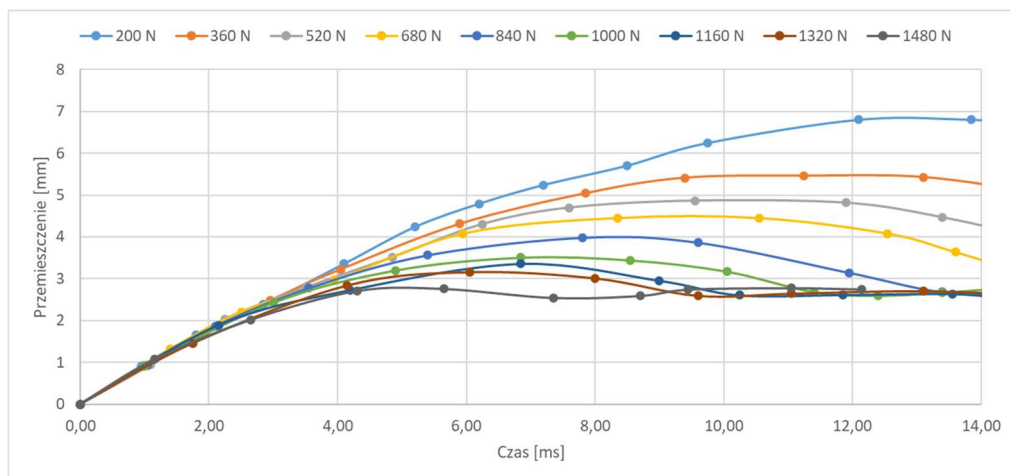
Rys. 36. Charakterystyki czasów własnych otwierania w funkcji napięcia na kondensatorze dla członów na: a) 600 A b) 2000 A c) 4000 A.

Źródło: opracowanie własne.

5.4. Wpływ zmiany siły docisku styków na dynamikę działania członu zestykowego

W miarę wzrostu prądu ciągłego wzrastają straty cieplne zestykowe powodujące przyrost temperatury toru prądowego. Aby nie dopuścić do przekroczenia dopuszczalnych przyrostów temperatury konieczne jest zwiększenie siły docisku zestykowego. Powoduje to pogorszenie dynamiki działania członu zestykowego, a w szczególności ograniczenie zakresu maksymalnych przemieszczeń uzyskiwanych przez elementy ruchome.

W celu sprawdzenia wpływu wartości siły docisku zestykowego na działanie członu łączeniowego wykorzystującego napęd indukcyjno-dynamiczny, zbadano za pomocą kamery szybkiej Photron APX człon na 4000 A, przy zmianie siły dociskowej w zakresie (200 ÷ 1480) N. Schemat układu pomiarowego pokazano na rys. 27. Cewkę napędu zasilano z baterii kondensatorów o wartości $C = 800 \mu\text{F}$, ładowanej do napięcia 1600 V. Przeprowadzono rejestrację przemieszczania się styków w czasie 14 ms, a uzyskane wyniki pomiarów pokazano na rys. 62.

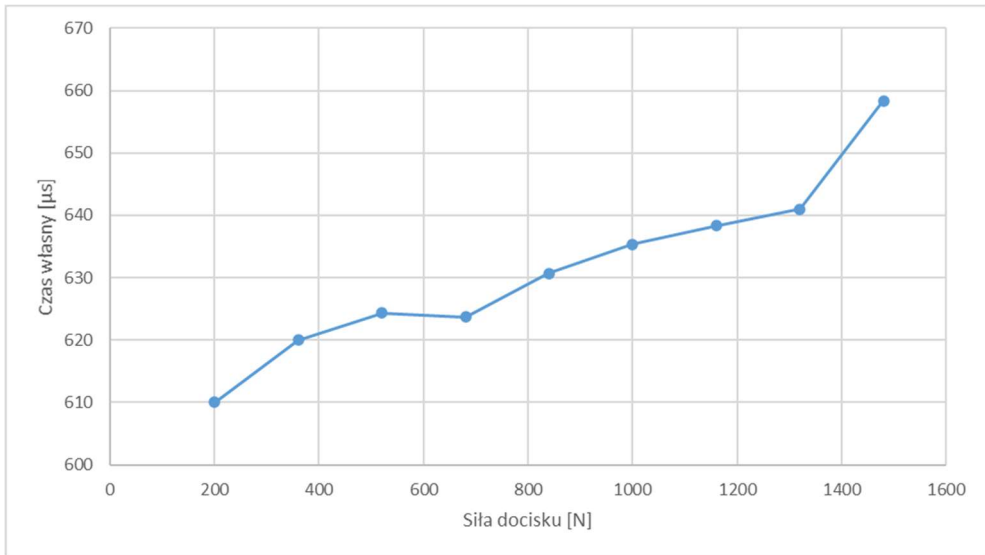


Rys. 37. Charakterystyki przemieszczania w funkcji czasu dla docisków w zakresie (200 ÷ 1480) N

Źródło: opracowanie własne.

Jak wspomniano wcześniej, ze względów łączeniowych istotny jest czas ruchu styku ruchomego potrzebny do osiągnięcia przerwy zestykowej równej 2 mm. Z krzywych pokazanych na rys. 37 wynika, że początkowa prędkość ruchu na drodze około 1 mm jest praktycznie stała i przemieszczenie o wartości 1 mm jest osiągnięte w czasie około 1 ms, niezależnie od wartości siły dociskowej. Powyższe potwierdza niewielki wpływ siły docisku zestykowego na czas własny otwierania (rys. 38). Nieco wolniej przemieszczają się ruchome elementy członu w kolejnej milisekundzie, jednak w dalszej fazie ruchu wzrost siły dociskowej jest coraz bardziej zauważalny. Szczególnie jest to widoczne przy porównaniu uzyskiwanych przemieszczeń maksymalnych. Przy sile docisku 200 N elementy ruchome członu zestykowego osiągają przemieszczenie prawie 7 mm, natomiast przy docisku 1480 N niespełna 3 mm. Taka zależność jest korzystna

dla konstrukcji. Można wykonać człon zestykowy, którego elementy ruchome zatrzymają się przed zderzakiem ograniczającym maksymalne otwarcie styków komory próżniowej, wynikające z jej konstrukcji.



Rys. 38. Czasy własne otwierania w funkcji siły docisku dla próżniowego członu zestykowego na prąd znamionowy 4000 A

Źródło: opracowanie własne.

Podsumowując, prawidłowo dobrany docisk zestykowy komory próżniowej gwarantuje spełnienie wymaganych dla łącznika warunków cieplnych, a z drugiej strony poprawi trwałość mechaniczną członu zestykowego dzięki zatrzymaniu elementów ruchomych przed zderzakiem.

6. PODSUMOWANIE

W opracowaniu przeprowadzono wieloparametryczną analizę osiowo-symetrycznego modelu napędu indukcyjno-dynamicznego w oprogramowaniu typu MES, pozwalającą na określenie wymiarów zespołu cewka-dysk, których modyfikacja pozwala na zwiększenie siły napędowej oraz sprawności napędu. Zbudowane stanowisko laboratoryjne z cyfrową kamerą szybką (zsynchronizowaną z kartą pomiarową) umożliwiło zbadanie charakteru ruchu elementów ruchomych napędu oraz pomiar osiągniętych przez nie przemieszczeń, a także czasów własnych otwierania członów łączeniowych. Dzięki temu przeprowadzono badania laboratoryjne rodziny próżniowych członów łączeniowych wyposażonych w NID i pracujących z komorami prądu przemiennego (600 ÷ 1250) A. Uwzględniony został zbiór parametrów zewnętrznych z punktu widzenia napędu, ale bezpośrednio decydujących o jego parametrach takich jak: masa oraz docisk zestykowy.

W części symulacyjnej przedstawiono obliczenia rozwijanej przez napęd siły dla wybranych wymiarów geometrycznych cewki, tj. średnic \varnothing_{wew} oraz \varnothing_{zew} , wysokości d drutu nawojowego, jego szerokości w , liczby zwojów cewki z , a także szczeliny a pomiędzy dyskiem i cewką. Zmiana dowolnego z wyżej wybranych parametrów oddziałuje w sposób złożony na układ napęd – źródło zasilania. Przykładowo, zmiana średnicy cewki napędu powoduje zmianę jej indukcyjności i impedancji obwodu oraz zmianę częstotliwości prądu w cewce i jego amplitudy. Stąd wynika duża trudność w precyzyjnym ustaleniu zakresu wpływu wybranego parametru na podstawową wielkość charakteryzującą napęd, jaką jest rozwijana przez niego siła.

Na podstawie własnych badań symulacyjnych sformułowano następujące wnioski:

1. Najprostszym sposobem zmiany siły rozwijanej przez napęd jest zmiana wartości przepływu. Powoduje to wzrost siły napędowej w kwadracie wzrostu przepływu. Jest to wynikiem wzajemnego oddziaływania prądów cewki i dysku, które wzrastają liniowo w funkcji przepływu.
2. Przy niezmiennym przepływie w cewkach napędu o stałych przekrojach poprzecznych i wzrastających średnicach wewnętrznych wzrasta siła napędowa proporcjonalnie do wzrostu długości drutu zużytego na wykonanie cewki (tabela 3). Wynika stąd wniosek, że obliczony z długości drutu nawojowego jednostkowy przepływ wywołuje stałą wartość jednostkowej siły w każdym punkcie cewki.
3. Zwiększanie lub zmniejszanie liczby zwojów cewki napędowej przy założeniu stałego przepływu $\Theta = \text{const}$ oraz częstotliwości $f = \text{const}$ skutkuje wzrostem lub maleniem generowanej siły napędowej F .
4. Zmiana odstępów pomiędzy cewką i dyskiem powoduje zmianę rozwijanej przez napęd siły. Wraz ze wzrostem szczeliny maleje siła napędowa.
5. Zmiana wysokości d drutu cewki wpływa podobnie na wartość rozwijanej przez napęd siły, jak zmiana odstępów pomiędzy cewką i dyskiem. Wzrost wysokości drutu nawojowego powoduje odsunięcie od dysku osi pola magnetycznego, co w konsekwencji skutkuje zmniejszeniem maksymalnej wartości indukcji B w dysku, a więc maleniem prądów wirowych w górnych warstwach dysku, co skutkuje spadkiem wartości siły napędowej.

6. Zmiany częstotliwości wpływają na generowaną przez napęd siłę z powodu zmniejszania się głębokości wnikania pola magnetycznego w materiał dysku. Koncentracja indukcji magnetycznej wokół szczeliny między dyskiem a cewką wzrasta wraz ze wzrostem częstotliwości. W efekcie wytwarzane przez to pole prądu wirowe o dużej gęstości będą miały większą amplitudę w pobliżu górnej powierzchni dysku, co będzie skutkowało wzrostem siły napędowej.

Na stanowisku laboratoryjnym zbadano m.in. wpływ masy elementów ruchomych oraz sił docisku styków na dynamikę działania napędu. Wpływ zmian wszystkich tych parametrów rozpatrzono nie tylko w świetle przemieszczenia mierzonego kamerą szybko, ale również czasu własnego otwierania, decydującego o chwili zadziałania obwodu komutacyjnego. Z wyników badań można m.in. wyciągnąć niżej sformułowane wnioski:

1. Powodem zmniejszania przemieszczenia osiąganego przez napęd wyposażony w dysk aluminiowy jest inna wartość indukcyjności napędu. Mniejsze przemieszczenie wymaga skompensowania poprzez zwiększenie napięcia początkowego kondensatora. Wybór aluminium jako materiału na dysk negatywnie wpłynie na sprawność urządzenia.
2. Ponieważ wartość siły napędowej jest zależna od szczeliny pomiędzy dyskiem i cewką, a siła ta maleje wraz ze wzrostem szczeliny, należy jej wartość początkową dostosować do specyfiki pracy komory próżniowej. Degradacja układu stykowego w czasie eksploatacji powoduje zmniejszanie się tej szczeliny do wartości granicznej i nie można dopuścić do jej wyzerowania, gdyż groziłoby to zniszczeniem styków. Należy zauważyć, że z powyższego powodu wzrasta dynamika napędu w czasie eksploatacji.
3. Z wniosku 3. wynika, że dla uniknięcia niekorzystnych warunków pracy członu zestykowego należy zachować równomierność szczeliny w całej przestrzeni między dyskiem i cewką.
4. Wzrost masy elementów ruchomych wydłuża czas własny otwierania i ogranicza zakres ruchu.
5. Siła docisku zestykowego ma niewielki wpływ na czas własny otwierania próżniowego członu łączeniowego, ale jej wzrost zmniejsza maksymalne przemieszczenie elementów ruchomych łącznika.

Wybrane z rozprawy przez Autora wyniki symulacji i badań, mające istotne wartości aplikacyjne, zostały wykorzystane i zweryfikowane eksperymentalnie podczas realizacji programu „Ultraszybkie systemy hybrydowe USH do zabezpieczania obwodów DC o dużych energiach magnetycznych” (w tym rodzina DCSS 3 kV; 0,6; 2; 13 kA dla ograniczania skutków quenchu w nadprzewodzących cewkach elektromagnesów [71], [72] oraz rodzina DCU-HM 1,5÷4 kV; 0,8÷3,15 kA wyłączników do ochrony obwodów głównych pojazdów trakcyjnych w systemach DC trakcji kolejowej, miejskiej i przemysłowej). Program USH (z udziałem autora jako członka zespołu wykonawców), był realizowany przez Konsorcjum Politechniki Łódzkiej, Katedrę Aparatów Elektrycznych oraz Zakład Aparatury Elektrycznej WOLTAN Sp. z o.o., z początkowym udziałem SESTO Sp. z o.o. w Łodzi w zakresie DCSS 0,6; 2 kA.

7. LITERATURA

- [1] Bartosik Marek, *Progress in D.C. breaking*, [w:] *8th International Conference on Switching Arc Phenomena*, SAP 97, Part II, Postconference Materials Łódź, Poland, s. 29-40.
- [2] Wójcik Franciszek, *Ultraszybkie wyłączanie silnoprądowych obwodów prądu stałego*, Zeszyty Naukowe Politechniki Łódzkiej nr 1071, Rozprawy Naukowe, Z.396. Wydawnictwo Politechniki Łódzkiej, Łódź 2010.
- [3] Karta katalogowa *Siemens VI VS10048*, 2005.
- [4] Breugelmans Sam, Leterme Willem, Van Hertem Dirk, Marcelis Richard, *Comparison of different methods to limit short circuit currents in DC traction networks*, [w:] *12th IET International Conference on Developments in Power System Protection (DPSP 2014)*, 2014, s. 1-6, <https://doi.org/10.1049/cp.2014.0133>.
- [5] Pokryvailo Alex, Ziv I., *A hybrid repetitive opening switch for inductive storage systems and protection of DC circuits*, [w:] *Conference Record of the Twenty-Fifth International Power Modulator Symposium, 2002 and 2002 High-Voltage Workshop*, 2002, s. 612-615, <https://doi.org/10.1109/MODSYM.2002.1189554>.
- [6] Meyer Jean-Marc, Rufer Alfred, *A DC hybrid circuit breaker with ultra-fast contact opening and integrated gate-commutated thyristors (IGCTs)*, "IEEE Transactions on Power Delivery" 2006, vol. 21, no. 2, s. 646-651, <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2006.870981>.
- [7] Liu Luhui, Zhuang Jinwu, Wang Chen, Jiang Zhuangxian, Wu Jin, Chen B., *A Hybrid DC Vacuum Circuit Breaker for Medium Voltage: Principle and First Measurements*, "IEEE Transactions on Power Delivery" 2015, vol. 30, no. 5, s. 2096-2101, <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2014.2384023>.
- [8] Roodenburg B., Taffone A., Gilardi E., Tenconi S.M., Evenblij B.H., Kaanders M.A.M., *Combined ZVS-ZCS topology for high-current direct current hybrid switches: design aspects and first measurements*, "IET Electric Power Applications" 2007, vol. 1, no. 5, s. 183-192, <http://dx.doi.org/10.1049/iet-epa:20060295>.
- [9] van Gelder Peter, Ferreira J.A., *Zero volt switching hybrid DC circuit breakers*, [w:] *Conference Record of the 2000 IEEE Industry Applications Conference. Thirty-Fifth IAS Annual Meeting and World Conference on Industrial Applications of Electrical Energy* (Cat. No.00CH37129), vol. 5, 2000, s. 2923-2927, <https://doi.org/10.1109/IAS.2000.882581>.
- [10] Wu Yifei, Rang Mingzhe, Wu Yi, Yang Fei, Li Mei, Li Yang, *Development of a new topology of dc hybrid circuit breaker*, [w:] *2013 2nd International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology (ICEPE-ST)*, 2013, s. 1-4, <https://doi.org/10.1109/ICEPE-ST.2013.6804366>.
- [11] Halaus Walter, Fröhlich Klaus, *Ultra-fast switches - A new element for medium voltage fault current limiting switchgear*, [w:] *2002 IEEE Power Engineering Society Winter Meeting. Conference Proceedings* (Cat. No.02CH37309), vol. 1, 2002, s. 299-304, <https://doi.org/10.1109/PESW.2002.985002>.

- [12] Jovcic Dragan, Taherbaneh Mohsen, Taisne Jean-Pierre, Nguefeu Samuel, *Offshore DC Grids as an Interconnection of Radial Systems: Protection and Control Aspects*, "IEEE Transactions on Smart Grid" 2015, vol. 6, no. 2, s. 903-910, <https://doi.org/10.1109/TSG.2014.2365542>.
- [13] Zeng Rong, Xu Lie, Yao Liangzhong, *DC/DC converters based on hybrid MMC for HVDC grid interconnection*, w: *11th IET International Conference on AC and DC Power Transmission. IET*, 2015, s. 1-6, <https://doi.org/10.1049/cp.2015.0090>.
- [14] Ganhao Zheng, *Study on DC circuit breaker*, [w:] *2014 Fifth International Conference on Intelligent Systems Design and Engineering Applications*, 2014, s. 942-945, <https://doi.org/10.1109/ISDEA.2014.208>.
- [15] Davidson Colin C., Whitehouse R.S., Barker C.D., Dupraz J.P., Grieshaber Wolfgang, *A new ultra-fast HVDC Circuit breaker for meshed networks*, [w:] *11th IET International Conference on AC and DC Power Transmission*, 2015, pp. 1-7, <https://doi.org/10.1049/cp.2015.0021>.
- [16] Martinez Juan A., Magnusson Jesper, *EMTP modeling of hybrid HVDC breakers*, [w:] *2015 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, 2015, s. 1-5, <https://doi.org/10.1109/PESGM.2015.7285787>.
- [17] Khan Umer Amir, Lee Jong-Geon, Lim Sung-Woo, Lee Bang-Wook, Kim Young-Geun, Sim JungWook, *A comparative study on electrical and thermal stress distribution across fundamental components of conventional and superconducting hybrid type HVDC circuit breakers*, [w:] *2015 3rd International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology (ICEPE-ST)*, 2015, pp. 574-579, <https://doi.org/10.1109/ICEPE-ST.2015.7368406>.
- [18] Khan Umer Amir, Lee Jong-Geon, Amir Faisal, Lee Bang-Wook, *A Novel Model of HVDC Hybrid-Type Superconducting Circuit Breaker and Its Performance Analysis for Limiting and Breaking DC Fault Currents*, "IEEE Transactions on Applied Superconductivity" 2015, vol. 25, no. 6, pp. 1-9, Art no. 5603009, <https://doi.org/10.1109/TASC.2015.2477373>.
- [19] Jovcic Dragan, Taherbaneh Mohsen, Taisne Jean Pierre, Nguefeu Samuel, *Topology assessment for 3 + 3 terminal offshore DC grid considering DC fault management*, "IET Generation, Transmission & Distribution" 2015, vol. 9, no. 3, s. 221-230, <https://doi.org/10.1049/iet-gtd.2013.0838>.
- [20] Yuan X. F., Cheng Shijie J., *Simulation study for a hybrid multi-terminal HVDC system*, [w:] *2005/2006 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition*, 2006, s. 720-725, <https://doi.org/10.1109/TDC.2006.1668585>.
- [21] Ouaida Remy, Berthou Maxime, Tournier Dominique, Depalma Jean-Francois, *State of art of current and future technologies in current limiting devices*, *2015 IEEE First International Conference on DC Microgrids (ICDCM)*, 2015, s. 175-180, <https://doi.org/10.1109/ICDCM.2015.7152034>.
- [22] Mitra Pinaki, Hanning Jonathan, Köhlström Jonas, Larsson Tomas, Danielsson Jonatan, "DC grid system behavior: A real-time case study, *2015 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, 2015, s. 1-5,

- <https://doi.org/10.1109/PESGM.2015.7286123>.
- [23] Smeets Rene, Yanushkevich Alexander, Belda Nadew Adisu, Scharrenberg Rick, *Design of Test-Circuits for HVDC Circuit Breakers*, [w:] *2015 3rd International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology (ICEPE-ST)*, 2015, s. 229-234, <https://doi.org/10.1109/ICEPE-ST.2015.7368338>.
- [24] Sun S.Y., Shu H.C., Si D.J., Liu K.Z., Zhang G.B., Zhu Z.Z., *Dynamic Characteristics of ± 800 kv DC transmission system under single phase breaker failure action*, [w:] *2008 IEEE Canada Electric Power Conference*, 2008, s. 3-6, <https://doi.org/10.1109/EPC.2008.4763370>.
- [25] Ahmed Noman, Ängquist Lennart, Shahid Mehmood, Antonopoulos Antonios, Harnefors Lennart, Norrga Staffan, Nee Hans-Peter, *Efficient Modeling of an MMC-Based Multiterminal DC System Employing Hybrid HVDC Breakers*, "IEEE Transactions on Power Delivery" 2015, vol. 30, no. 4, s. 1792-1801, 2015, <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2015.2398825>.
- [26] Hajian Masood, Jovicic Dragan, Wu Bin, *Evaluation of semiconductor based methods for fault isolation on high voltage DC grids*, "IEEE Transactions on Smart Grid" 2013, vol. 4, no. 2, s. 1171-1179, <https://doi.org/10.1109/TSG.2013.2238260>.
- [27] Sneath J., Rajapakse A.D., *Fault Detection and Interruption in an Earthed HVDC Grid Using ROCOV and Hybrid DC Breakers*, "IEEE Transactions on Power Delivery" 2016, vol. 31, no. 3, s. 973-981, <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2014.2364547>.
- [28] Kontos Epameinondas, Pinto Rodrigo Teixeira, Rodrigues Silvio, Bauer Pavol, *Impact of HVDC Transmission System Topology on Multiterminal DC Network Faults*, "IEEE Transactions on Power Delivery" 2015, vol. 30, no. 2, s. 844-852, <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2014.2357056>.
- [29] Tang Geng, Xu Zheng, Zhou Yuzhi, *Impacts of three MMC-HVDC configurations on AC system stability under DC line faults*, "IEEE Transactions on Power Systems" 2014, vol. 29, no. 6, s. 3030-3040, <https://doi.org/10.1109/TPWRS.2014.2315666>.
- [30] Döring David, Ergin Dominik, Würflinger Klaus, Dorn Jörg, Schettler Frank, Spahic Ervin, *System integration aspects of DC circuit breakers*, "IET Power Electronics" 2016, vol. 9, no. 2, s. 219-227, <https://doi.org/10.1049/iet-pel.2015.0558>.
- [31] Magnusson Jesper, Bissal Ara, Engdahl Göran Engdahl, Martinez-Velasco Juan A., *Design aspects of a medium voltage hybrid DC breaker*, [w:] *IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies, Europe*, 2014, s. 1-6, <https://doi.org/10.1109/ISGTEurope.2014.7028737>.
- [32] Jankowski P., *Badanie właściwości napędów indukcyjno-dynamicznych*, Politechnika Gdańska, 1998.
- [33] Sneath Jeremy, Rajapakse Athula D., *DC fault protection of a nine-terminal MMC HVDC grid*, [w:] *11th IET International Conference on AC and DC Power Transmission*, 2015, s. 1-8, <https://doi.org/10.1049/cp.2015.0082>.
- [34] Chang B., Cwikowski O., Barnes M., Shuttleworth R., *Multi-terminal VSC-*

- HVDC pole-to-pole fault analysis and fault recovery study*, [w:] *11th IET International Conference on AC and DC Power Transmission*, 2015, s. 1-8, <https://doi.org/10.1049/cp.2015.0093>.
- [35] Zhou Wandi, Wei Xiaoguang, Zhang Sheng, Tang Guangfu, He Zhiyuan, Zheng Jianchao, Dan Yunhai, Gao Chong, *Development and test of a 200kV full-bridge based hybrid HVDC breaker*, [w:] *2015 17th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'15 ECCE-Europe)*, 2015, s. 1-7, <https://doi.org/10.1109/EPE.2015.7309153>.
- [36] Cwikowski Oliver, Barnes Mike, Shuttleworth Roger, Chang Bin, *Analysis and simulation of the proactive hybrid circuit breaker*, [w:] *2015 IEEE 11th International Conference on Power Electronics and Drive Systems*, 2015, s. 4-11, <https://doi.org/10.1109/PEDS.2015.7203574>.
- [37] Senda T., Tamagawa T., Higuchi K., Horiuchi T., Yanabu S., *Development of HVDC circuit breaker based on hybrid interruption scheme*, [w:] *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1984, vol. PAS-103, no. 3, s. 545-552, <https://doi.org/10.1109/TPAS.1984.318743>.
- [38] Lin Weixing, Jovicic Dragan, Ngufeu Samuel, Saad Hani, *Modelling of high-power hybrid DC circuit breaker for grid-level studies*, "IET Power Electronics" 2016, vol. 9, no. 2, s. 237-246, <https://doi.org/10.1049/iet-pel.2015.0518>.
- [39] Jinkun Ke, Xiaoguang Wei, Bingjian Yang, Yang Gao, Zhiyuan He, *Control strategy of the full-bridge based hybrid DC breaker*, [w:] *2015 IEEE First International Conference on DC Microgrids (ICDCM)*, 2015, s. 315-320, <https://doi.org/10.1109/ICDCM.2015.7152061>.
- [40] Wang Yeqi, Marquardt Rainer, *Future HVDC-grids employing modular multilevel converters and hybrid DC-breakers*, [w:] *2013 15th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE)*, 2013, s. 1-8, <https://doi.org/10.1109/EPE.2013.6631861>.
- [41] Hassanpoor Arman, Häfner Jürgen, Jacobson Björn, *Technical assessment of load commutation switch in hybrid HVDC breaker*, [w:] *2014 International Power Electronics Conference (IPEC-Hiroshima 2014 - ECCE ASIA)*, 2014, s. 3667-3673, <https://doi.org/10.1109/IPEC.2014.6870025>.
- [42] Yang Gao, Zhiyuan He, Chenghao Wang, Xiaoguang Wei, Bingjian Yang, Jinkun Ke, Longlong Chen, *A new hybrid circuit breaker for DC-application*, *Dianwang Jishu/Power Syst. Technol.*, 2016, vol. 40, no. 5, s. 1320-1325, <https://doi.org/10.13335/j.1000-3673.pst.2016.05.005>.
- [43] Ke Chen, Daozhuo Jiang, Yi Du, Yu Fan, Yang Zhou, *Parameter designing of the DC Hybrid circuit breaker*, [w:] *2014 Fifth International Conference on Intelligent Systems Design and Engineering Applications*, 2014, s. 706-709, <https://doi.org/10.1109/ISDEA.2014.160>.
- [44] Zyborski Jacek, Lipski Tadeusz, Czucha Jozef, Hasan Saady, *Hybrid arcless low-voltage AC/DC current limiting interrupting device*, "IEEE Transactions on Power Delivery" 2000, vol. 15, no. 4, s. 1182-1187, <https://doi.org/10.1109/61.891500>.
- [45] Czucha Józef, Lipski Tadeusz, Zyborski Jacek, *Hybrid current limiting*

- interrupting device for 3-phase 400 V AC applications*, [w:] *1998 Fifth International Conference on Trends in Distribution Switchgear: 400V-145kV for Utilities and Private Networks* (Conf. Publ. No. 459), 1998, s. 161-166, <https://doi.org/10.1049/cp:19980759>.
- [46] Zhao Tiefu, Bhavaraju Vijay, Theisen Peter, *Hybrid DC switch for solar array fault protection*, [w:] *2015 IEEE 42nd Photovoltaic Specialist Conference (PVSC)*, 2015, s. 1-6, <https://doi.org/10.1109/PVSC.2015.7356397>.
- [47] Sutil F.S., Hernández J.C., Vidal P.G., *Smart DC node to recharge electric vehicles from PV power, electric railway systems and secondary distribution network: Assessment of fault currents*, [w:] *12th IET International Conference on Developments in Power System Protection (DPSP 2014)*, 2014, s. 1-6, <https://doi.org/10.1049/cp.2014.0135>.
- [48] Corzine Keith, *Dc micro grid protection with the z-source breaker*, [w:] *IECON 2013 - 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, 2013, s. 2197-2204, <https://doi.org/10.1109/IECON.2013.6699472>.
- [49] Magnusson Jesper, Bissal Ara, Engdahl Gö, Martinez Juan A., Liljestrand Lars, *Experimental Study of the Current Commutation in Hybrid DC-breakers*, [w:] *2015 3rd International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology (ICEPE-ST)*, 2015, s. 506-511, <https://doi.org/10.1109/ICEPE-ST.2015.7368342>.
- [50] Ninomiya Tamotsu, Fukui Akiyoshi, Mino Masato, Yamasaki Mikio, Tanaka Yasunori, Ohashi Hiromichi, *HVDC system for a data center equipped with SiC power devices*, [w:] *2011 1st International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology*, 2011, s. 421-426, <https://doi.org/10.1109/ICEPE-ST.2011.6123022>.
- [51] Burini F., Kuate-Fone Y., Taddia G., Tenconi S.M., Matsukawa M., Shimada K., Lampasi A., Zito P., Coletti A., Novello L., *Design and implementation of four 20 kA, 5 kV hybrid switching networks for plasma ignition in the international tokamak JT-60SA*, [w:] *IECON 2014 - 40th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, 2014, s. 5035-5040, <https://doi.org/10.1109/IECON.2014.7049265>.
- [52] Maistrello Alberto, Gaio Elena, Ferro Alberto, Perna Mauro, Panizza Carlo, Soso Francesco, Novello Luca, Matsukawa Makoto, Yamauchi Kunihito, *Experimental Qualification of the Hybrid Circuit Breaker Developed for JT-60SA Quench Protection Circuit*, "IEEE Transactions on Applied Superconductivity" 2014, vol. 24, no. 3, s. 1-5, Art no. 3801505, <https://doi.org/10.1109/TASC.2013.2292358>.
- [53] Manzuk M., Avanesov S., Roshal A., Bestuzhev K., Nesterenko A., Volkov S., *The 70 kA pyrobreaker for ITER magnet back-up protection*, "Fusion Engineering and Design" 2013, vol. 88, no. 9–10, s. 1537–1540, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2013.01.006>.
- [54] Peng Chang, Huang Alex, Husain Iqbal, Lequesne Bruno, Briggs Roger, *Drive circuits for ultra-fast and reliable actuation of Thomson coil actuators used in hybrid AC and DC circuit breakers*, [w:] *2016 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*, 2016, s. 2927-2934,

- <https://doi.org/10.1109/APEC.2016.7468279>.
- [55] Peng Chang, Huang Alex, Husain Iqbal, Lequesne Bruno, Briggs Roger, *A Fast Mechanical Switch for Medium-Voltage Hybrid DC and AC Circuit Breakers*, "IEEE Transactions on Industry Applications" 2016, vol. 52, no. 4, s. 2911-2918, <https://doi.org/10.1109/TIA.2016.2539122>.
- [56] Peng Chang, Huang Alex Q., Song Xiaoqing, *Current commutation in a medium voltage hybrid DC circuit breaker using 15 kV vacuum switch and SiC devices*, [w:] *2015 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*, 2015, s. 2244-2250, <https://doi.org/10.1109/APEC.2015.7104661>.
- [57] Peng Chang, Husain Iqbal, Huang Alex Q., *Evaluation of design variables in Thompson coil based operating mechanisms for ultra-fast opening in hybrid AC and DC circuit breakers*, [w:] *2015 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*, 2015, s. 2325-2332, <https://doi.org/10.1109/APEC.2015.7104673>.
- [58] Peng Chang, Mackey Landon, Husain Iqbal, Huang Alex Q., Yu Wensong, Lequesne Bruno, Briggs Roger, *Active Damping of Ultrafast Mechanical Switches for Hybrid AC and DC Circuit Breakers*, "IEEE Transactions on Industry Applications" 2017, vol. 53, no. 6, s. 5354-5364, <https://doi.org/10.1109/TIA.2017.2740830>.
- [59] Bissal Ara, Magnusson Jesper, Engdahl Göran, *Electric to Mechanical Energy Conversion of Linear Ultrafast Electromechanical Actuators Based on Stroke Requirements*, "IEEE Transactions on Industry Applications" 2015, vol. 51, no. 4, s. 3059-3067, <https://doi.org/10.1109/TIA.2015.2411733>.
- [60] Wen Weijie, Huang Yulong, Al-Dweikat Mohmmad, Zhang Zu'an, Cheng Tiehan, Gao Shutong, Liu Weidong, *Research on Operating Mechanism for Ultra-Fast 40.5-kV Vacuum Switches*, "IEEE Transactions on Power Delivery" 2015, vol. 30, no. 6, s. 2553-2560, <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2015.2409122>.
- [61] Park S.H., Jang H.J., Chong J.K., Lee W.Y., *Dynamic analysis of Thomson coil actuator for fast switch of HVDC circuit breaker*, [w:] *2015 3rd International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology (ICEPE-ST)*, 2015, s. 425-430, <https://doi.org/10.1109/ICEPE-ST.2015.7368444>.
- [62] Jian Zhuangxian, Zhuang Jinwu, Wang Chen, Wu Jing, Liu Luhui, *Simulation analysis and design of a high speed mechanical contact base on electro-magnetic repulsion mechanism*, [w:] *2011 International Conference on Electrical Machines and Systems*, 2011, s. 1-5, <https://doi.org/10.1109/ICEMS.2011.6073650>.
- [63] Vilchis-Rodriguez D. S., Shuttleworth R., Barnes M., *Double-sided Thomson coil based actuator: Finite element design and performance analysis*, [w:] *8th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2016)*, 2016, s. 1-6, <https://doi.org/10.1049/cp.2016.0201>.
- [64] Vilchis-Rodriguez D. S., Shuttleworth R., Barnes M., *Finite element analysis and efficiency improvement of the Thomson coil actuator*, [w:] *8th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2016)*, 2016, s. 1-6, <https://doi.org/10.1049/cp.2016.0202>.

- [65] Lim Dong-Kuk, Woo Dong-Kyun, Kim Il-Woo, Shin Dong-Kyu, Ro Jong-Suk, Chung Tae-Kyung, Jung Hyun-Kyo, *Characteristic analysis and design of a thomson coil actuator using an analytic method and a numerical method*, "IEEE Transactions on Magnetics" 2013, vol. 49, no. 12, s. 5749-5755, <https://doi.org/10.1109/TMAG.2013.2272561>.
- [66] Wu Yifei, Wu Yi, Rong Mingzhe, Yang Fei, Zhong Jianying, Li Mei, Hu Yang, *A new Thomson coil actuator: Principle and analysis*, "IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology" 2015, vol. 5, no. 11, s. 1644-1655, <https://doi.org/10.1109/TCPMT.2015.2483322>.
- [67] Jankowski Piotr, Woloszyn Mirosław, *Suitability study of hybrid model of electrodynamic actuator*, "International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics" 2014, vol. 45, no. 1–4, s. 649–657, <https://doi.org/10.3233/JAE-141889>.
- [68] Jankowski Piotr, Mindykowski Janusz, Woloszyn Mirosław, *Effect of power frequency on the stress state of disc actuator*, "International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics" 2014, vol. 45, no. 1–4, s. 639–647, <https://doi.org/10.3233/JAE-141888>.
- [69] Jankowski Piotr, Woloszyn Mirosław, *Comparison of properties of the new electro-mechanical model and circumferential model of the inductive-dynamic drive*, "International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics" 2018, vol. 59, no. 2, s. 483–494, <https://doi.org/10.3233/JAE-171241>.
- [70] ANSYS, "Maxwell Help," no. January. s. 2961, 2019, [Online]. Available: www.ansys.com.
- [71] *Design and manufacturing of the 2 kA system*, Opracowanie nr 2014/2017.
- [72] *Design, manufacturing and testing of the two 600 A system in a one rack*, Opracowanie nr 2054/2018.

SPIS RYSUNKÓW

Rys. 1.	Uproszczone przebiegi prądu i napięcia przy wyłączaniu zwartego obwodu wyłącznikiem magnetowydmuchowym: a) schemat obwodu zwartego; b) przebiegi prądów i napięć.....	8
Rys. 2.	Uproszczony schemat obwodu trakcyjnego z wyłącznikiem ultraszybkim WKW, próżniowym (KP) lub hybrydowym (TK).....	11
Rys. 3.	Szkic członu łączeniowego PCL z napędem NID i centralnie umieszczoną sprężyną dociskową: a) w stanie zamkniętym, b) w stanie otwartym.....	14
Rys. 4.	Przekrój NID przy założeniu symetrii względem osi z: a) szkic modelu; b) model NID w programie <i>Ansys Maxwell</i>	21
Rys. 5.	Szkic modelu napędu dla symulacji przy zmianach średnicy zewnętrznej cewki napędu: a) $\varnothing_{zew} = 80$ mm; b) $\varnothing_{zew} = 180$ mm	24
Rys. 6.	Zależność siły F_N rozwijanej przez NID od zmiany średnicy zewnętrznej cewki napędowej \varnothing_{zew} przy stałej wartości amplitudy prądu I_L	25
Rys. 7.	Szkice modelu napędu dla symulacji przy jednoczesnej zmiany średnic wewnętrznej oraz zewnętrznej napędu: a) $\varnothing_{wew} = 40$ mm; $\varnothing_{zew} = 120$ mm ..	26
Rys. 8.	Siła napędowa F_N w funkcji przepływu $\Theta = (40 \div 240)$ kAzw dla cewek o zmiennych średnicach $\varnothing_{wew} = (40 \div 120)$ mm oraz $\varnothing_{zew} = (120 \div 200)$ mm .	28
Rys. 9.	Gęstość prądu J w napędzie o parametrach a) $\varnothing_{wew} = 40$ mm, $\Theta = 40$ kAzw., b) $\varnothing_{wew} = 40$ mm, $\Theta = 240$ kAzw.....	30
Rys. 10.	Gęstość prądu J w napędzie o parametrach a) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 40$ kAzw., b) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 240$ kAzw.....	31
Rys. 11.	Indukcja magnetyczna B w napędzie o parametrach a) $\varnothing_{wew} = 40$ mm, $\Theta = 40$ kAzw., b) $\varnothing_{wew} = 40$ mm, $\Theta = 240$ kAzw.....	32
Rys. 12.	Indukcja magnetyczna B w napędzie o parametrach a) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 40$ kAzw., b) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 240$ kAzw.....	33
Rys. 13.	Wektory gęstości siły działającej na górną krawędź dysku w napędzie o a) $\varnothing_{wew} = 40$ mm, $\Theta = 40$ kAzw., b) $\varnothing_{wew} = 120$ mm, $\Theta = 40$ kAzw.....	34
Rys. 14.	Maksymalne wartości siły napędowej przy jednoczesnej zmianie obydwu średnic napędu dla przepływów z zakresu $\Theta = (40 \div 240)$ kAzw.....	35
Rys. 15.	Szkic modelu napędu dla symulacji przy zmianach średnicy wewnętrznej cewki napędu: a) $\varnothing_{wew} = 70$ mm; b) $\varnothing_{wew} = 170$ mm.....	37
Rys. 16.	Zależność siły rozwijanej przez NID od zmiany średnicy wewnętrznej cewki napędowej przy stałej wartości amplitudy prądu I_L	37
Rys. 17.	Siła napędowa w funkcji długości szczeliny a dla pięciu częstotliwości f wymuszenia zasilającego cewkę z zakresu $(700 \div 1900)$ Hz.....	40
Rys. 18.	Indukcja pola magnetycznego B dla NID dla wybranej częstotliwości wymuszenia $f = 700$ Hz oraz szczeliny a : a) 0,2 mm b) 1,5 mm c) 3 mm.....	42
Rys. 19.	Indukcja pola magnetycznego B dla NID dla wybranej częstotliwości wymuszenia $f = 1900$ Hz oraz szczeliny a : a) 0,2 mm; b) 1,5 mm; c) 3 mm.....	43
Rys. 20.	Szkic modelu napędu dla dwóch skrajnych szerokości uzwojenia a) 1 mm b) 5 mm.	44

Rys. 21. Gęstość prądów J w dysku napędu dla drutu nawojowego o szerokości: a) 1 mm; b) 5 mm.....	45
Rys. 22. Indukcja magnetyczna B w dysku napędu dla drutu nawojowego: a) 1 mm; b) 5 mm.	46
Rys. 23. Zależność siły napędowej F_N od zmiany szerokości drutu nawojowego w zakresie (1÷5) mm.....	47
Rys. 24. Zależność siły napędowej od częstotliwości wymuszenia zasilającego f dla trzech wybranych napędów o średnicach wewnętrznych $\varnothing_{wew} = 40; 80; 120$ mm.	48
Rys. 25. Próżniowe człony łączeniowe: a) 600 A; b) 1250 A.....	49
Rys. 26. Stanowisko laboratoryjne do badania NID w próżniowych członach łączeniowych.....	50
Rys. 27. Schemat ideowy stanowiska laboratoryjnego do badania członów łączeniowych wyposażonych w NID.	51
Rys. 28. Wybrany oscylogram przebiegów napięciowych zarejestrowanych na oscyloskopie OK w punktach pokazanych na rys. 27.....	52
Rys. 29. Wybrane klatki filmu przemieszczenia się styku ruchomego członu łączeniowego.....	53
Rys. 30. Próżniowy człon łączeniowy z dyskiem aluminiowym (a) oraz miedzianym (b) umieszczonym na aluminiowej podporze.....	54
Rys. 31. Przebiegi przemieszczeń dla dysku aluminiowego oraz miedzianego dla napięć $u_c = 700 \div 1200$ V.....	55
Rys. 32. Wybrane pomiary czasów własnych otwierania próżniowych członów łączeniowych z dyskiem aluminiowym (a) oraz miedzianym (b) dla $U_c = 700$ V.	56
Rys. 33. Wybrane pomiary czasów własnych otwierania próżniowych członów łączeniowych z dyskiem aluminiowym (a) oraz miedzianym (b) dla napięcia $u_c = 1200$ V.....	57
Rys. 34. Zależność czasu własnego otwierania próżniowego członu łączeniowego z dyskiem aluminiowym oraz miedzianym od napięcia na kondensatorze napędu.	58
Rys. 35. Charakterystyki przemieszczenia w funkcji czasu dla wybranych napięć kondensatora U_c . Wyniki dla próżniowego członu łączeniowego na prądy: a) 600 A; b) 2000 A; c) 4000 A.	60
Rys. 36. Charakterystyki czasów własnych otwierania w funkcji napięcia na kondensatorze dla członów na: a) 600 A b) 2000 A c) 4000 A.	61
Rys. 37. Charakterystyki przemieszczania w funkcji czasu dla docisków w zakresie (200 ÷1480) N.....	62
Rys. 38. Czasy własne otwierania w funkcji siły docisku dla próżniowego członu zestykowego na prąd znamionowy 4000 A.....	63

SPIS TABEL

Tabela 1.	Zmiana średnicy zewnętrznej NID wraz z dodatkowymi parametrami napędu oraz obwodu zasilającego (dla $I_L = 5 \text{ kA}$).....	25
Tabela 2.	Średnice wewnętrzna oraz zewnętrzna cewek wybranych do obliczeń napędów (dla $z = 20 \text{ zw}$)	26
Tabela 3.	Wpływ jednoczesnej zmiany średnic na siłę napędową dla przepływów z zakresu ($40 \div 240$) kAzw przy $f = 1200 \text{ Hz}$, $z = 20 \text{ zw}$	27
Tabela 4.	Wartości siły napędowej F_N , gęstości prądu J w dysku i indukcji magnetycznej B w dysku dla cewek o wybranych średnicach i przepływie $\theta_{\min} = 40 \text{ kAzw}$ oraz $\theta_{\max} = 240 \text{ kAzw}$	28
Tabela 5.	Wpływ jednoczesnej zmiany średnicy zewnętrznej oraz wewnętrznej napędu indukcyjno-dynamicznego na parametry napędu, przy wybranych przepływach $\theta_{\min} = 40$ oraz $\theta_{\max} = 240 \text{ kAzw}$	35
Tabela 6.	Zmiana średnicy wewnętrznej \varnothing_{wew} NID wraz z dodatkowymi parametrami napędu oraz obwodu zasilającego (dla $I_L = 5 \text{ kA}$, $\varnothing_{\text{zew}} = 180 \text{ mm}$).....	38
Tabela 7.	Zmiana średnicy wewnętrznej NID wraz z dodatkowymi parametrami napędu oraz obwodu zasilającego (dla $F_N = 60,7 \text{ kN}$, $\varnothing_{\text{zew}} = 180 \text{ mm}$).....	38
Tabela 8.	Zestawienie krotności wzrostu siły napędowej oraz energii kondensatorów dla zmiany średnicy wewnętrznej \varnothing_{wew} lub zewnętrznej \varnothing_{zew} przy maksymalnej otrzymanej sile napędowej $F_N = 60,7 \text{ kN}$ i liczbie zwojów $z = (3 \div 28)$	39
Tabela 9.	Wpływ zmiany częstotliwości $f = (600 \div 2400) \text{ Hz}$ dla wybranego napędu o średnicy wewnętrznej $\varnothing_{\text{wew}} = 80 \text{ mm}$ na parametry napędu oraz obwodu zasilającego przy przepływie $\theta = 120 \text{ kAzw}$	48
Tabela 10.	Czasy własne otwierania członu łączeniowego z dyskiem aluminiowym ($m = 2,9 \text{ kg}$) oraz miedzianym ($m = 3,2 \text{ kg}$) dla wybranych napięć $U_c = 700; 1200 \text{ V}$	58
Tabela 11.	Czas do uzyskania przerwy zestykowej równej 2 mm dla wybranych członów zestykowych przy wybranych napięciach (uwzględniono czas własny otwierania).....	61

SUMMARY

The monograph presents the method of selecting parameters of the vacuum contact unit (VCU) consisting of an inductive-dynamic drive (IDD), used as the main components in switches based on vacuum technology. The main issue was the cooperation of IDD with alternating current interrupters that can actively participate in switching off direct current. These studies were focused not only on the IDD drive, but also on its cooperation with other elements of the above-mentioned VCU elements. The obtained results and guidelines are intended for designers of this type of devices.

A multi-parameter theoretical analysis of the NID drive was carried out by simulating the magnetic and electrical phenomena occurring in it, depending on its design dimensions. This analysis was conducted on the basis of an axially symmetric 2D model. The influence of the drive dimensions on the force generated by the drive was investigated.

The paper presents the developed laboratory stand with the use of the high-speed camera Photron APX, where it was possible to measure displacements and analyze the nature of the movement of the VCU components, as well as to measure the opening time. The cooperation of drives with AC interrupters for 600 A and 1250 A was checked.